



HAL
open science

Étude expérimentale du comportement dynamique d'une éolienne offshore flottante soumise à l'action conjuguée de la houle et du vent

Adrien Courbois

► **To cite this version:**

Adrien Courbois. Étude expérimentale du comportement dynamique d'une éolienne offshore flottante soumise à l'action conjuguée de la houle et du vent. Mécanique des fluides [physics.class-ph]. Ecole Centrale de Nantes (ECN), 2013. Français. NNT: . tel-00840511

HAL Id: tel-00840511

<https://theses.hal.science/tel-00840511>

Submitted on 5 Jul 2013

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

École Centrale de Nantes

École Doctorale

Sciences Pour l'Ingénieur, Géosciences, Architecture

Année 2013

N° B. U. :

Thèse de Doctorat

Spécialité : MÉCANIQUE DES MILIEUX FLUIDES

Présentée et soutenue publiquement par :

Adrien COURBOIS

Le 18 Avril 2013
à l'École Centrale de Nantes

TITRE

**Étude expérimentale du comportement dynamique
d'une éolienne offshore flottante soumise à l'action
conjugée de la houle et du vent**

JURY

Rapporteurs	Laurent DAVID Christian MASSON	Professeur, Institut Pprime, Université de Poitiers Professeur, École de technologie supérieure, Montréal
Examineurs	Pierre FERRANT Pascal HÉMON Christine DE JOUETTE Jean-Marc ROUSSET	Professeur, LHEAA Lab., École Centrale Nantes Ingénieur de recherche, LadHyX Lab., École Polytechnique Directrice technique, AREVA Wind Ingénieur de recherche, LHEAA Lab., École Centrale Nantes
Membre invité	Olivier FLAMAND	Ingénieur de recherche, CSTB Nantes

Directeur de thèse : Pierre Ferrant, Professeur des Universités

Laboratoire : LHEAA Lab., École Centrale Nantes

Co-encadrant : Jean-Marc Rousset, Ingénieur de recherche

Laboratoire : LHEAA Lab., École Centrale Nantes

Co-encadrant : Olivier Flamand, Ingénieur de recherche

Entreprise : CSTB Nantes

N° ED : 498-269

Remerciements

Je suis très sensible à l'honneur que m'ont fait Laurent David (Institut Pprime), Christian Masson (École de technologie supérieure de Montréal), Pascal Hémon (LadHyX) et Christine De Jouette (AREVA Wind) d'avoir accepté de faire partie de mon jury. Je les remercie pour l'intérêt qu'ils ont porté à ce travail ainsi que pour les discussions enrichissantes que nous avons eues à l'occasion de la soutenance.

Je tiens également à remercier la Région Pays de la Loire pour le financement du programme de recherche R2GC dans lequel s'inscrit ce travail de thèse. La collaboration entre le Laboratoire de recherche en Hydrodynamique, Énergétique et Environnement Atmosphérique (LHEEA) de l'École Centrale de Nantes et le Centre Scientifique et Technique du Bâtiment (CSTB) m'a permis de travailler dans des conditions exceptionnelles, tant sur le plan humain que matériel.

Au CSTB, je remercie vivement Olivier Flamand pour son encadrement au quotidien, sa disponibilité, son optimisme et ses conseils pertinents qui ont grandement contribué à l'aboutissement de ce travail. Merci aussi à l'ensemble du personnel et notamment Stéphane Valin, Yvan Queveau, Olivier Viau, Guillaume Étourneau, Yves Têtard, Hervé Brebion, Frédéric Padiou pour la partie technique mais aussi Julien Berthaut, Julien Guilhot, Fabrice De Oliveira, Gérard Grillaud et Sylvain Aguinaga.

Au LHEEA, je tiens à exprimer toute ma reconnaissance à Pierre Ferrant (directeur de thèse) et Jean-Marc Rousset (co-encadrant) pour m'avoir proposé ce projet de recherche passionnant. Merci également pour la confiance que vous m'avez accordée tout au long de ce projet de grande envergure !

Par ailleurs, cette thèse n'aurait pu aboutir sans l'aide précieuse de l'équipe bassin, tant pour la conception et l'installation du dispositif expérimental que pour la réalisation des essais. J'adresse donc un immense merci à :

- Jean-Luc Toularastel pour son aide lors du dimensionnement de la maquette et du dispositif de soufflage. C'était un grand plaisir de travailler à tes côtés !
- Stéphane Lambert, Laurent Davoust et Xavier Légaré pour la partie technique. Ça n'a pas toujours été une mince affaire, mais on y est arrivé grâce à vos nombreux conseils, votre efficacité et tout cela sans jamais perdre le sourire !
- Félicien Bonnefoy pour son aide inestimable lors de ces derniers mois de thèse. Merci

pour ta patience et ta pédagogie (les minutes Fébo devraient être inscrites dans les formations de l'École Doctorale!).

Merci également à Virginie Baudry, Pierre-Emmanuel Guillerm, Ludovic Béguin, Matthieu Weber, Christian Berhault, Anne Levesque, Bruno Pettinotti pour leur aide pendant et après les essais.

Je salue également l'ensemble des doctorants que j'ai eu l'occasion de rencontrer avec une mention toute particulière pour mes premiers collègues de bureau, Nicolas et Khaled mais aussi Laetitia, Alban, Jaime et Alessandro. Merci pour tous ces bons moments passés en votre compagnie! Je tiens aussi à remercier Maxime Philippe pour la collaboration et les échanges fructueux aux cours de ces trois années. Merci également à Frédéric et Adel ainsi qu'aux nombreux thésards du LHEEA pour leur accueil lors de ces quatre derniers mois.

Impossible d'oublier tous mes amis qui ont contribué à rendre ces années de thèse aussi agréables avec en particulier :

- Les Nantais et leur traditionnel GKB. Mention spéciale pour Camille et sa relecture minutieuse du manuscrit!
- La forêt de Fontainebleau, la SNCF et l'ensemble des grimpeurs qui ont contribué à rendre ces moments de plein air si précieux.

Je dois beaucoup à toute ma famille, notamment à mes parents et à mes deux soeurs. Je termine sur cette pensée affectueuse pour eux et surtout pour Fiona qui a toujours été là pour moi, malgré la distance, pendant ces années de thèse.

Bon vent à tous!

Avril 2013
Adrien Courbois

Table des matières

Introduction générale	1
1 Éolien flottant et approche à échelle réduite	5
1.1 Introduction	6
1.2 Éolien flottant	6
1.2.1 Différents concepts d'éoliennes flottantes	6
1.2.2 Contexte de la simulation numérique et expérimentale	7
1.2.2.1 Simulation numérique	7
1.2.2.2 Simulations en bassin	8
1.3 Approche à échelle réduite pour l'étude en bassin de structures flottantes sou-	
mises à la houle et au vent	10
1.3.1 Lois de similitude	10
1.3.2 Modélisation du vent pour l'étude aéro-hydrodynamique de structures	
flottantes	11
1.3.2.1 Cas 1 : C_d indépendant de l'échelle	12
1.3.2.2 Cas 2 : C_d dépendant du nombre de Reynolds	12
1.3.2.3 Application à l'éolien flottant	13
1.4 Choix d'un prototype d'éolienne flottante	13
1.4.1 Choix de l'éolienne	13
1.4.1.1 Éolienne NREL 5MW	13
1.4.1.2 Courbe de fonctionnement de l'éolienne NREL 5MW	14
1.4.2 Choix d'un type de flotteur	15
1.4.2.1 Tri-floater	15
1.4.2.2 Dutch Tri-floater	15
1.5 Échelle géométrique	16
2 Développement d'un générateur de vent en bassin	19
2.1 Introduction	20
2.2 Modélisation du vent en bassin	20
2.2.1 Introduction	20
2.2.2 Soufflerie air-eau	20
2.2.3 Batterie de ventilateurs axiaux	21
2.2.4 Principe de soufflage : Utilisation de ventilateurs centrifuges	21

2.3	Validation du principe de soufflage sur une configuration simplifiée	22
2.3.1	Principales caractéristiques de cette configuration	23
2.3.2	Qualification aérodynamique	25
2.3.2.1	Matériels de mesure	25
2.3.2.2	Modélisation numérique	27
2.3.2.3	Rappel sur le jet libre	29
2.3.2.4	Profils de vitesse moyenne et d'énergie cinétique turbulente	29
2.3.2.5	Plage de fonctionnement du dispositif de soufflage	32
2.3.2.6	Taux de turbulence longitudinale	35
2.3.3	Génération de fluctuations basses fréquences par contrôle de la vitesse de rotation des ventilateurs	35
2.3.3.1	Génération de fluctuations de vitesse basse fréquence par contrôle de la vitesse de rotation des moteurs	35
2.3.4	Conclusion	36
2.4	Étude du générateur de vent dans sa configuration définitive	37
2.4.1	Dimensionnement du générateur de vent	37
2.4.1.1	Introduction	37
2.4.1.2	Diffuseurs	37
2.4.1.3	Diminution de la turbulence	38
2.4.1.4	Augmentation de l'homogénéité au centre du jet	40
2.4.1.5	Disposition optimale	43
2.4.1.6	Positionnement relatif des chassis de ventilateurs	44
2.4.1.7	Poutre support	45
2.4.2	Qualification expérimentale du générateur de vent dans sa configuration définitive	45
2.4.2.1	Introduction	45
2.4.2.2	Cartographie de vitesse moyenne	47
2.4.2.3	Cartographie de l'intensité turbulente longitudinale	51
2.4.2.4	Plage de fonctionnement du générateur de vent	51
2.4.3	Génération d'un spectre de vent marin	54
2.4.3.1	Sélection d'un spectre de vent marin	54
2.4.3.2	Comparaison entre la vitesse mesurée et la vitesse cible	54
2.5	Conclusion	55
3	Dimensionnement et caractérisation de la maquette	57
3.1	Introduction	58
3.2	Choix technologiques	58
3.2.1	Introduction	58
3.2.2	Définition du repère de travail	58
3.2.3	Échelle géométrique	59
3.2.4	Maquette aéroélastique	62
3.2.5	Utilisation de la poussée sur le rotor comme valeur cible pour la détermination de la vitesse du vent	62
3.2.6	Vitesse de rotation imposée	62
3.2.7	Limites de cette approche (cas 2)	63
3.2.8	Solutions envisageables	64
3.2.8.1	Disque	64

3.2.8.2	Utilisation de profils à bas Reynolds	64
3.2.8.3	Détermination d'un nouveau vrillage	65
3.3	Dimensionnement et réalisation de la maquette	65
3.3.1	Méthodologie de dimensionnement	65
3.3.2	Dimensionnement des pales	66
3.3.2.1	Caractéristiques aérodynamiques et structurelles des pales NREL	66
3.3.2.2	Aérodynamique de la pale	68
3.3.2.3	Blade Element-Momentum theory	69
3.3.2.4	Utilisation de la BEM pour le dimensionnement du nouveau vrillage	71
3.3.3	Réalisation des pales	75
3.3.4	Mesure des propriétés géométriques et structurelles de la pale et com- paraison avec le cahier des charges	76
3.3.5	Conception de la nacelle	80
3.3.6	Conception du moyeu	81
3.3.7	Conception de la tour	81
3.3.7.1	Caractéristiques de la tour NREL terrestre	81
3.3.7.2	Modification de la tour NREL pour la prise en compte du flotteur	82
3.3.7.3	Conception de la tour	83
3.3.8	Conception du flotteur	84
3.4	Caractérisation de la maquette	85
3.4.1	Principales caractéristiques du système complet	85
3.4.2	Calibration de la poussée en soufflerie	86
3.4.2.1	Introduction	86
3.4.2.2	Détermination de la courbe de poussée de l'éolienne	86
3.4.2.3	Comparaison entre l'expérience et le code BEM pour la courbe de poussée	90
3.4.2.4	Comparaison des courbes de poussée obtenues en soufflerie et en bassin	92
3.4.2.5	Limite des essais en soufflerie	97
3.5	Conclusion	98
4	Protocole d'essai et mise en place de l'expérience	99
4.1	Introduction	100
4.2	Présentation de l'expérience	100
4.2.1	Introduction	100
4.2.2	Définition d'un repère local basé sur la nacelle	101
4.2.3	Grandeurs physiques mesurées	102
4.2.4	Configurations d'essai	103
4.3	Conditions d'essais	106
4.3.1	Houles régulières	106
4.3.2	Houle irrégulière	109
4.3.3	Houles irrégulières directionnelles	110
4.3.4	Vent constant	112
4.3.5	Spectre de vent	112
4.3.5.1	Méthodologie pour la génération de spectres de vent en bassin	112

4.3.5.2	Caractéristiques du spectre de vent utilisé pour les essais en bassin	114
4.4	Qualification hydrodynamique de la maquette	118
4.4.1	Ancrages	118
4.4.1.1	Modélisation des lignes d’ancrage	118
4.4.1.2	Qualification des ancrages	118
4.4.1.3	Réponse des ancrages	121
4.4.2	Essais d’extinction	123
4.4.2.1	Introduction	123
4.4.2.2	Modélisation	123
4.4.2.3	Mesures et observations	124
4.4.2.4	Périodes propres	124
4.4.2.5	Analyse de l’amortissement	127
4.4.2.6	Discussion sur les essais d’extinction	132
5	Comportement de l’éolienne flottante	133
5.1	Introduction	134
5.2	Analyse globale	134
5.2.1	Mouvements de la maquette	135
5.2.2	Efforts	138
5.2.3	Accélération	143
5.2.4	Répétabilité	147
5.2.5	Synthèse	148
5.3	Étude de la réponse aux fréquences de houle	149
5.3.1	Introduction	149
5.3.2	Analyse du comportement du système en l’absence de vent	149
5.3.3	Influence du vent sur la réponse aux fréquences de houle	150
5.3.3.1	Comparaison avec et sans vent	150
5.3.4	Influence de la cambrure	152
5.3.5	Influence de la direction principale de la houle	152
5.3.6	Synthèse	157
5.4	Étude de la réponse basse fréquence	159
5.4.1	Influence de la période de pic sur le comportement basse fréquence du système	159
5.4.2	Influence du vent sur la réponse basse fréquence	162
5.4.3	Fonction de transfert du système obtenue par génération de signaux de vents sinusoidaux	165
5.4.3.1	Analyse des résultats et discussion	166
5.5	Influence de l’effort exciteur basse fréquence du vent fluctuant	167
5.5.1	Introduction	167
5.5.2	Analyse des résultats	167
5.6	Conclusion	171
6	Comparaison avec différents modèles	173
6.1	Introduction	174
6.2	Comparaison expérimentale entre le rotor tournant et un modèle simplifié (disque)	174

6.2.1	Introduction	174
6.2.2	Dimensionnement du disque	174
6.2.3	Étude en houle seule	176
6.2.3.1	Réponse aux fréquences de houle	176
6.2.3.2	Réponse basse fréquence	176
6.2.4	Étude avec houle et vent	178
6.2.4.1	Réponse aux fréquences de houle	178
6.2.4.2	Réponse basse fréquence	178
6.2.4.3	Effort excitateur basse fréquence du vent fluctuant	182
6.2.5	Conclusion	182
6.3	Comparaison entre les essais en bassin et un modèle numérique	185
6.3.1	Introduction	185
6.3.2	Modèle numérique des essais extrapolés à l'échelle réelle	185
6.3.3	Comparaison entre l'expérience et le numérique pour la réponse aux fréquences de houle	186
6.3.3.1	Influence de la turbulence naturelle du vent généré sur le mouvement de tangage	188
6.3.4	Conclusion	188
	Conclusion générale	190
	Annexes	201
	A Compléments sur le matériel de mesure	203
A.1	Anémomètres	203
A.1.1	Tubes de pitot	203
A.1.2	Anémomètre sonique	203
	B Répétabilité et répétitivité	205
B.1	Répétabilité	205
B.1.1	Qualification des ancrages	205
B.1.2	Houles irrégulières	206
B.1.3	Houle régulière	219
B.2	Répétitivité	223
B.2.1	Influence de la direction principale de la houle	223

Liste des Abréviations

BEM	Blade Element-Momentum theory
CAO	Conception Assistée par Ordinateur
Cd	Drag Coefficient (Coefficient de traînée)
CFD	Computational Fluid Dynamics
Cl	Lift coefficient (Coefficient de portance)
CSTB	Centre Scientifique et Technique du Bâtiment
DOWEC	Dutch Offshore Wind Energy Converter
DSP	Densité Spectrale de Puissance
DU	Delft University
FAST	Fatigue, Aerodynamics, Structures and Turbulence
Fr	Nombre de Froude
IRPHE	Institut de Recherche sur les Phénomènes Hors Équilibre
LHEEA	Laboratoire de recherche en Hydrodynamique, Énergétique et Environnement Atmosphérique
NACA	National Advisory Committee for Aeronautics
NREL	National Renewable Energy Laboratory
R2GC	Réseau de Recherche en Génie Civil
Re	Nombre de Reynolds
SAH	Sonde A Houle
SL	Surface Libre
TLP	Tension Leg Platform
TSR	Tip-Speed Ratio

Liste des figures

1.1	Différents concepts de plateformes flottantes (Source : Philippe (2012) , LHEEA)	7
1.2	Évolution des grandeurs caractéristiques de l'éolienne en fonction de la vitesse du vent en régime stationnaire (Source : NREL)	14
1.3	Différents types de Tri-floaters	15
2.1	Photographie du ventilateur utilisé pour simuler les efforts aérodynamiques (Source : Chakrabarti (1998))	21
2.2	Quelques systèmes existants pour la génération de vent en bassin (de g. à d. : Murakoshi et al. (2004) , Nielsen et al. (2006) , Buchner et al. (2001))	22
2.3	Principe de soufflage	23
2.4	Première configuration de soufflage	24
2.5	Définition du repère orthonormal	25
2.6	Anémomètres	26
2.7	Maillage d'un unique dispositif de soufflage	28
2.8	Diffusion de jet	29
2.9	Profils de vitesse moyenne longitudinale et d'énergie cinétique turbulente en aval de la buse de soufflage	30
2.10	Iso-contours de la vitesse moyenne longitudinale, 1.53 m en aval de la buse de soufflage	31
2.11	Iso-contours de vitesse moyenne, 3 m et 5 m en aval de la buse de soufflage, pour 30 % et 50 % de la puissance maximale des ventilateurs	33
2.12	Évolution longitudinale de la vitesse axiale et de l'énergie cinétique turbulente	34
2.13	Pilotage automatique des ventilateurs	35
2.14	Évolution de la vitesse moyenne longitudinale en sortie de buse en fonction de la fréquence d'alimentation des moteurs	36
2.15	Comparaison entre la vitesse cible et la vitesse mesurée en sortie de buse	37
2.16	Conception des diffuseurs (Source : Koller SAS)	38
2.17	Modélisation numérique du générateur de vent	41
2.18	Cartographie numérique de la vitesse moyenne longitudinale 2 m en aval de la buse	42
2.19	Comparaison de la vitesse moyenne longitudinale d'un ensemble de quatre diffuseurs avec et sans la forme convergente	42
2.20	Forme convergente	43

2.21 Répartition en tronçons de la buse de soufflage	44
2.22 Vue de principe du générateur de vent dans sa configuration définitive	45
2.23 Rehausse de la poutre support	46
2.24 Générateur de vent dans sa configuration définitive	46
2.25 Iso-contours de vitesse et d'intensité turbulente dans le plan de l'éolienne (2 m en aval de la buse de soufflage) à 50 % de la puissance maximale des ventilateurs	49
2.26 Comparaison entre l'expérience et la modélisation numérique	50
2.27 Cartographie des mesures de vitesse et d'intensité turbulente dans le plan de l'éolienne (2 m en aval de la buse de soufflage) à 30 % de la puissance maximale des ventilateurs	52
2.28 Évolution longitudinale de la vitesse axiale et de l'énergie cinétique turbulente	53
2.29 Moyenne des données mesurées (gauche) et formulation d'Ochi et Shin (droite)	54
2.30 Évolution de la vitesse moyenne longitudinale 2 m en aval de la buse de soufflage en fonction de la fréquence d'alimentation des moteurs	55
2.31 Comparaison entre le signal mesuré et le signal cible ; signal temporel (gauche) et densité spectrale de puissance adimensionnée (droite)	56
3.1 Définition du repère de travail (source : Philippe (2012))	59
3.2 Visualisation du placement de l'éolienne par rapport à la buse de soufflage	60
3.3 Cartographie des mesures de vitesse et d'intensité turbulente dans le plan de l'éolienne (2 m en aval de la buse de soufflage) à 50 % de la puissance maximale des ventilateurs	61
3.4 Solution du disque : Source WindFloat	65
3.5 Définition des grandeurs utilisées pour le dimensionnement de la pale (Source : Jonkman & Buhl Jr (2005))	67
3.6 Visualisation des profils utilisés pour la pale NREL 5MW	68
3.7 Triangle des vitesses et forces exercées sur un profil d'éolienne	69
3.8 Comparaison entre la poussée et le couple obtenus avec notre modélisation (BEM) et les valeurs théoriques données par le laboratoire NREL	72
3.9 Influence du nombre de Reynolds sur les coefficients aérodynamiques pour le profil NACA64A17	74
3.10 Comparaison entre le vrillage NREL et le nouveau vrillage	74
3.11 Évolution de la corde le long de la pale (échelle 1)	76
3.12 Plan d'ensemble d'une pale	77
3.13 Source : Heol Composites	78
3.14 Détermination de la fréquence propre de la pale par accélérométrie	78
3.15 Photographies de la nacelle	79
3.16 Visualisation des deux premiers modes du mât modifié pour le Tri-floater	83
3.17 Barreau instrumenté et jauges de déformation	84
3.18 Dutch Tri-floater à l'échelle du 1/50 ^e	85
3.19 Essais en soufflerie SC1 (CSTB)	87
3.20 Courbes de poussée obtenues en soufflerie (échelle maquette)	87
3.21 Comparaison de la courbe de poussée obtenue numériquement et expérimentalement	90
3.22 Comparaison des courbes de poussée obtenues en soufflerie et en bassin (échelle maquette)	92

3.23	Visualisation de l'influence de l'angle d'assiette sur l'angle d'attaque (Sans angle d'assiette en noir et avec angle en gris)	93
3.24	Évolution de l'angle d'attaque pour une pale au cours de sa rotation pour un angle d'assiette de 6.5° , un angle de 5° sur l'arbre moteur, une vitesse de vent de 4.6 m s^{-1} , une rotation de 85 rpm et à une position zloc=0.97 m (conditions d'essai en bassin)	95
3.25	Évolution de la poussée avec l'angle d'attaque (échelle maquette)	96
3.26	Détermination de la fréquence propre du mât par impulsion (hammer test), sollicitation dans le sens du vent (axe x)	97
4.1	Vue d'ensemble de la maquette et du générateur de vent	100
4.2	Repère local basé sur la nacelle (visualisation dans le cas d'un angle d'assiette μ)	101
4.3	Représentation schématique des valeurs physiques mesurées	102
4.4	Trajectographie	103
4.5	Comparaison des différentes solutions utilisées pour le rappel des câbles d'instrumentation	104
4.6	Signal temporel (échelle bassin)	107
4.7	Résumés des houles régulières générées (\circ : $\epsilon = 0.03$, \times : $\epsilon = 0.015$, \star : $\epsilon = 0.06$)	108
4.8	Spectre de Pierson-Moskowitz	109
4.9	Visualisation de l'élévation de la surface libre pour une partie de la houle irrégulière I8 (échelle bassin)	110
4.10	Visualisation de l'étalement directionnel généré en bassin	111
4.11	Valeurs cibles (\circ : sans vent, \diamond : V1, $*$: V2, \square : V3)	113
4.12	Méthodologie utilisée pour la génération d'un spectre de vent offshore	115
4.13	Comparaison entre le signal de poussée mesuré et le signal cible (échelle bassin)	116
4.14	Répétitivité pour la génération d'un vent fluctuant (échelle maquette)	117
4.15	Vue de dessus du système d'ancrages (échelle maquette)	119
4.16	Évolution de l'effort d'ancrage et des mouvements du flotteur en fonction du temps (échelle maquette)	120
4.17	Évolution de l'effort et de la raideur des ancrages avec le cavalement (échelle maquette)	120
4.18	Réponse symétrique des ancrages pour une houle irrégulière I4 (échelle maquette)	121
4.19	Influence de la cambrure (\circ : $\epsilon = 0.03$, \times : $\epsilon = 0.015$, \star : $\epsilon = 0.06$) et de la vitesse du vent (\circ : sans vent, $*$: V2, \square : V3) sur les valeurs moyennes pour le cavalement (échelle maquette)	121
4.20	Évolution de l'amplitude du mouvement sans vent en fonction du temps (échelle maquette)	125
4.21	Évolution de l'amplitude du mouvement avec vent en fonction du temps (échelle maquette)	126
4.22	Évolution de la période propre en fonction de l'amplitude initiale du mouvement (échelle maquette)	126
4.23	Essais d'extinction et enveloppes pour les cas sans vent	129
4.24	Évolution du paramètre d'amortissement (en pourcentage de l'amortissement critique) en fonction de l'amplitude initiale du mouvement	129
4.25	Décroissance des extrema	131

5.1	Illustration qualitative de l'évolution des efforts de houle en fonction de la fréquence	135
5.2	Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) pour une houle irrégulière I4 sans vent (roulis, tangage et cavalement)	136
5.3	Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) pour une houle irrégulière I4 et un vent V3 (roulis, tangage et cavalement) . .	137
5.4	Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) du mouvement de pilonnement pour une houle irrégulière I4 avec vent V3 et sans vent	139
5.5	Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) pour une houle irrégulière I4 sans vent (embardée et lacet)	140
5.6	Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) pour une houle irrégulière I4 et un vent V3 (embardée et lacet)	141
5.7	Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) des efforts d'ancrage pour une houle irrégulière I4 sans vent	142
5.8	Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) des efforts d'ancrage pour une houle irrégulière I4 et un vent V3	142
5.9	Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) pour une houle irrégulière I4 sans vent et avec vent V3 (poussée sur le rotor et moment en pied de mât $M_{y'}$)	144
5.10	Évolution de la la poussée sur le rotor en fonction de la vitesse du vent (avec contrôleur)	145
5.11	Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) du moment en pied de mât $M_{x'}$ pour une houle irrégulière I4 sans vent	145
5.12	Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) du moment en pied de mât $M_{x'}$ pour une houle irrégulière I4 et un vent V3 . . .	145
5.13	Signal temporel (à gauche) et densité spectrale de puissance (à droite) de l'accélération de la nacelle pour une houle irrégulière I4 sans vent	146
5.14	Signal temporel (à gauche) et densité spectrale de puissance (à droite) de l'accélération de la nacelle pour une houle irrégulière I4 et un vent V3	146
5.15	RAOs sans vent (\circ : houle régulière, $-$: houle irrégulière I8) et avec vent V3 (\square : houle régulière, \cdots : houle irrégulière I8)	151
5.16	Influence de la vitesse du vent sur le mouvement de tangage et cavalement (\circ : sans vent, \diamond : V1, $*$: V2, \square : V3)	152
5.17	RAOs sans vent et à différentes cambrures (\circ : $\epsilon = 0.03$, \times : $\epsilon = 0.015$, \star : $\epsilon = 0.06$)	153
5.18	Directions de houle générées en bassin	154
5.19	RAO avec et sans vent pour une houle irrégulière I4 (En pointillé sans vent et en trait plein avec vent V3)	155
5.20	Comparaison des RAOs en roulis obtenues avec le rotor et le disque pour une houle irrégulière I4 d'angle $\theta_0 = 30^\circ$ sans vent et avec vent V3	156
5.21	Évolution des moments en pied de mât, de la poussée sur le rotor et de l'accélération en tête de mât en fonction de l'angle θ_0 pour la configuration I4, V3	157
5.22	Densité spectrale de puissance sans vent pour les houles I4, I7 et I8	159
5.23	Densité spectrale de puissance sans vent pour les houles I4, I7 et I8	161

5.24	Influence de la vitesse du vent V3 sur le comportement dynamique du système (houle irrégulière I4)	163
5.25	Influence de la vitesse du vent V3 sur le comportement dynamique du système (houle irrégulière I7)	163
5.26	Influence de la vitesse du vent V3 sur le comportement dynamique du système (houle irrégulière I8)	164
5.27	Évolution temporelle des différents degrés de liberté avec un vent sinusoïdal (échelle bassin)	165
5.28	Fonction de transfert du système obtenue par génération de signaux de vents sinusoïdaux (\square : V3, + : V4)	166
5.29	Influence des fluctuations basses fréquences du vent sur le comportement dynamique du système (houle irrégulière I4)	169
5.30	Influence des fluctuations basses fréquences du vent sur le comportement dynamique du système (houle irrégulière I8)	170
6.1	Disque	175
6.2	Évolution de la poussée en fonction de la vitesse du vent pour la formulation théorique de Morison, le disque et le rotor	175
6.3	Comparaison des RAOs obtenues avec le rotor (–) et avec le disque (⋯)	176
6.4	Comparaison des densités spectrales de puissance obtenues avec le rotor et avec le disque pour une houle irrégulière I4	177
6.5	Comparaison des RAOs obtenues avec le rotor (∇ et –) et avec le disque (+ et ⋯) pour un vent constant V3	179
6.6	Comparaison des densités spectrales de puissance obtenues avec le rotor et le disque pour la configuration I4	180
6.7	Comparaison des densités spectrales de puissance obtenues avec le rotor et le disque pour la configuration I8	181
6.8	Calibration du disque et comparaison entre les signaux de consigne en vitesse de vent pour le rotor et le disque	182
6.9	Comparaison des densités spectrales de puissance obtenues avec le rotor et le disque pour la configuration I4 et le spectre de vent	183
6.10	Comparaison des densités spectrales de puissance obtenues avec le rotor et le disque pour la configuration I8 et le spectre de vent	184
6.11	Étude numérique d'un Tri-floater à l'aide du code développé par Philippe (2012)	185
6.12	Comparaison entre les essais (Δ) et le modèle numérique (⋯) des RAOs sans vent	187
6.13	Comparaison entre les essais (∇) et le modèle numérique (⋯) des RAOs avec vent V3	187
6.14	Influence de la turbulence naturelle du vent V3 généré sur le mouvement de tangage	188
A.1	Anémomètre sonique	204
B.1	Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) des rotations de la maquette pour une houle irrégulière I4 sans vent (échelle maquette)	207

B.2	Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) des translations de la maquette pour une houle irrégulière I4 sans vent (échelle maquette)	208
B.3	Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) des efforts exercés sur la maquette pour une houle irrégulière I4 sans vent	209
B.4	Signal temporel (à gauche) et densité spectrale de puissance (à droite) de l'accélération de la nacelle pour une houle irrégulière I4 sans vent	210
B.5	Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) des rotations de la maquette pour une houle irrégulière I4 et un vent V3 (échelle maquette)	211
B.6	Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) des translations de la maquette pour une houle irrégulière I4 et un vent V3 (échelle maquette)	212
B.7	Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) des efforts exercés sur la maquette pour une houle irrégulière I4 et un vent V3	213
B.8	Signal temporel (à gauche) et densité spectrale de puissance (à droite) de l'accélération de la nacelle pour une houle irrégulière I4 et un vent V3	214
B.9	Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) des rotations de la maquette pour une houle irrégulière I8 avec vent V3 (échelle maquette)	215
B.10	Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) des translations de la maquette pour une houle irrégulière I8 et un vent V3 (échelle maquette)	216
B.11	Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) des efforts exercés sur la maquette pour une houle irrégulière I8 et un vent V3 (échelle maquette)	217
B.12	Signal temporel (à gauche) et densité spectrale de puissance (à droite) de l'accélération de la nacelle pour une houle irrégulière I8 et un vent V3 (échelle maquette)	218
B.13	Répétabilité sur les sondes à houle (Expérience 1 : \circ , Expérience 2 : \triangle)	219
B.14	Répétabilité des valeurs cibles pour le vent V3 (Expérience 1 : \square , Expérience 2 : ∇)	219
B.15	Répétabilité des valeurs moyennes sans vent (Expérience 1 : \circ , Expérience 2 : \triangle)	220
B.16	Répétabilité des valeurs moyennes avec le vent V3 (Expérience 1 : \square , Expérience 2 : ∇)	220
B.17	Répétabilité sans vent (Expérience 1 : \circ , Expérience 2 : \triangle)	221
B.18	Répétabilité avec vent V3 (Expérience 1 : \square , Expérience 2 : ∇)	222
B.19	Répétitivité pour la houle I4 avec une direction de houle $\theta_0 = 20^\circ$	223
B.20	Répétitivité sans vent pour la houle I4 avec une direction de houle $\theta_0 = 20^\circ$	224
B.21	Répétitivité avec vent V3 pour la houle I4 avec une direction de houle $\theta_0 = 20^\circ$	225

Liste des tableaux

1.1	Facteurs d'échelle pour les principales grandeurs physiques	12
1.2	Propriétés générales de l'éolienne NREL 5MW	14
1.3	Caractéristiques principales du Dutch Tri-floater	16
2.1	Caractéristiques du premier dispositif de soufflage	23
2.2	Dimensions du domaine de calcul	28
2.3	Dimensions du domaine de calcul	40
3.1	Degrés de liberté d'une structure flottante	58
3.2	Facteurs d'échelle utilisés pour le dimensionnement de la maquette	60
3.3	Dénomination utilisée dans ce mémoire et dénomination standard	66
3.4	Caractéristiques aérodynamiques de la pale NREL	67
3.5	Caractéristiques structurelles de la pale NREL	68
3.6	Évolution du nombre de Reynolds local le long de la pale	73
3.7	Comparaison entre le vrillage NREL et le nouveau vrillage	75
3.8	Grandeurs aérodynamiques pour le premier et le dernier profil (en gras)	75
3.9	Masse des pales	76
3.10	Comparaison pour une pale entre le cahier des charges et l'expérience	79
3.11	Caractéristiques techniques du motoréducteur utilisé	80
3.12	Comparaison pour la nacelle entre le cahier des charges, le modèle CAO et l'expérience	80
3.13	Comparaison pour le moyeu entre le cahier des charges, le modèle CAO et l'expérience	81
3.14	Propriétés générales de la tour NREL (éolien terrestre)	82
3.15	Principales caractéristiques de la tour Tri-floater	82
3.16	Comparaison entre le cahier des charges, RDM6 et l'expérience pour les principales caractéristiques de la tour Tri-floater	84
3.17	Comparaison pour le flotteur entre le cahier des charges, le modèle CAO et l'expérience	85
3.18	Comparaison entre le cahier des charges, le modèle CAO et l'expérience de la masse de la maquette de l'éolienne sur son flotteur	86
3.19	Angles d'attaque des différents profils prédits par le code BEM pour les conditions d'essai en bassin	89

3.20	Comparaison des ratios obtenus avec Javafoil et XFLR5 pour le coefficient de traînée et de portance entre l'échelle 1 et l'échelle maquette	91
4.1	Résumé des différents tests effectués	105
4.2	Résumé des houles régulières générées	108
4.3	Résumé des houles irrégulières générées	110
4.4	Directions de houle générées en bassin pour les houles irrégulières I4 et I8	111
4.5	Points de fonctionnement de l'éolienne NREL 5MW simulés en bassin	112
4.6	Définition des conventions utilisées pour les différentes vitesses de vent dans le cas de houles régulières	112
4.7	Caractéristiques (à l'échelle 1) du vent fluctuant généré en bassin	116
4.8	Périodes et fréquences propres	127
4.9	Coefficients d'amortissement obtenus avec la méthode de l'amortissement linéaire équivalent et la méthode de décroissance de la procédure ITTC (échelle maquette)	131
5.1	Répétabilité entre les des deux campagnes d'essais (- : pas répétable, + : bonne répétabilité, ++ : excellente répétabilité	147
5.2	Résumé du type de réponse observé pour chaque degré de liberté (ddl) dans le cas d'un angle $\theta_0 = 0$	148
5.3	Résumés des signaux de vent sinusoidaux générés	165
5.4	Tableau récapitulatif des efforts, des mouvement principaux et de l'accélération dans le cas d'une houle I4 avec vent V3 et avec le spectre de vent défini en 4.3.5	168
6.1	Caractéristiques des houles régulières générées avec vent dans le cas du disque et pour une cambrure $\epsilon = 0.03$	178
6.2	Valeurs moyennes pour le vent V3	186
A.1	Etalonnage des capteurs de pression différentielle	203
A.2	Plage de fonctionnement du Windmaster	204
B.1	Raideur d'ancrage en cavalement (échelle 1)	205

Introduction générale

Le contexte environnemental pousse le domaine de l'éolien à se tourner vers l'offshore. Le plan sur les énergies renouvelables présenté le 17 novembre 2008 précise que l'objectif français en matière d'énergie éolienne est la production de 25 000 Mégawatts en 2020 contre 5 000 MW aujourd'hui. Les experts s'accordent à dire que cet objectif est irréalisable sans le développement de l'éolien offshore dont l'objectif chiffré est de 6 000 MW d'ici 2020. A vrai dire, la technologie offshore présente de nombreux avantages par rapport à l'éolien terrestre. Du fait de l'absence d'obstacle, la longueur de rugosité est faible (Troen & Petersen (1989) et Lange *et al.* (2004)). Le potentiel éolien en mer bénéficie donc de vitesses moyennes de vent plus élevées que son homologue terrestre. Le taux de turbulence y est également plus faible. Ces deux aspects conduisent respectivement à une augmentation de la puissance récupérable mais aussi à une diminution des phénomènes de fatigue aérodynamique. On peut également citer le vaste espace disponible ainsi que l'absence de contraintes sur la taille des turbines qui permet également d'augmenter la puissance des machines.

Dans ce contexte apparaissent de nouvelles problématiques. En effet, si pour les pays de la mer du Nord la solution de l'éolien ancré de type monopile apparaît comme économiquement viable (Musial *et al.*, 2006), la bathymétrie de l'océan Atlantique ou encore de la mer Méditerranée ne permet ce genre d'installation que pour les zones proches des côtes où les conflits d'intérêts sont nombreux. Afin de profiter pleinement de l'immense ressource offerte par les océans, la France devrait faire le pari de l'éolien flottant qui, pour des profondeurs supérieures à 50 m, apparaît comme la seule solution économiquement intéressante (Jonkman & Buhl Jr, 2007).

Comme le souligne Jonkman *et al.* (2010), il est de plus possible de bénéficier de l'immense domaine de connaissance acquis par le domaine de l'offshore pétrolier. Les avantages et inconvénients de chaque type de plateforme sont connus, ce qui permet de gagner un temps considérable pour le développement de l'éolien flottant. Il faut néanmoins bien garder à l'esprit que la problématique de l'éolien offshore diffère fortement de celle du domaine de l'Oil and Gas. En effet, les hauteurs importantes mises en jeu dans le cas d'une éolienne offshore ne permettent pas de négliger les efforts aérodynamiques sur de telles structures. De plus, le secteur de l'éolien, pour obtenir une énergie compétitive, ne peut pas se permettre de largement sur-dimensionner les plateformes comme c'est le cas de l'industrie pétrolière. En effet, à l'heure actuelle, le principal frein de l'éolien offshore réside dans son coût d'installation et de fonctionnement bien supérieur à l'éolien terrestre. Il apparaît donc nécessaire, pour l'étude de tels systèmes, de disposer d'outils numériques mais également d'installations

expérimentales maîtrisant, au degré requis, la génération du vent et de houles, suivant des principes de similitudes bien établis, d'où l'importance de cette étude.

Il s'agit ici d'étudier en bassin le comportement dynamique d'une éolienne flottante soumise à l'action conjuguée de la houle et du vent, sujet nouveau pour le Laboratoire de recherche en Hydrodynamique, Énergétique et Environnement Atmosphérique (LHEEA). Pour cela, il a fallu dimensionner un système permettant la génération de vent sur le bassin de houle de l'École Centrale de Nantes et mettre en oeuvre une méthodologie d'essai adaptée à ce type d'étude. Ces essais ont également permis de valider un code numérique développé en interne par M. Philippe lors de son doctorat (Philippe, 2012). Cette thèse s'inscrit donc dans une volonté de développement de la thématique éolien flottant pour le laboratoire. On peut de plus citer le développement, pour ce même laboratoire, d'un site d'expérimentation en mer dédié aux énergies marines (SEM-REV). Ce site devrait accueillir un premier prototype d'éolienne flottante en 2014.

Pour répondre à ces objectifs, nous avons procédé dans un premier temps [Chapitre 1] à une revue bibliographique des approches en lien avec ce travail. Ces approches nous ont permis de définir une méthodologie à appliquer pour ce type d'essai. Le choix d'un prototype d'éolienne flottante y est également abordé.

Dans un second temps, [Chapitre 2], un dispositif expérimental a été élaboré afin de simuler l'effort du vent sur la maquette. Ce dispositif se veut innovant de par l'utilisation de ventilateurs centrifuges à la place des ventilateurs axiaux généralement utilisés pour ce type d'essai. Les étapes de dimensionnement, notamment l'utilisation d'un outil CFD (Computational Fluid Dynamic) seront également évoquées dans ce chapitre. Afin de valider le dispositif final et de vérifier s'il répond aux exigences aérodynamiques que l'on s'est fixées, une étape de qualification a été effectuée en bassin. Au cours de cette étape, nous avons également validé la génération d'un spectre de vent possédant les caractéristiques d'un vent marin au moyen de fluctuations basses fréquences de la vitesse de rotation des ventilateurs.

Le dimensionnement de la maquette basé sur la méthodologie développée au premier chapitre fait l'objet du chapitre 3. Les choix technologiques ainsi que la caractérisation du système, une fois dimensionné, seront également traités dans ce chapitre.

Le chapitre 4 est consacré à la présentation des expériences réalisées en bassin sur la maquette d'éolienne flottante précédemment dimensionnée. Dans un premier temps, le protocole expérimental utilisé ainsi que les différentes conditions d'essai sont présentées. La qualification hydrodynamique sera ensuite étudiée. Par qualification hydrodynamique de la maquette, on entend la définition et la qualification des ancrages utilisés pour l'expérience ainsi que l'analyse des essais d'extinction. Ces essais ont été réalisés avec et sans vent afin d'étudier l'influence de ce paramètre sur l'amortissement aérodynamique du système.

Dans un cinquième temps [Chapitre 5], les résultats des essais en bassin sont présentés. On s'est notamment intéressé à l'action de la houle seule ainsi qu'à l'action conjuguée de la houle et du vent afin d'étudier l'influence de ce dernier paramètre sur le comportement dynamique du système. L'action d'un vent fluctuant (spectre de vent) et l'influence de la direction principale de la houle par rapport au vent sur le comportement dynamique du système est également évoquée dans ce chapitre.

Enfin, le dernier chapitre de ce mémoire est dédié à la comparaison entre les essais en bassin et plusieurs modèles. Dans un premier temps, nous avons étudié une approche simplifiée où le rotor est remplacé par un disque équivalent en termes de traînée aérodynamique

et non tournant. Les résultats de ces essais ont été comparés à ceux obtenus avec le rotor tournant. Cette comparaison nous donne des éléments intéressants de réponse sur les degrés de simplification envisageables pour ce type d'étude. Dans un second temps, les résultats des essais avec rotor tournant sont comparés au modèle numérique développé par [Philippe \(2012\)](#).

Éolien flottant et approche à échelle réduite

Sommaire

1.1	Introduction	6
1.2	Éolien flottant	6
1.2.1	Différents concepts d'éoliennes flottantes	6
1.2.2	Contexte de la simulation numérique et expérimentale	7
1.3	Approche à échelle réduite pour l'étude en bassin de structures flottantes soumises à la houle et au vent	10
1.3.1	Lois de similitude	10
1.3.2	Modélisation du vent pour l'étude aéro-hydrodynamique de structures flottantes	11
1.4	Choix d'un prototype d'éolienne flottante	13
1.4.1	Choix de l'éolienne	13
1.4.2	Choix d'un type de flotteur	15
1.5	Échelle géométrique	16

1.1 Introduction

Ce chapitre introductif contient un état de l'art sur le développement de l'éolien flottant. Les différents problèmes inhérents à la simulation de phénomènes aéro et hydrodynamiques en bassin y sont aussi abordés. Cette étude bibliographique nous permet également de choisir un prototype d'éolienne et de flotteur dont les géométries sont suffisamment renseignées pour servir de base au dimensionnement de notre modèle échelle réduite.

1.2 Éolien flottant

1.2.1 Différents concepts d'éoliennes flottantes

Les différents concepts de plateformes flottantes peuvent se résumer en quatre grandes catégories représentées sur la figure 1.1. Ces catégories, directement issues du domaine de l'offshore pétrolier, ont été adaptées aux domaine de l'éolien.

- La première catégorie doit sa stabilité à une large surface de flottaison (barge). Le couple de renversement est donc compensé par la flottabilité importante du système. Ce système est généralement maintenu en place par un système d'ancrages caténaux,
- Pour la deuxième catégorie, la stabilité est renforcée par du lest en partie inférieure du flotteur afin de descendre le centre de gravité de la plateforme. C'est le cas des spar, plateformes verticales cylindriques à grand tirant d'eau. Ce système est, en règle générale, également maintenu en place par un système d'ancrages caténaux,
- La troisième catégorie doit sa stabilité à la tension dans les lignes d'ancrages. C'est le cas des Tension Leg Platforms (TLP) qui sont des plateformes connectées aux fonds marins par des lignes d'ancrages verticales. Ces ancres sont dimensionnées pour garder le système sous tension en toutes circonstances. La raideur importante de l'ancrage place la période propre du système en dessous de la période de la houle,
- Une catégorie supplémentaire vient s'ajouter à cette liste, les plateformes semi-submersibles. Il s'agit en fait d'une fusion des concepts de type spar et barge. En effet, la stabilité du système provient non seulement du lest dans la partie inférieure mais également de la raideur hydrostatique due aux trois cylindres bouées. L'utilisation de trois bouées permet de diminuer de manière notable le tirant d'eau nécessaire à la stabilité du système. On utilisera par la suite la terminologie tri-floater pour les plateformes de ce type constituées de trois piles. Comme pour les types barge et spar, ce système est généralement maintenu en place par un système d'ancrages caténaux.

Ces différents flotteurs possèdent, de par leur forme et le choix des ancres, des avantages et inconvénients. A titre d'exemples, la structure de type barge a été étudiée dans [Jonkman \(2007\)](#). On peut y lire que les mouvements importants de ce concept le rend impropre à la commercialisation. En effet, la structure de type barge est beaucoup plus vulnérable aux efforts de houle. En revanche, il s'agit d'une géométrie académique simple appropriée à la compréhension des phénomènes physiques mis en jeu. Le flotteur de type spar permet d'obtenir de bonnes performances en pilonnement, roulis et tangage. Néanmoins, son tirant d'eau élevé requiert des profondeurs importantes. A la différence des solutions barge et tri-floater, il n'est donc pas possible d'assembler la turbine sur sa plateforme, dans une zone abritée du vent et des vagues, pour ensuite remorquer l'ensemble jusqu'au parc. Le concept de TLP est attractif car il permet de réduire la taille du flotteur (surtout si l'entraxe des bras est

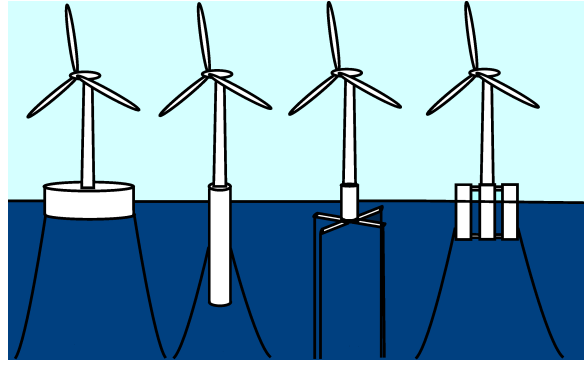


Figure 1.1 – Différents concepts de plateformes flottantes (Source : [Philippe \(2012\)](#), LHEEA)

grand) et ainsi le coût de matière première (acier et béton). On obtient de plus de très bonnes performances en pilonnement, tangage et roulis. Néanmoins, ce système est plus complexe et plus coûteux à mettre en œuvre (3 ou 6 lignes d’ancrages qui doivent supporter des efforts importants). Pour l’assemblage, le système n’est pas stable sans ancrage, contrairement aux solutions barge, spar et tri-floater. Il est en revanche possible de lester le flotteur afin de le stabiliser et ainsi remorquer l’éolienne flottante jusqu’au parc. Une fois en position, le flotteur est ancré puis délesté pour mettre les lignes d’ancrage en tension.

A ce jour, le concept de tri-floater semble apporter un très bon compromis au niveau du coût en matière première, du coût d’installation et de sa tenue à la mer. Nous avons donc choisi ce type de flotteur pour les essais en bassin.

1.2.2 Contexte de la simulation numérique et expérimentale

1.2.2.1 Simulation numérique

Ces dernières années ont été le théâtre d’un engouement important pour le domaine de l’éolien flottant et de nombreux codes numériques ont vu le jour afin de simuler le comportement dynamique de ces systèmes sous l’action conjuguée de la houle et du vent. Nous n’allons pas ici procéder à une revue de l’ensemble des codes existants. Toutefois, le lecteur désireux de plus d’informations sur ces codes pourra se reporter à [Cordle *et al.* \(2011\)](#), [Wang *et al.* \(2010\)](#) ou encore [ABS \(2012\)](#). De manière générale, il s’agit d’un couplage entre un module hydrodynamique et un module aérodynamique. L’analyse peut se faire dans le domaine fréquentiel ou temporel.

En fréquentiel, on se base sur la théorie des écoulements potentiels à surface libre et l’éolienne est représentée de par son action sur le flotteur. Cette méthodologie permet un premier dimensionnement de façon à concevoir le flotteur pour placer ces fréquences propres en dehors des fréquences de houle. Néanmoins, les phénomènes non-linéaires et transitoires ne sont pas pris en compte dans ce type d’approche.

La modélisation en domaine temporel permet une analyse plus précise. Les efforts aérodynamiques sur le rotor sont pris en compte par le biais de la Blade Element/Momentum theory (BEM). Les coefficients aérodynamiques des profils s’obtiennent généralement par le biais d’essais en soufflerie ou de tables. Dans cette approche, les systèmes de contrôle de l’éolienne (Blade Pitch Control) mais aussi le comportement structural de la tour et des pales

peuvent être modélisés. En domaine temporel, les efforts hydrodynamiques s’obtiennent généralement par le biais de l’équation de Morison ou encore par la théorie des écoulements potentiels à surface libre.

Nous nous intéresserons ici plus particulièrement à l’outil de simulation développé au LHEEA (Philippe *et al.* (2011) et Philippe *et al.* (2012)).

Le module aérodynamique utilisé est le code FAST développé au National Renewable Energy Laboratory (NREL). Ce code permet de simuler le comportement d’éolienne bi ou tri-pales à axe horizontal. Le lecteur désireux de plus d’informations sur les fonctionnalités offertes par ce code pourra se référer aux manuels utilisateurs Jonkman & Buhl Jr (2005) et Laino & Hansen (2002). Pour le module de tenue à la mer, le code Achil3D (Babarit, 2010) est utilisé pour la résolution du problème en domaine temporel. En domaine fréquentiel, c’est le code Aquaplus qui est utilisé (Delhommeau, 1993). Ces deux codes utilisent la théorie des écoulements potentiels à surface libre.

1.2.2.2 Simulations en bassin

Les essais en bassin, mêlant vent et houle, apparaissent comme une alternative mais aussi et surtout comme un complément à la simulation numérique. Ces essais permettent d’apporter des éléments de réponse sur le comportement aéro et hydrodynamique d’une éolienne flottante. Ils ont également pour but de valider les modèles numériques développés. Ces essais sont donc apparus plus tardivement et on n’a dénombré que peu d’études sur ce sujet au début de cette thèse.

La première étude référencée, Molin *et al.* (2002), date de 2002. Les auteurs y ont caractérisé le comportement dynamique d’une éolienne tripale orientée amont sur un support à ancrage tendu (TLP) sous l’effet de la houle et du vent et à l’échelle du 1/49^e. Comme le soulignent les auteurs, ces essais ne sont pas vraiment représentatifs du comportement d’un système réel car la raideur des tendons était très exagérée par rapport à ce qui est économiquement réalisable. Néanmoins, ces essais réalisés de façon conjointe dans un bassin de génie océanique (BGO-First) et une soufflerie air-eau (IRPHE) ont permis de mettre en évidence un certain nombre de résultats relatifs à ce type de flotteur :

- Le comportement vibratoire pour un flotteur de type TLP est important,
- L’influence de la rotation des pales sur les mouvements de la structure (notamment dans la direction transverse) est forte,
- Selon les auteurs, les effets du vent et des vagues seraient découplés : la réponse du système en vent + houle est à peu près égale à la somme des réponses en vent seul et houle seule.

En 2010, Nihei & Fujioka (2010) ont également effectué une expérience en bassin avec un flotteur de type TLP. Cette fois-ci, l’échelle est le 1/100^e pour une éolienne de référence tripale de 5MW orientée amont. Il s’agit en fait d’un modèle très simplifié (pas de vrillage des pales, pas de respect des centres de gravité et des inerties par rapport à une éolienne offshore classique). Cette expérience a néanmoins permis de mettre en évidence deux points importants. Le premier point concerne la difficulté de travailler avec une petite échelle géométrique (masse d’une pale de 20 g) et les contraintes qui en découlent sur le moyen d’essai (vitesse de vent trop faible, vagues de faible amplitude). Le deuxième et dernier point concernerait la présence d’un amortissement positif dû au vent. En effet, en présence de houle et de vent,

les auteurs observent une stabilisation du mouvement de tangage par rapport au cas houle seule. La tension dans les lignes d'ancrage ainsi que le moment de flexion de la tour sont également réduits.

Quelques années plus tôt, en 2006, [Nielsen *et al.* \(2006\)](#) ont étudié au bassin de Marintek le concept HYWIND à l'échelle du 1/47^e. Dans cette étude, le flotteur est de type spar et l'éolienne est équipée d'un système de contrôle de l'angle de calage des pales (blade pitch control). Les auteurs ont mis en évidence un amortissement négatif du fait de ce système. Ils ont également apporté des modifications pour résoudre ce problème. On observe cette fois-ci une influence positive importante de ce nouveau système de contrôle sur l'amortissement du mouvement de tangage du flotteur. Ces études ont également été comparées avec un modèle numérique obtenu à partir du couplage entre un code aéroélastique et un code d'hydrodynamique. Les résultats numériques obtenus sont en bon accord avec l'expérience.

[\(Roddir *et al.*, 2010\)](#) ont étudié le concept Windfloat à l'échelle du 1/105^e. Il s'agissait de la seule étude référencée sur une structure de type semi-submersible. Il est à bien noter que cette étude a été effectuée dans un cas simplifié où le rotor est modélisé par un disque. Cette étude a également permis de valider un code numérique. L'accord entre les simulations réalisées et les mesures est correct.

Malheureusement, pour l'ensemble de ces études, aucune donnée sur la qualité du vent généré n'est rendue publique.

Il est important de préciser que les conclusions obtenues lors de ces études sont fortement dépendantes du type de flotteur étudié et de son système d'ancrage. Les résultats obtenus sont donc difficilement généralisables d'une plateforme à une autre. Ces études ont cependant permis de développer une méthodologie et d'améliorer la compréhension des phénomènes physiques mis en jeu.

D'autres études plus récentes viennent étoffer la veille scientifique sur le développement de l'éolien flottant. En 2011, le consortium deepCwind a réalisé des essais à Marin (Pays-Bas) sur trois types de flotteurs supportant la même éolienne. Il s'agit de la première étude, à ce jour, qui compare différentes plateformes flottantes ([Goupee *et al.* \(2012\)](#) et [Koo *et al.* \(2012\)](#)). Les flotteurs sont de types spar, semi-submersibles et TLP. Dans cette étude, un réel effort a été effectué sur le dimensionnement de la maquette et du dispositif de soufflage. Les informations sur le dimensionnement de la maquette et sur la qualité du vent généré sont respectivement disponibles dans [Martin *et al.* \(2012\)](#) et [Kokubun *et al.* \(2012\)](#). Ces essais ne seront pas développés ici car leur parution tardive n'a pas contribué au développement de la méthodologie d'essai ainsi qu'au dimensionnement de la maquette. En revanche, l'approche utilisée lors de ces essais ainsi que les résultats seront comparés dans la suite du manuscrit.

1.3 Approche à échelle réduite pour l'étude en bassin de structures flottantes soumises à la houle et au vent

1.3.1 Lois de similitude

1.3.1.0.1 Introduction

Le but des expériences à échelle réduite est de simuler le comportement de systèmes vraie grandeur (prototype) de façon à ce que les valeurs réelles s'obtiennent à l'aide des valeurs mesurées sur un modèle en appliquant les facteurs d'échelle connus.

Les règles de similitude en mécanique des fluides peuvent se décomposer en trois sous-ensembles que nous allons développer ci-dessous :

- Similitude géométrique
- Similitude cinématique
- Similitude dynamique

1.3.1.0.2 Similitude géométrique

La similitude géométrique est respectée lorsque le rapport des dimensions entre le modèle et le prototype est constant à un facteur d'échelle que l'on appellera λ et qui se définit comme :

$$\lambda = \frac{L_m}{L_p} = \text{constante}$$

Par voie de conséquence, la similitude géométrique concerne également le respect des surfaces, des volumes et des angles.

1.3.1.0.3 Similitude cinématique

Pour respecter la similitude cinématique, les rapports des vitesses des particules homologues du modèle et du prototype doivent être égaux :

$$\lambda_V = \frac{V_m}{V_p} = \text{constante}$$

Par voie de conséquence, la similitude cinématique concerne également le respect de l'échelle temporelle et des accélérations.

1.3.1.0.4 Similitude dynamique

La similitude dynamique est respectée lorsque le rapport des forces appliquées à des éléments homologues est constant à un facteur d'échelle que l'on appellera λ_F et qui se définit comme

$$\lambda_F = \frac{F_m}{F_p} = \text{constante}$$

En mécanique des fluides, on s'intéresse tout particulièrement à deux rapports de forces qui permettent de définir les règles de similitude classiquement utilisées :

- Le rapport entre les forces d'inertie et les forces visqueuses qui définit un nombre adimensionné appelé nombre de Reynolds :

$$Re = \frac{\rho UL}{\mu}$$

avec ρ la densité et μ la viscosité dynamique

- Le rapport entre les forces d'inertie et les forces de pesanteur qui définit un autre nombre adimensionné appelé nombre de Froude :

$$Fr = \frac{U}{\sqrt{gL}}$$

avec g l'accélération de la gravité, L et U respectivement des longueurs et vitesses caractéristiques

Les paramètres g , ρ et μ étant généralement les mêmes à l'échelle 1 et à l'échelle du modèle, on voit donc qu'il est impossible, à échelle réduite, d'assurer à la fois la conservation du nombre de Froude et de Reynolds. Le respect d'une similitude dynamique au sens strict du terme ne peut donc être totalement accompli.

En pratique, la méthodologie consiste donc à choisir la règle de similitude à utiliser (Reynolds ou Froude) suivant le domaine d'application. Lorsque les effets visqueux deviennent importants, le nombre de Reynolds doit être respecté. Le nombre de Froude est quant à lui utilisé pour les écoulements à surface libre, comme dans le cas de la génération de houles.

En revanche, dans le cas de l'étude couplée aéro/hydrodynamique sur une éolienne offshore flottante, le problème est plus complexe car il nécessite le respect de ces deux grandeurs adimensionnelles.

1.3.2 Modélisation du vent pour l'étude aéro-hydrodynamique de structures flottantes

Comme expliqué ci-dessus, le vent doit être modélisé en utilisant la similitude de Reynolds dans le but de recréer les efforts corrects sur la superstructure et une génération correcte de la houle implique une similitude de Froude. Cependant, l'utilisation simultanée de deux lois de similitude différentes au-dessus et en dessous de la surface libre implique deux échelles de temps différentes, ce qui rend complexe l'extrapolation des résultats à échelle 1. Pour l'étude du comportement dynamique d'une éolienne flottante, il est important de respecter la similitude de Froude. Cependant, des différences significatives sur le coefficient de traînée C_d peuvent être observées entre le modèle et le prototype (Drag Crisis). Les efforts aérodynamiques sur la structure ainsi que la dynamique du système s'en trouvent ainsi modifiés. Deux cas se présentent alors :

1.3.2.1 Cas 1 : C_d indépendant de l'échelle

Lorsque les conditions suivantes sont remplies, on peut considérer que le coefficient de traînée est constant entre l'échelle 1 et l'échelle réduite :

- Le prototype a des angles vifs (le point de décollement y est imposé)
- L'écoulement est naturellement très turbulent
- L'ajout de rugosités sur la maquette permet de conserver le même régime d'écoulement entre le modèle et le prototype
- Le régime d'écoulement est naturellement le même pour le modèle et le prototype

Pour ces cas très spécifiques, le respect d'une similitude de Froude stricte permet de retrouver des efforts aérodynamiques corrects sur la structure. Il est également envisageable de jouer sur la taille de certains éléments de la maquette pour corriger les erreurs sur la traînée (distorsion géométrique). En règle générale, il convient d'effectuer les essais à plusieurs nombres de Reynolds afin de vérifier que le coefficient de traînée reste constant.

Dans ces conditions, les différents facteurs d'échelle s'expriment en fonction de l'échelle géométrique λ et sont résumés dans le tableau 1.1.

Tableau 1.1 – Facteurs d'échelle pour les principales grandeurs physiques

Principales grandeurs physiques	Unité	Facteur d'échelle
Longueur	L	λ
Masse	M	$1.025 \cdot \lambda^3$
Force (hors force de flottabilité)	MLT^{-2}	λ^3
Fréquence	T^{-1}	$\lambda^{-0.5}$
Vitesse	LT^{-1}	$\lambda^{0.5}$
Accélération	LT^{-2}	1
Moment d'inertie	ML^2	λ^5

La différence de densité entre l'eau de mer (prototype) et l'eau douce (modèle) est prise en compte par le biais du facteur 1.025 dans le tableau 1.1. Ce facteur concerne la masse de l'ensemble des éléments constituant la maquette et les forces de flottabilité.

1.3.2.2 Cas 2 : C_d dépendant du nombre de Reynolds

Pour tous les autres cas, le coefficient de traînée prend des valeurs différentes pour le modèle et le prototype. D'autres études préconisent alors d'appliquer un effort aérodynamique correct plutôt qu'une vitesse correcte en utilisant toujours une similitude de Froude (ITTC (1993) et Buchner *et al.* (2001)). La vitesse U s'obtient donc de façon à respecter le terme suivant entre le prototype et le modèle :

$$C_d \cdot U^2$$

Une courbe de calibration est donc nécessaire afin d'obtenir le lien existant entre la vitesse de vent et l'effort aérodynamique associé. Cette courbe peut-être obtenue en soufflerie ou directement en bassin. Une des principales limites de cette méthodologie est qu'elle nécessite

d'appliquer un effort qui n'est pas forcément connu. Néanmoins, pour le domaine de l'off-shore pétrolier, il s'agit principalement de formes simples et l'effort aérodynamique s'obtient relativement aisément. De plus, l'objectif est, en règle générale, d'analyser les effets conjoints de la houle et du vent sur une structure flottante et non les efforts de vent eux-mêmes qui peuvent être obtenus directement en soufflerie.

Seul change le facteur d'échelle pour la vitesse du vent par rapport au cas 1.

1.3.2.3 Application à l'éolien flottant

Dans le cas d'une éolienne flottante, le coefficient de traînée et de portance des pales ainsi que le coefficient de traînée de la tour sont fortement dépendants du nombre de Reynolds. De plus, la taille importante du prototype à étudier, couplée à une similitude de Froude, ne permet pas de travailler dans le même régime d'écoulement entre l'échelle réduite et l'échelle 1. Il apparaît donc important dans ce cas de respecter des efforts aérodynamiques corrects. Pour l'éolienne, cela correspond à l'effort dans l'axe de l'écoulement mais également à l'effort dans l'axe transverse du fait de la rotation de la turbine.

Cette méthodologie sous-entend de connaître les efforts moyens qui s'appliquent sur la structure pour une vitesse de vent donnée ainsi que la vitesse de rotation associée à cette vitesse de vent. Cette étape de pré-calcul est généralement effectuée au moment du dimensionnement de l'éolienne.

1.4 Choix d'un prototype d'éolienne flottante

1.4.1 Choix de l'éolienne

1.4.1.1 Éolienne NREL 5MW

Compte tenu de l'intérêt nouveau pour le domaine de l'éolien offshore et de la concurrence croissante sur ce secteur, il est souvent difficile d'obtenir des informations détaillées sur les caractéristiques techniques et structurelles d'une éolienne. Pour pallier ce problème, le laboratoire NREL a développé un prototype générique d'éolienne avec un cahier des charges détaillé (Jonkman *et al.*, 2009) afin de mutualiser les résultats dans le domaine de l'éolien offshore. C'est donc naturellement cette éolienne que nous allons étudier par la suite.

Il s'agit d'une éolienne conventionnelle tripale de 5 MW orientée face au vent. Pour créer ce prototype, les chercheurs du NREL ont récolté des informations chez plusieurs industriels du domaine. Cette éolienne générique résulte principalement de la fusion des données de l'éolienne REpower 5 MW et du projet DOWEC (Dutch Offshore Wind Energy Converter) (Kooijman *et al.*, 2003) sur lesquels un maximum d'informations a été obtenu. Ces informations incluent les propriétés aérodynamiques et structurelles des pales, les propriétés structurelles de la tour ainsi que les principales caractéristiques dimensionnelles des autres éléments (nacelle, moyeu, ...).

Les principales propriétés de cette éolienne sont regroupées dans le tableau 1.2.

Tableau 1.2 – Propriétés générales de l'éolienne NREL 5MW

Puissance	5 MW
Rotor	Tripale orienté Amont
Diamètre Rotor, Moyeu	126 m, 3 m
Hauteur du moyeu (/rt à SL)	90 m
Vitesse nominale, vitesse d'arrêt	11.2 m s^{-1} , 25 m s^{-1}
Vitesse de rotation nominale	12.1 rpm
Vitesse moyenne en bout de pale	80 m s^{-1}
Masse du rotor	110 t
Masse de la nacelle	240 t
Masse de la tour	347 t

1.4.1.2 Courbe de fonctionnement de l'éolienne NREL 5MW

L'évolution de la poussée en fonction de la vitesse du vent en régime stationnaire pour l'éolienne NREL 5MW est visible sur la figure 1.2a à l'aide du paramètre *RotThrust*. Cette grandeur atteint la valeur maximale de 830 kN pour une vitesse de vent de 11.2 m s^{-1} . Cette vitesse correspond à la vitesse nominale de l'éolienne. C'est donc à cette vitesse que la puissance récupérée par la génératrice est maximale, $GenPwr = 5 \text{ MW}$.

L'évolution de la vitesse de rotation du rotor en fonction de la vitesse du vent en régime stationnaire pour l'éolienne NREL 5 MW est visible sur la figure 1.2b. Cette vitesse de rotation est maximale pour la vitesse nominale de l'éolienne. En effet, pour des valeurs de vent supérieures à 11.2 m s^{-1} , le système de contrôle de l'angle de calage des pales (visible sur la figure 1.2b par le paramètre *BLPitch*) est activé afin de conserver une puissance de 5 MW. Ce système permet de maîtriser la vitesse de rotation afin de ne pas dépasser une valeur cible au-dessus de laquelle les efforts deviendraient trop importants et risqueraient d'endommager le rotor. Pour des vents violents (au-delà de 25 m s^{-1}), l'éolienne est arrêtée (pales mises en drapeau).

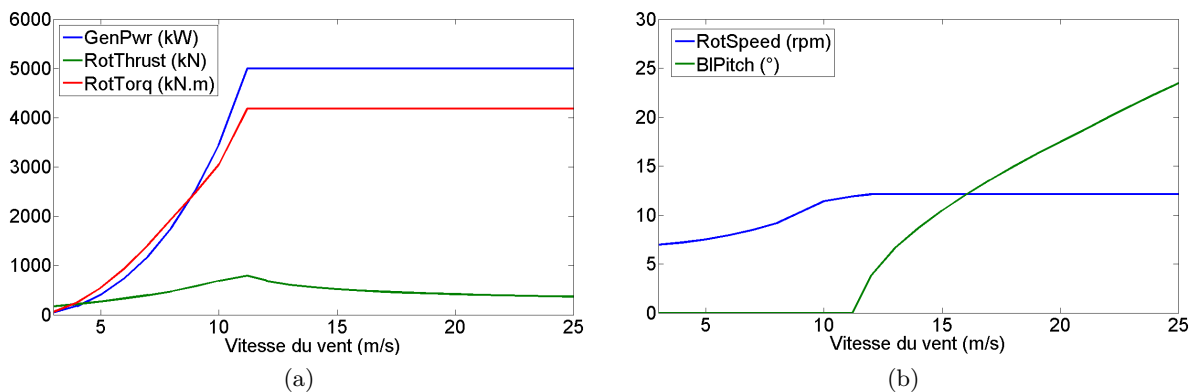


Figure 1.2 – Évolution des grandeurs caractéristiques de l'éolienne en fonction de la vitesse du vent en régime stationnaire (Source : NREL)

1.4.2 Choix d'un type de flotteur

1.4.2.1 Tri-floater

Les plateformes Tri-floater font partie de la catégorie semi-submersible. Elles sont constituées de trois colonnes reliées par des bras de liaison afin de rigidifier la structure. De nombreux projets s'intéressent à la technologie Tri-floater :

- Le projet WINFLO¹ (Wind Turbine with Innovative design for Floating Lightweight Offshore) (figure 1.3a) regroupe des industriels comme Nass & Wind Industrie, pilote du programme et DCNS.
- Le projet Dutch Tri-floater (figure 1.3b) est développé aux Pays-Bas par les organismes de recherche ECN (Energy Research Centre of the Netherlands), Marin, TNO et TU-Delft (Delft University of Technology),
- Le projet HyperWind² (HiPRWind), cofinancé par l'Union Européenne, rassemble de nombreux industriels et organisme de recherche européens.
- La plateforme flottante WindFloat³ (figure 1.3c) a été mise au point par l'industriel Principle Power. Elle diffère des trois plateformes précédentes par la position de sa tour qui est déportée sur la bouée la plus en aval. D'autres caractéristiques sont à noter comme le système de lest dynamique qui permet de diminuer les mouvements du flotteur.

Le Dutch Tri-floater étant la plateforme la plus détaillée, nous avons choisi de l'utiliser pour notre étude.

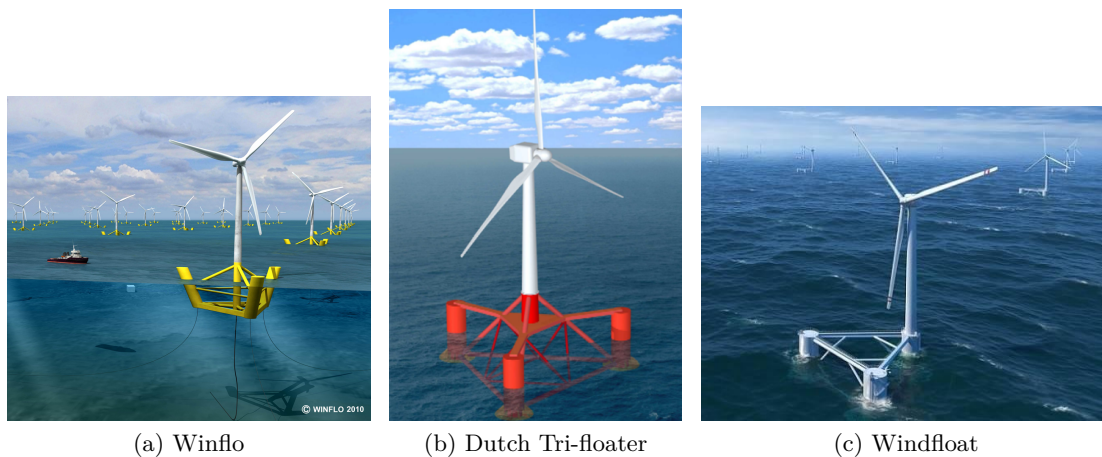


Figure 1.3 – Différents types de Tri-floaters

1.4.2.2 Dutch Tri-floater

Les caractéristiques de ce flotteur sont disponibles dans Bulder *et al.* (2002). Seules les inerties de l'ensemble ne sont pas présentes dans cet ouvrage. Elles ont donc été recalculées

1. http://nassetwind.com/?page_id=20&lang=fr_FR
2. <http://www.hyperwind.eu/>
3. <http://www.principlepowerinc.com/products/windfloat.html>

à l'aide d'un logiciel de conception assistée par ordinateur (Philippe (2012)). Les caractéristiques principales sont regroupées dans le tableau 1.3. Les plateformes de type Tri-floater possèdent une surface de flottaison importante et sont donc plus soumises aux efforts de houle. Les jupes (heave plates) que l'on distingue dans la partie basse de la structure sur la figure 1.3b permettent d'augmenter la masse d'eau ajoutée et d'apporter un amortissement visqueux supplémentaire. Ce type de dispositif permet de réduire considérablement les mouvements en pilonnement et tangage du système (Ishihara *et al.*, 2009). Les ancrages utilisés pour ce flotteur sont de type ancrages caténaux et sont au nombre de 6.

Tableau 1.3 – Caractéristiques principales du Dutch Tri-floater

	Cahier des charges prototype
Diamètre des colonnes bouées	8 m
Hauteur des colonnes bouées	24 m
Tirant d'eau	12 m
Tirant d'air	25 m
Diamètre des jupes	18 m
Distance entre les cylindres bouées	68 m
Masse du lest	420 t
Masse totale	1668 t
Position du CdG (/rt à SL)	-2.1 m
Inertie en roulis et tangage (/rt à CdG)	9.9E+08 kg·m ²
Inertie en lacet (/rt à CdG)	1.6E+09 kg·m ²

1.5 Échelle géométrique

Lors d'essais à échelle réduite, l'échelle géométrique λ_L est choisie la plus grande possible afin de diminuer les effets de Reynolds vus précédemment. Dans le cas de ce type d'étude, on peut également signaler la nécessité d'embarquer de l'instrumentation dans la nacelle qui complique le respect des masses et des inerties dans le cas d'une échelle géométrique trop petite. De même, Nihei & Fujioka (2010) ont mis en évidence la difficulté de respecter les masses et les contraintes structurelles pour la réalisation de pales à l'échelle du 1/100^e.

Il est également important de choisir une échelle géométrique qui permettra de se placer dans la plage de fonctionnement du moyen d'essai. Lors de cette étude, nous souhaitons modéliser des conditions relativement normales de fonctionnement de l'éolienne ($U < 15 \text{ m.s}^{-1}$ et $H_s < 7 \text{ m}$). Pour le bassin de houle et compte-tenu de la taille imposante de ce type d'éolienne (tableau 1.2), nous avons donc choisi la plage suivante pour l'échelle géométrique :

$$1/60 < \lambda < 1/40$$

La plage basse est contrainte par les différents points évoqués ci-dessus et notamment la génération de houles de qualité. La plage haute est, quant à elle, principalement contrainte par

des raisons économiques sur le coût de la maquette et du dispositif choisi pour la génération du vent.

Développement d'un dispositif expérimental pour la génération d'un vent offshore en bassin

Sommaire

2.1	Introduction	20
2.2	Modélisation du vent en bassin	20
2.2.1	Introduction	20
2.2.2	Soufflerie air-eau	20
2.2.3	Batterie de ventilateurs axiaux	21
2.2.4	Principe de soufflage : Utilisation de ventilateurs centrifuges	21
2.3	Validation du principe de soufflage sur une configuration simplifiée	22
2.3.1	Principales caractéristiques de cette configuration	23
2.3.2	Qualification aérodynamique	25
2.3.3	Génération de fluctuations basses fréquences par contrôle de la vitesse de rotation des ventilateurs	35
2.3.4	Conclusion	36
2.4	Étude du générateur de vent dans sa configuration définitive	37
2.4.1	Dimensionnement du générateur de vent	37
2.4.2	Qualification expérimentale du générateur de vent dans sa configuration définitive	45
2.4.3	Génération d'un spectre de vent marin	54
2.5	Conclusion	55

2.1 Introduction

Afin d'étudier le comportement dynamique d'une éolienne flottante soumise à l'action de la houle et du vent, il a été nécessaire de développer un dispositif expérimental permettant la génération de vent sur le bassin de houle de l'École Centrale de Nantes. La conception de ce générateur de vent est passée par plusieurs étapes de dimensionnement qui sont évoquées dans ce chapitre. Ce nouveau moyen d'essai a ensuite fait l'objet d'une qualification aérodynamique en bassin. Dans cette étape, nous nous sommes intéressés à la cartographie de la vitesse moyenne et du taux de turbulence dans la direction de l'écoulement. Il est en effet important d'avoir une bonne homogénéité spatiale et temporelle afin de ne pas induire de mouvements parasites sur la structure à étudier. Au cours de cette étape de qualification, nous avons également validé la génération d'un spectre de vent possédant les caractéristiques d'un vent marin au moyen de fluctuations basses fréquences de la vitesse de rotation des ventilateurs. En revanche, le gradient vertical de vitesse moyenne (cisaillement du vent sur la surface libre) n'est pas étudié ici. En effet, nous avons fait le choix de ne souffler que sur la tour et le rotor afin d'augmenter l'échelle géométrique de la maquette.

2.2 Modélisation du vent en bassin

2.2.1 Introduction

Le problème de la modélisation du vent en bassin est un sujet relativement ancien. [ITTC \(1984\)](#) fait état de l'aspect important du vent sur le comportement dynamique des structures offshore et des méthodes généralement retenues pour ce type d'étude.

Une première approche utilise un ventilateur, placé directement sur le pont de la structure à étudier (figure [2.1](#)), afin de générer un effort aérodynamique équivalent. Dans ce cas, on souffle donc depuis et non sur la maquette en s'affranchissant des détails de la superstructure (partie émergée de la maquette) ([Chakrabarti, 1998](#)). Ce ventilateur, par un système de contrôle du pas des pales, permettrait même de modéliser un chargement de vent variable sur le flotteur. Néanmoins, [Buchner *et al.* \(2001\)](#) ont précisé qu'il était difficile d'obtenir le bon point d'application du chargement du vent avec cette solution, ce qui entraîne des moments parasites. Il paraît également difficile, dans ces conditions, de respecter les masses et les inerties de la superstructure. Il est aussi important de préciser que le vent n'induit pas seulement un chargement mais est aussi responsable d'un amortissement et d'excitations périodiques (Vortex-Induced Vibrations) qui ne peuvent être modélisés que par un champ de vent correctement reproduit ([Buchner *et al.*, 2001](#)).

2.2.2 Soufflerie air-eau

Dans certains cas très spécifiques, le bassin de houle est construit directement à l'intérieur de la veine d'essai d'une soufflerie (figure [2.2a](#)). On arrive ainsi à obtenir un écoulement d'air de très bonne qualité. Néanmoins, ce type d'équipement nécessite d'être pensé au début de la conception du bassin et n'est donc pas adapté aux bassins de houle existants. Comme on peut le voir sur la figure [2.2a](#) ([Murakoshi *et al.*, 2004](#)), la génération des vagues est souvent limitée par la taille du bassin et des batteurs (vagues régulières et de faibles amplitudes). L'Institut de Recherche sur les Phénomènes Hors Équilibre (IRPHE), basé à Marseille, possède l'un

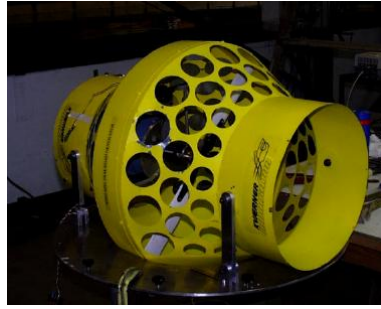


Figure 2.1 – Photographie du ventilateur utilisé pour simuler les efforts aérodynamiques (Source : [Chakrabarti \(1998\)](#))

des rares bassins à pouvoir générer des vagues régulières et irrégulières. Il est cependant plutôt destiné à l'étude des phénomènes de génération et d'amplification des vagues par le vent ([O. Le Calve, 1991](#)), d'où l'importance d'une génération de houles et de vent de qualité. En revanche, pour ce moyen d'essai, la taille de la veine d'essai limite la dimension de la maquette.

2.2.3 Batterie de ventilateurs axiaux

La solution généralement retenue pour générer du vent sur des bassins de houle utilise une batterie de ventilateurs axiaux. Cette ancienne solution a connu un regain d'intérêt du fait du développement de l'éolien offshore. Ce type d'équipement (figure 2.2b) possède l'avantage d'être relativement facile à installer et peu coûteux. Dans la plupart des cas, un support permet de souffler au contact de la maquette. Ce support peut être aérien (figure 2.2c) ou sous-marin. Plus rarement, les ventilateurs sont placés derrière les batteurs ([Nihei & Fujioka, 2010](#)) et on place la maquette à proximité de ces derniers. Ce système peut être contrôlé en vitesse par l'intermédiaire du pas des pales ou plus généralement en changeant la vitesse de rotation des ventilateurs ([ITTC, 2005](#)). Ce contrôle en vitesse peut permettre la génération de fluctuations de vitesse basse fréquence mais aussi de rafales ([Rouault *et al.*, 2005](#)).

Cependant, la génération d'un flux vrillé par chaque ventilateur est l'inconvénient majeur de ce dispositif. Il en résulte un taux de turbulence élevé et des inhomogénéités importantes qui peuvent fausser la réponse dynamique du système en ajoutant des composantes parasites. Si l'utilisation d'un nid d'abeilles et de pertes de charge peut permettre de réduire partiellement ce vrillage, le manque d'information des études précédentes sur l'homogénéité de l'écoulement ainsi que sur le taux de turbulence nous a encouragés à travailler sur un autre système de génération de vent.

2.2.4 Principe de soufflage : Utilisation de ventilateurs centrifuges

Des ventilateurs centrifuges ont donc été préférés aux ventilateurs axiaux afin d'éviter la formation de ce flux vrillé et turbulent. En outre, les ventilateurs axiaux sont plus bruyants et ne fonctionnent pas avec des pertes de charge importantes.

Les ventilateurs sont couplés par paires (figure 2.3a) et, du fait de leur poids, placés derrière les batteurs, en appui sur le sol. Pour ce type de ventilateur, l'aspiration se fait sur

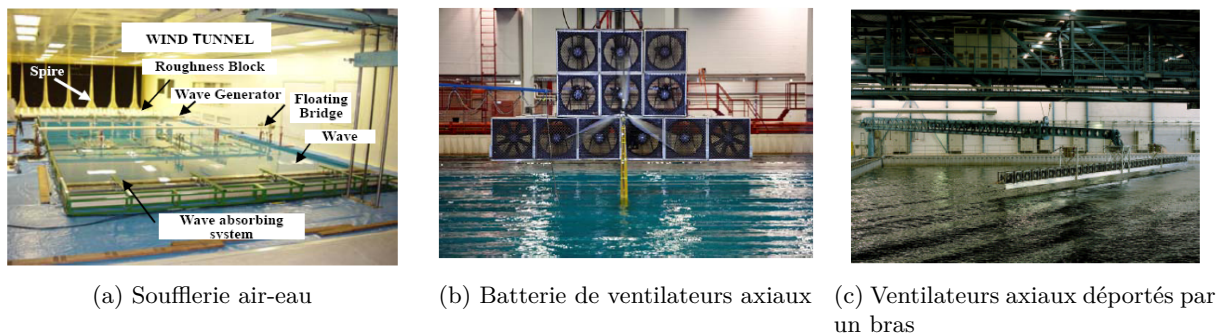


Figure 2.2 – Quelques systèmes existants pour la génération de vent en bassin (de g. à d. : Murakoshi *et al.* (2004), Nielsen *et al.* (2006), Buchner *et al.* (2001))

les côtés. Il convient donc de respecter une distance minimale entre les ventilateurs pour ne pas diminuer leur efficacité. Des gaines circulaires souples sont donc utilisées pour acheminer l'écoulement d'air à proximité de la maquette (figure 2.3b). L'utilisation de gaines souples est intéressante car elle permet une grande modularité pour un poids réduit. Le diamètre intérieur de cette gaine est de 1.40 m.

Le passage d'une section circulaire (gaine souple) à une section rectangulaire (buse de soufflage) nécessite une pièce d'adaptation que nous appellerons diffuseur. Dans la suite du manuscrit, nous utiliserons également la terminologie "dispositif de soufflage" pour un ensemble {paire de ventilateurs, gaine, diffuseur, buse}. La terminologie "générateur de vent" sera ainsi réservée à l'ensemble composé de plusieurs dispositifs de soufflage.

Pour gonfler plus facilement les gaines souples, il est nécessaire d'ajouter un écran dans la buse de soufflage. Cette pièce se définit par sa porosité à savoir le pourcentage de vide :

$$Porosité = \frac{\text{Surface de vide}}{\text{Surface totale}}$$

On introduit ainsi des pertes de charge qui contribuent à contrer le poids des gaines en augmentant la pression. En revanche, cette augmentation de pression s'accompagne également d'une diminution de vitesse. Les ventilateurs, d'une puissance nominale de 18.5 kW, ont donc été dimensionnés en conséquence. Il a également été vérifié que l'ajout de pertes de charge ne gêne pas le bon fonctionnement des ventilateurs. Cette étape de dimensionnement a été réalisée préalablement à cette thèse. Pour plus d'informations, les principales données techniques de ces ventilateurs sont consultables dans FlaktWoods (2002). 8 ventilateurs ont été achetés, ce qui permet la conception de 4 dispositifs de soufflage comme on peut le voir sur le schéma de principe 2.3b.

2.3 Validation du principe de soufflage sur une configuration simplifiée

Avant d'arriver au générateur de vent dans sa configuration définitive (figure 2.3b), un prototype de taille inférieure a fait l'objet d'essais en bassin afin de valider ce principe de fonctionnement. Ce premier prototype a été dimensionné pour l'étude de structures flottantes

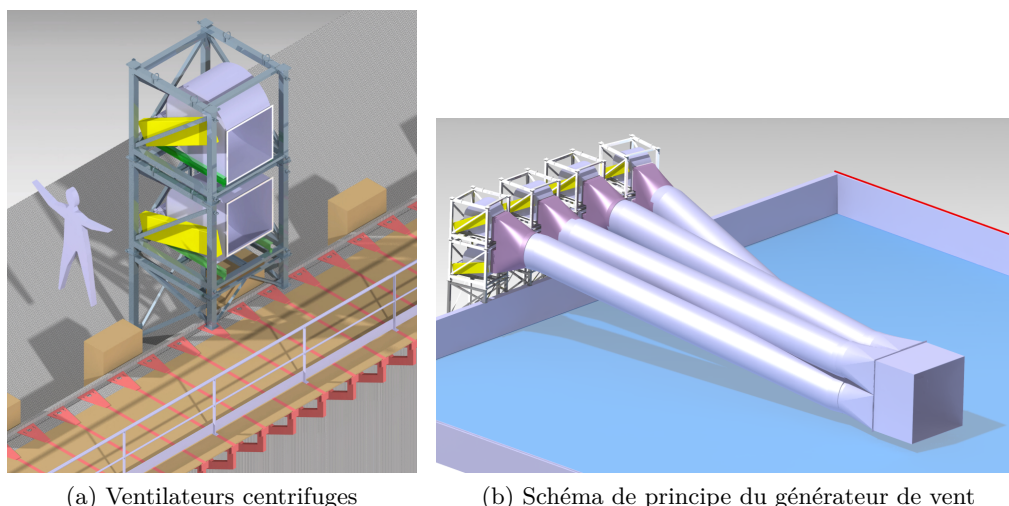


Figure 2.3 – Principe de soufflage

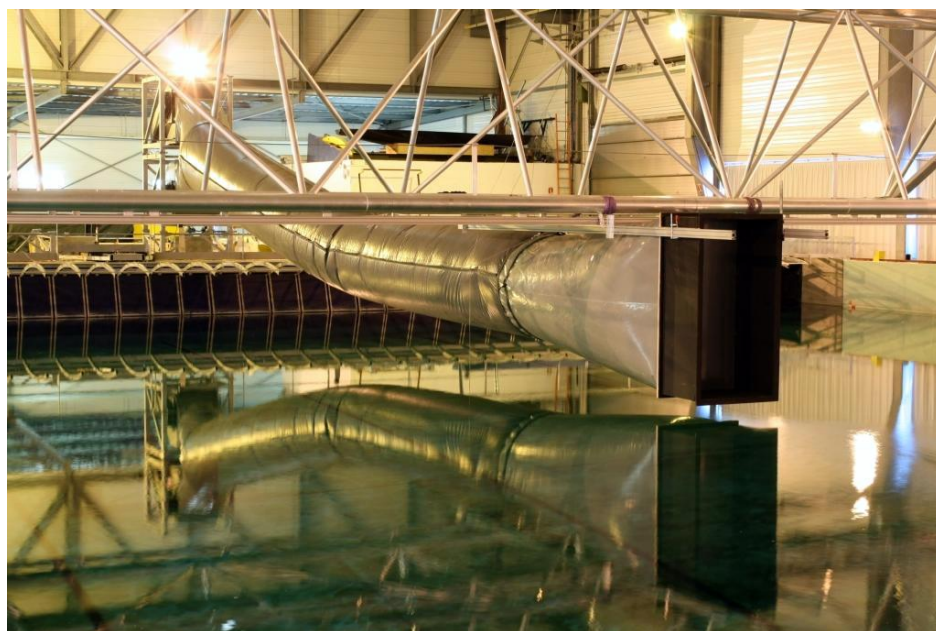
de plus petite taille et n'est pas forcément destiné à l'étude d'éoliennes. En effet, sa section de soufflage trop petite ne permet pas de travailler dans la gamme d'échelle vue au chapitre 1. En revanche, nous avons pu utiliser le retour d'expérience de ce premier test pour le dimensionnement d'un générateur de vent de taille plus conséquente. De plus, ces premiers essais ont permis de calibrer un outil numérique sur cette configuration simplifiée afin de l'étendre à une configuration plus complexe.

2.3.1 Principales caractéristiques de cette configuration

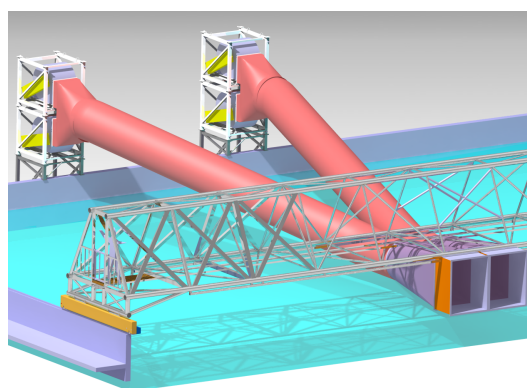
Les principales caractéristiques de ce premier dispositif de soufflage (figure 2.4a) sont renseignées dans le tableau 2.1. La section de la buse de soufflage est volontairement identique à celle de la gaine souple afin de réduire tout risque d'apparition d'un gradient de pression adverse et donc d'un décollement. Le diffuseur permet d'assurer une transition entre le cercle de 1.4 m de diamètre (gaine) et le rectangle de 0.9 m de large et 1.8 m de haut (buse de soufflage). Cette pièce est donc convergente dans un sens et divergente dans l'autre. Une autre particularité de cette pièce est sa dissymétrie qui permet d'accoler deux buses de soufflage verticalement (figure 2.4c).

Tableau 2.1 – Caractéristiques du premier dispositif de soufflage

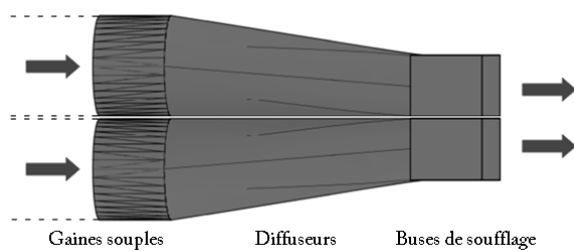
	Dimensions caractéristiques	Matériau utilisé
Gaine souple	Diamètre=1.4 m Longueur=15 m	PVC
Diffuseur	Longueur=3.5 m	PVC
Buse de soufflage	Section=0.9 m × 1.8 m Longueur=0.7 m	Bois
Écran	Porosité=64 %	Tissage Nylon



(a) Photographie d'un dispositif de soufflage



(b) Vue isométrique de deux dispositifs de soufflage accolés



(c) Vue de dessus de deux dispositifs de soufflage accolés

Figure 2.4 – Première configuration de soufflage

2.3.2 Qualification aérodynamique

Ce premier dispositif a fait l'objet d'une qualification aérodynamique sur le bassin afin de vérifier si ce type de dispositif est compatible avec la génération d'un vent spatialement et temporellement uniforme. Les données expérimentales ont également été utilisées afin de calibrer un outil numérique (Fluent (2006)). Cet outil numérique sera réutilisé par la suite pour le dimensionnement d'un générateur de vent de plus grande dimension.

Le repère orthonormal utilisé pour l'ensemble de cette partie est présenté sur la figure 2.5. Dans cette configuration, la distance entre la surface libre et le bas de la buse de soufflage est de 16 cm.

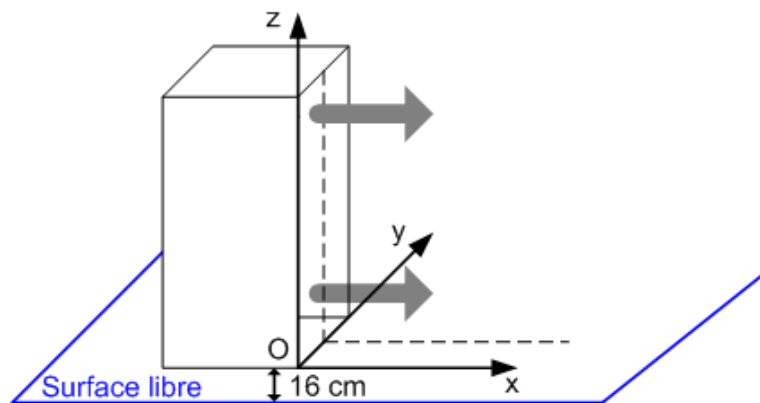


Figure 2.5 – Définition du repère orthonormal

2.3.2.1 Matériels de mesure

2.3.2.1.1 Cartographie de vitesse moyenne

Pour la cartographie de la vitesse moyenne, le nombre important de tubes de pitot disponibles nous a encouragés à utiliser ce type d'anémomètre. Avec ces sondes, on accède à la vitesse par le biais de la pression dynamique de l'écoulement (figure 2.6a) :

$$Pd = Pt - Ps = 1/2\rho U^2$$

Un capteur de pression différentielle permet de transformer ce signal de pression en tension équivalente.

Pour cette expérience, nous avons donc utilisé 7 tubes de pitot longs coudés. Ces derniers ont été disposés (figure 2.6b) afin de capter la zone cisailée du jet (plus de détails en 2.3.2.3).

Deux types de capteurs sont utilisés. Les capteurs Furness FC040 permettent de mesurer des pressions jusque 690 Pa (34 m s^{-1}). Les capteurs Setra 239 mesurent des pressions jusque 3400 Pa (75 m s^{-1}).

Avant d'utiliser des capteurs qui ne fonctionnent pas dans la même gamme de vitesses, nous avons effectué un ré-étalonnage dans une soufflerie prévue à cet effet (soufflerie Muse, CSTB) (cf. annexe A.1.1 pour plus d'informations).

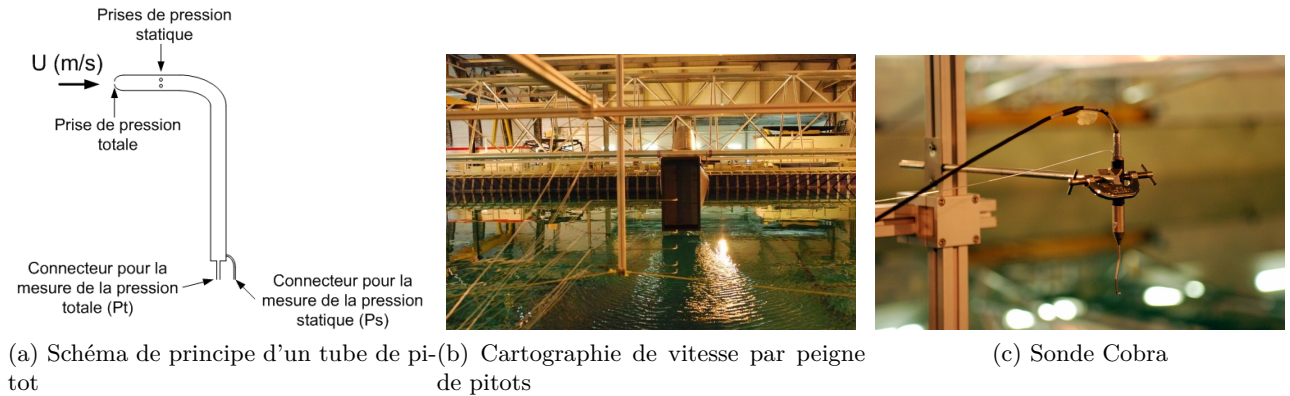


Figure 2.6 – Anémomètres

Les mesures ont été effectuées sur une durée de 30 secondes et à une fréquence d'acquisition de 10 Hz. Du fait de la longueur importante des tubes vinyles utilisés, ces derniers agissent comme un filtre passe bas sur le signal temporel de vitesse. Il n'a donc pas été possible d'obtenir les grandeurs turbulentes avec ce type d'anémomètre. Nous avons donc effectué des mesures supplémentaires afin de quantifier la turbulence de l'écoulement avec un anémomètre prévu à cet effet.

2.3.2.1.2 Mesure du taux de turbulence et de la densité spectrale de puissance pour la vitesse longitudinale

Pour ce type de mesure en bassin, une sonde Cobra (TFI, 2007), plus robuste, a été préférée au fil chaud (figure 2.6c). Le principe de fonctionnement de cette sonde est assez proche de celui des tubes de pitot (mesure de la pression dynamique). Néanmoins, cet anémomètre dispose d'un capteur de pression directement dans la sonde, ce qui permet d'accéder aux composantes moyennes de la vitesse ainsi qu'aux grandeurs turbulentes. Cette sonde de pression rapide et multidirectionnelle permet, pour ce modèle (série 100), la mesure de pressions jusqu'à 1500 Pa environ soit une vitesse maximale d'environ 45 m s^{-1} .

Le vecteur vitesse suit une décomposition classique en une vitesse moyenne et une vitesse fluctuante aléatoire. La définition des différents termes est résumée ci-après :

Vitesse instantanée :

$$U = \bar{U} + u' \quad (2.1)$$

$$V = \bar{V} + v' \quad (2.2)$$

$$W = \bar{W} + W' \quad (2.3)$$

$$Vel = \sqrt{U^2 + V^2 + W^2} \quad (2.4)$$

Vitesse moyenne :

$$\bar{U} = \frac{\sum U}{N} \quad (2.5)$$

$$\bar{V} = \frac{\sum V}{N} \quad (2.6)$$

$$\bar{W} = \frac{\sum W}{N} \quad (2.7)$$

$$\overline{Vel} = \frac{\sum |Vel|}{N} \quad (2.8)$$

$$N = \text{Nombre d'échantillons}$$

Intensité turbulente :

$$I_{uu} = \frac{\sqrt{u'^2}}{\overline{Vel}} \quad (2.9)$$

$$I_{vv} = \frac{\sqrt{v'^2}}{\overline{Vel}} \quad (2.10)$$

$$I_{ww} = \frac{\sqrt{w'^2}}{\overline{Vel}} \quad (2.11)$$

$$(2.12)$$

Énergie turbulente :

$$k = \frac{1}{2} \cdot (\overline{u'^2} + \overline{v'^2} + \overline{w'^2}) \quad (2.13)$$

2.3.2.2 Modélisation numérique

Ce dispositif de soufflage a également fait l'objet d'une étude numérique afin de calibrer le code CFD à l'aide des résultats expérimentaux. Le code CFD Fluent ([Fluent, 2006](#)) a été utilisé pour résoudre les équations de Navier-Stokes par une méthode de volumes finis. Une approche stationnaire a été utilisée et les équations de quantité de mouvement et de

grandeurs turbulentes ont été discrétisées avec un schéma du premier ordre décentré amont.

Plusieurs modèles de turbulence ont été testés. Le modèle de $k - \epsilon$ standard (Launder & Spalding, 1972) a été choisi car il apparaît comme le modèle à deux équations le plus approprié pour prédire les écoulements de type jet libre. Les modèles de fermeture au second ordre du type Reynolds Stress Model n'améliorent que très peu la précision des résultats et conduisent en revanche à des temps de calculs plus longs.

Le caisson soufflé dans un volume de taille suffisante pour éviter toute influence avec les murs et la sortie. La taille du domaine est résumée dans le tableau 2.2. La surface libre, en bleu sur la figure 2.7, est modélisée par une condition limite de type "Wall" tout comme les parois du volume (en vert sur la figure). La condition de sortie de type "Pressure Outlet" est visible en rouge.

Ce volume a été maillé en suivant un modèle haut Reynolds. La loi de paroi "non-equilibrium wall functions" a été utilisée car elle inclut les effets de gradient de pression.

Tableau 2.2 – Dimensions du domaine de calcul

Domaine de calcul	
Longueur (axe x)	80 m (dont 19.2 m pour le dispositif de soufflage)
Largeur (axe y)	30 m
Hauteur (axe z)	16.06 m (bas de la buse à 16 cm de la surface libre)

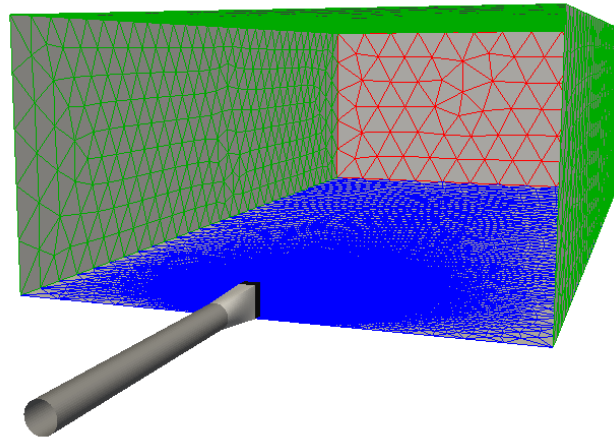


Figure 2.7 – Maillage d'un unique dispositif de soufflage

Les conditions d'entrée (taux de turbulence et vitesse moyenne longitudinale) ont été définies pour coller aux données expérimentales dans le cœur potentiel du jet. On a donc choisi une vitesse de 10 m s^{-1} et un taux de turbulence de 10 % pour un diamètre hydraulique de 1.4 m (diamètre d'une gaine).

Plusieurs simplifications ont été utilisées. Les parties flexibles ont été considérées comme des éléments rigides et nous n'avons pas pris en compte leur inclinaison. Elles ont néanmoins été modélisées pour leur rôle important dans le développement de la couche limite à la paroi. La validité de ces hypothèses a été démontrée par la bonne correspondance entre les résultats

expérimentaux et numériques.

2.3.2.3 Rappel sur le jet libre

La structure classique d'un écoulement de type jet libre se décompose en deux parties distinctes que l'on retrouve sur la figure 2.8a :

- un cœur potentiel (potential core)
- une zone cisailée

Lorsqu'un fluide en mouvement pénètre dans une enceinte au repos composée d'un fluide de même densité, une zone de cisaillement se crée entre le fluide en mouvement et le fluide ambiant. Cette zone est caractérisée par un fort gradient de vitesse et une importante production d'énergie turbulente. Le cœur potentiel visible sur la figure 2.8a est caractérisé par une vitesse moyenne élevée et constante et un taux de turbulence faible. La forte décroissance de vitesse associée à l'augmentation brusque de l'énergie cinétique turbulente correspond à la fin du cœur potentiel (Rajaratnam, 1976). Pour caractériser la diffusion du jet dans notre expérience, on utilise la distance à mi-vitesse b . A cette distance par rapport au centre du jet, la vitesse a atteint la moitié de la vitesse locale au centre du jet, U_m .

Sur la figure 2.8b, on constate que la diffusion du jet formé par un unique dispositif de soufflage est sous-estimée numériquement. En effet, le transport turbulent dans les directions latérales n'est pas correctement pris en compte du fait de l'hypothèse de turbulence isotrope du modèle $k - \epsilon$. En réalité, la viscosité turbulente dans les directions latérales devrait être supérieure; elle introduirait alors une plus grande zone cisailée et donc une valeur plus importante pour la vitesse moyenne longitudinale et pour l'énergie cinétique turbulente dans cette zone.

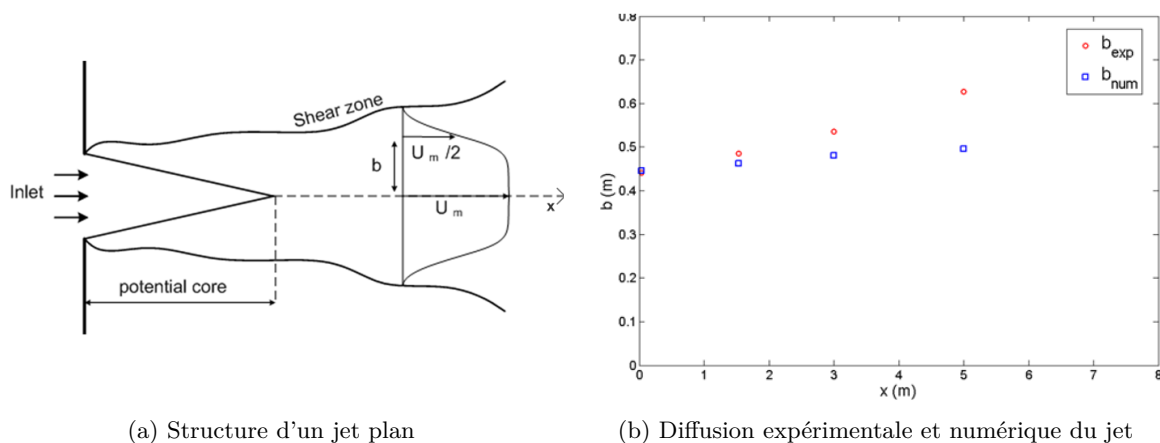


Figure 2.8 – Diffusion de jet

2.3.2.4 Profils de vitesse moyenne et d'énergie cinétique turbulente

La figure 2.9b met en évidence un bon accord entre l'expérience et la simulation numérique malgré une dissymétrie dans la direction transversale. Cette dissymétrie peut s'expliquer

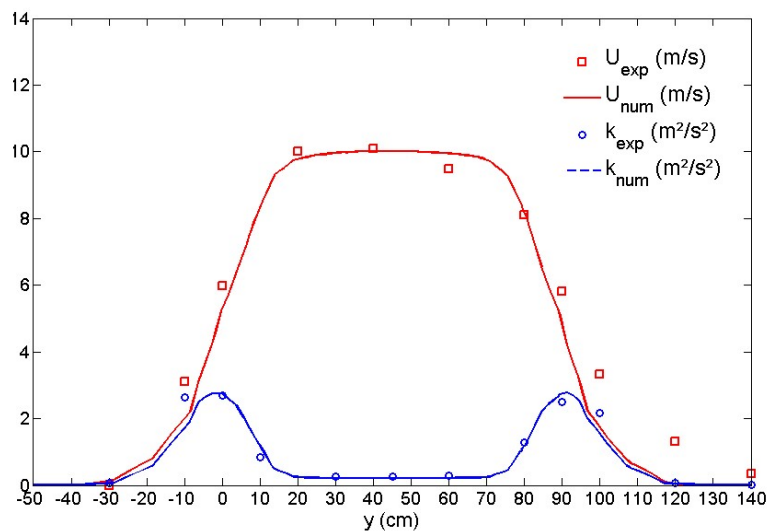
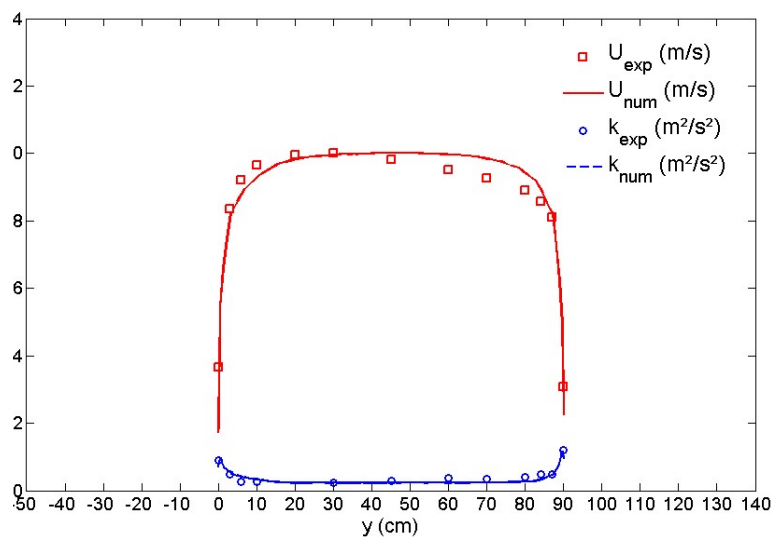
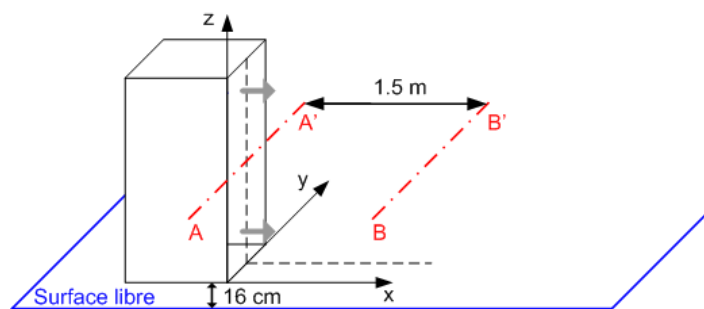


Figure 2.9 – Profils de vitesse moyenne longitudinale et d'énergie cinétique turbulente en aval de la buse de soufflage

par le diffuseur flexible qui ne s'est pas gonflé comme nous l'avions souhaité dans sa partie convergente. En conséquence, on obtient une sous-estimation de la vitesse moyenne et une légère surestimation de l'énergie cinétique turbulente. Ce déficit de vitesse amène à reconsidérer l'importance de converger avant la buse de soufflage avec une gaine souple. En effet, un convergent est un élément clé dans un dispositif de soufflage lorsqu'il est correctement dessiné et maîtrisé. Dans le cas d'une adaptation souple, on ne maîtrise pas la forme. Le risque est donc de créer des zones massivement décollées qui vont à l'encontre d'une bonne homogénéité. C'est peut-être ce qui se passe dans notre cas. Ce problème sera résolu dans les essais futurs par l'utilisation d'un diffuseur rigide.

Lorsque l'on se déplace 1.5 m plus en aval (figure 2.9c), on constate que le numérique et l'expérience donnent des résultats comparables dans le cœur potentiel malgré la dissymétrie qui a été transportée. Néanmoins, la vitesse numérique est légèrement sous-estimée dans la zone cisailée. Ce résultat était prévisible étant donnée la sous-estimation numérique de la diffusion du jet (cf. 2.3.2.3).

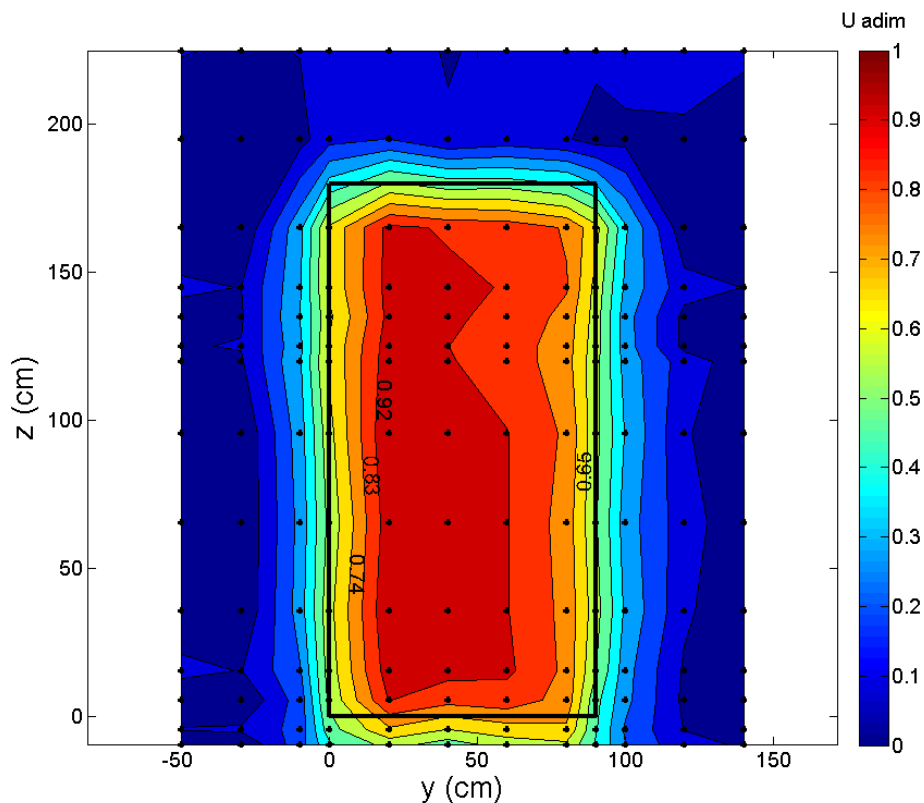


Figure 2.10 – Iso-contours de la vitesse moyenne longitudinale, 1.53 m en aval de la buse de soufflage

On peut observer sur la figure 2.10 les iso-contours de la vitesse moyenne longitudinale 1.53 m en aval de la buse de soufflage (représentée par le rectangle noir). Pour cette cartographie, pas moins de 14 mesures par rapport à l'axe vertical z et 12 mesures par rapport à l'axe transversal y ont été effectuées. Ces points de mesure sont représentés sur la carto-

graphie par les marqueurs noirs. Pour une meilleure lisibilité, la vitesse a été adimensionnée par la vitesse moyenne longitudinale locale au centre du jet (U_m). Les résultats concernant l'homogénéité du profil de vitesse sont bons, exceptée la légère dissymétrie expliquée plus haut. En définissant une zone utile, $0.9 < U^* < 1$, on obtient une surface de 0.65 m de large par 1.60 m de haut pour une unique buse.

2.3.2.5 Plage de fonctionnement du dispositif de soufflage

Dans cette configuration, il est possible de souffler jusqu'à des vitesses de 15 m s^{-1} environ. En revanche, la figure 2.11a met en évidence la présence d'une vitesse critique en dessous de laquelle les parties souples ne sont pas correctement gonflées. Pour 30 % de la puissance maximale des ventilateurs, la gaine est correctement gonflée mais on ne peut pas en dire autant du diffuseur. Dans ce cas, les iso-contours de vitesse, visibles sur la figure 2.11, révèlent une baisse flagrante d'homogénéité. Cette vitesse critique a été estimée à 5 m s^{-1} environ. Pour le type d'expérience que l'on souhaite réaliser et du fait du respect de la similitude de Froude, on s'attend à travailler à des vitesses relativement basses. Cette configuration n'est donc pas acceptable. Nous allons donc chercher par la suite à diminuer cette vitesse critique par l'ajout de pertes de charge supplémentaires (porosité différente pour l'écran ou encore ajout d'un nid d'abeilles).

On constate également à travers la figure 2.11 que la qualité du vent généré baisse à mesure que l'on s'éloigne de la buse de soufflage. Ce résultat est confirmé par la figure 2.12. Sur cette figure, on peut observer l'évolution longitudinale de la vitesse axiale et de l'énergie cinétique turbulente au milieu du jet. On peut y voir qu'il n'est pas judicieux de placer le modèle, dans cette configuration, à une distance supérieure à 3 m de la buse de soufflage à cause de l'augmentation importante de l'intensité turbulente et la diminution de la taille du cœur potentiel. Cette observation justifie l'utilisation d'une gaine souple pour souffler à proximité de la maquette.

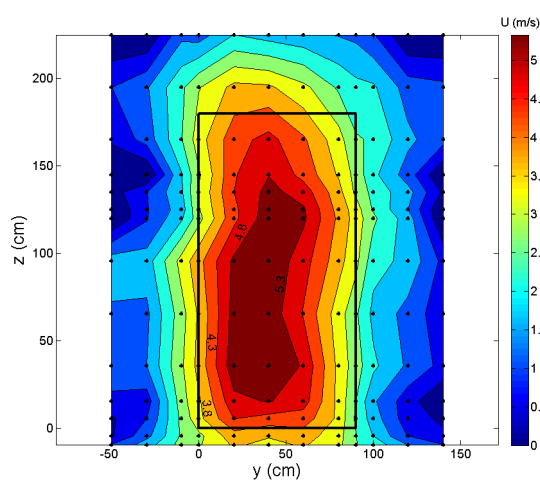
Cette figure met également en évidence un bon accord entre l'expérience et la simulation numérique pour les 3 premiers mètres. Plus loin, la surestimation numérique de la vitesse et la sous-estimation de l'énergie cinétique turbulente peuvent être expliquées par la sous-estimation numérique de la diffusion du jet et donc la surestimation de la taille du cœur potentiel.

3. Validation du principe de soufflage sur une configuration simplifiée

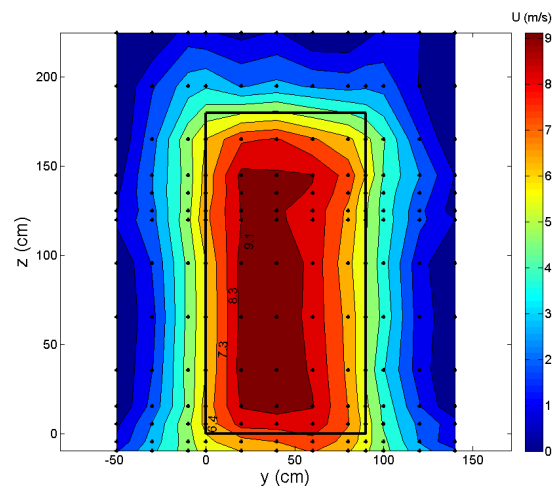


(a) 30 %

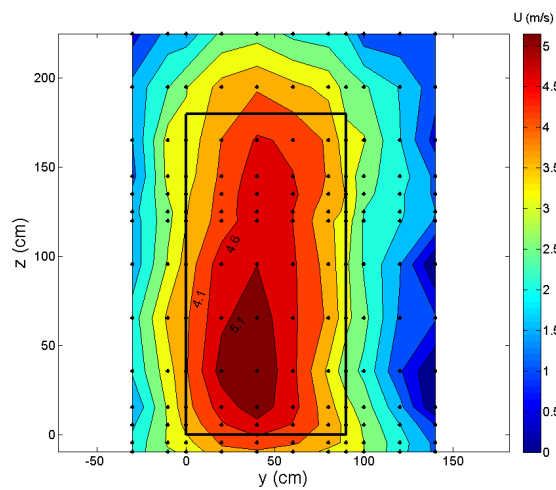
(b) 50%



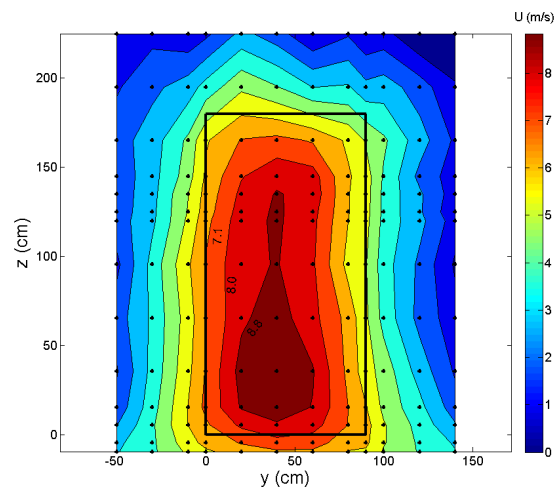
(c) 30 %, 3 m en aval



(d) 50 %, 3 m en aval



(e) 30 %, 5 m en aval



(f) 50 %, 5 m en aval

Figure 2.11 – Iso-contours de vitesse moyenne, 3 m et 5 m en aval de la buse de soufflage, pour 30 % et 50 % de la puissance maximale des ventilateurs

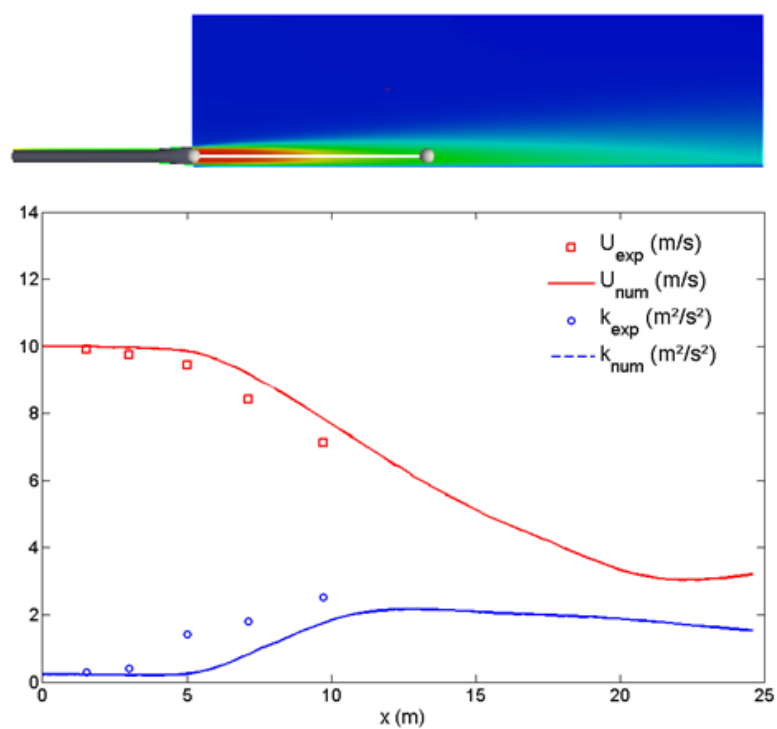


Figure 2.12 – Évolution longitudinale de la vitesse axiale et de l'énergie cinétique turbulente

2.3.2.6 Taux de turbulence longitudinale

La composante longitudinale du taux de turbulence I_{uu} vaut 4 % au centre du jet, à 50 % de la puissance maximale des ventilateurs. Cette valeur passe à 15 % en périphérie du jet, dans la zone cisailée. L'ajout de grilles et d'un nid d'abeilles peut permettre de diminuer cette valeur.

2.3.3 Génération de fluctuations basses fréquences par contrôle de la vitesse de rotation des ventilateurs

Pour ces essais, et comme expliqué en 2.3.2.5, la porosité de l'écran est passée de 64 à 40 % afin de faciliter l'étape de gonflement du diffuseur.

2.3.3.1 Génération de fluctuations de vitesse basse fréquence par contrôle de la vitesse de rotation des moteurs

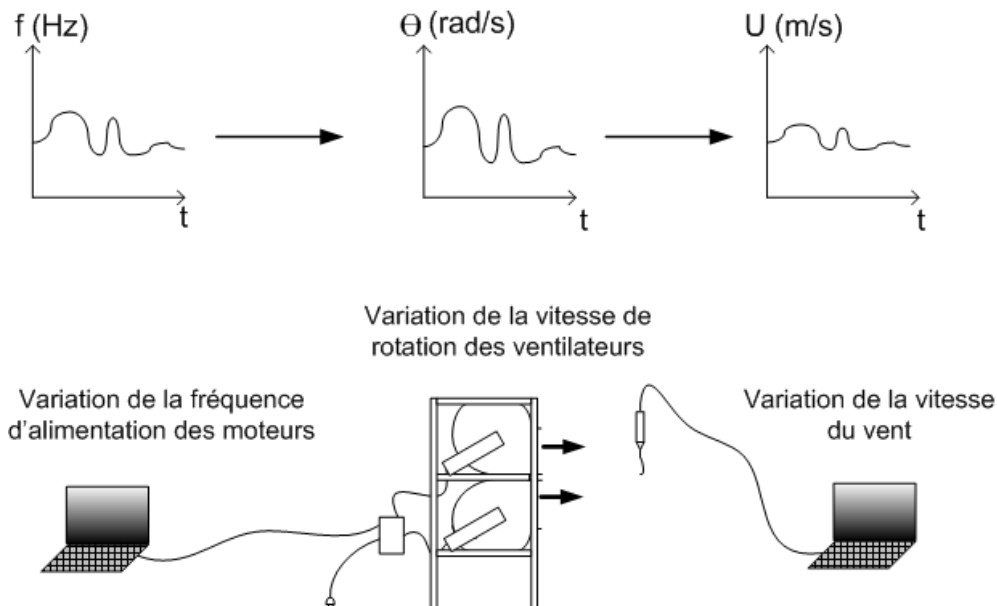


Figure 2.13 – Pilotage automatique des ventilateurs

L'utilisation d'un variateur de fréquence permet de piloter la fréquence d'alimentation des moteurs. Ce pilotage peut s'effectuer en mode manuel ou automatique. En mode automatique (figure 2.13), différentes trames de données sont envoyées au variateur. On peut donc reproduire des fluctuations de vitesse¹. La figure 2.14 met en évidence un comportement tout à fait linéaire entre la fréquence d'alimentation des ventilateurs et la vitesse moyenne longitudinale du vent (U), ce qui simplifie la détermination du signal de consigne.

Le vent ainsi généré est composé de fluctuations de vitesse basses fréquences générées par les ventilateurs auxquelles s'ajoute une partie plus haute fréquence liée à la turbulence du

1. Nous ferons ici la différence entre la turbulence, phénomène aléatoire, et les fluctuations de vitesse volontairement générées par les ventilateurs.

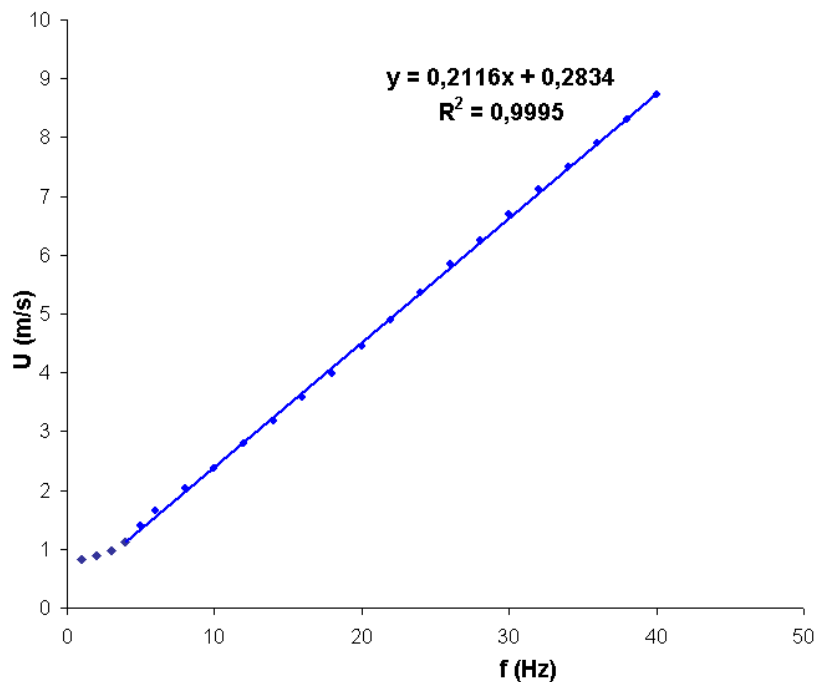


Figure 2.14 – Évolution de la vitesse moyenne longitudinale en sortie de buse en fonction de la fréquence d'alimentation des moteurs

jet, comme on peut le voir sur la figure 2.15. Les mesures ont été effectuées ici par une sonde Cobra au milieu et 0.15 m en aval de la buse de soufflage. En raison de l'inertie du système, seule la partie basse fréquence du signal ($f < 1 \text{ Hz}$) pourra être reproduite. C'est toutefois cette plage de fréquence qui nous intéresse pour l'étude d'une éolienne flottante.

2.3.4 Conclusion

Ces premiers essais nous ont permis de valider ce nouveau type de dispositif de soufflage. Nous avons aussi pu tirer des enseignements de ces premiers tests afin d'améliorer ce système de génération de vent. L'utilisation d'un diffuseur souple semble à proscrire. Il semble également préférable d'ajouter plus de pertes de charge dans la buse de soufflage pour que le système soit plus adapté à la génération de faibles vitesses de vent.

Cette qualification aérodynamique a aussi permis de calibrer un outil numérique qui sera utilisé pour le dimensionnement du générateur de vent complet. La possibilité de générer des fluctuations basses fréquences de vent par contrôle de la vitesse de rotation des ventilateurs a également été mise en évidence. On pourra donc utiliser ce système pour la réalisation de fluctuations de vitesse caractéristiques d'un environnement marin.

Le générateur de vent amélioré et dans sa configuration définitive est donc présenté ci-après.

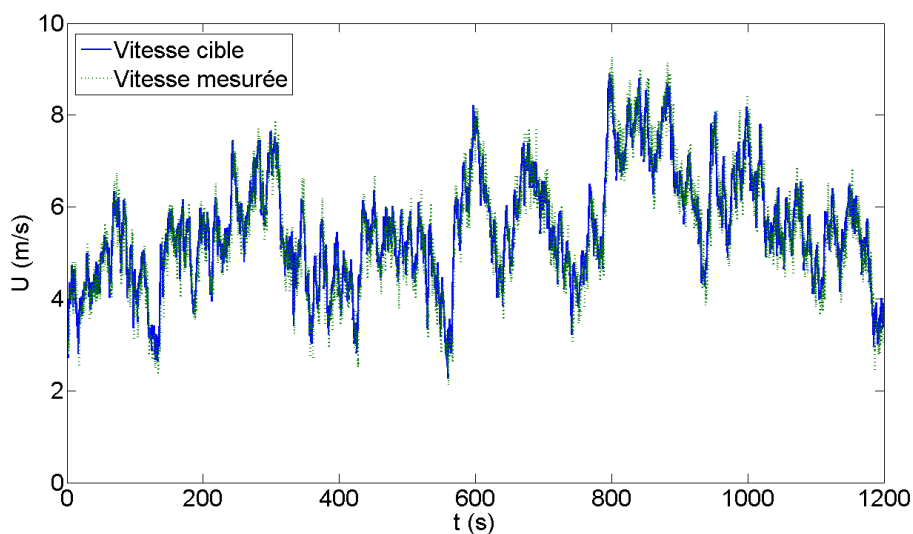


Figure 2.15 – Comparaison entre la vitesse cible et la vitesse mesurée en sortie de buse

2.4 Étude du générateur de vent dans sa configuration définitive

2.4.1 Dimensionnement du générateur de vent

2.4.1.1 Introduction

Pour cette nouvelle configuration, le principe pour la génération du vent reste identique (gaine souple, diffuseur et buse de soufflage). Néanmoins, le nombre de ventilateurs et les dimensions mises en jeu diffèrent afin d'augmenter la section de soufflage. L'ensemble des éléments constituant le générateur de vent est détaillé ci-après.

2.4.1.2 Diffuseurs

Dans cette nouvelle disposition, les diffuseurs ont été choisis rigides afin d'éviter le problème de gonflement rencontré en 2.3. Les gaines souples, toujours de diamètre intérieur 1400 mm, sont fixées aux diffuseurs à l'aide de sangles à cliquet.

Nous sommes conscients que pour le bon fonctionnement d'un générateur de vent, il est préférable de converger avant la veine d'essai afin de diminuer la composante longitudinale de la turbulence et homogénéiser la vitesse moyenne. Néanmoins, dans notre cas, une diminution de section n'est pas compatible avec le rapport d'échelle minimal ($1/60^e$) que nous nous sommes fixé pour mener à bien ce type d'expérience. La dimension intérieure de la section de sortie du nouveau diffuseur est donc fixée à 1400 mm × 1400 mm. Les 4 pièces mises côte à côte nous permettent de souffler sur une section de 2800 mm × 2800 mm.

Les diffuseurs ont été réalisés² par usinage d'un moule (figure 2.16a) et drapage de deux

2. <http://www.koller.fr/>

toiles de verre de densité 520 g m^{-2} sur ce dernier (figure 2.16b). La finition Gel-coat sur l'extérieur du moule permet d'avoir un état de surface parfaitement lisse pour l'intérieur du diffuseur.

Du fait de la faible épaisseur de ces diffuseurs, nous avons choisi de les regrouper au sein d'une ceinture métallique afin de les rigidifier.



(a) Photographie du quart de moule utilisé pour la réalisation des diffuseurs

(b) Drapage d'un diffuseur

Figure 2.16 – Conception des diffuseurs (Source : Koller SAS)

2.4.1.3 Diminution de la turbulence

2.4.1.3.1 Introduction

Comme nous l'avons vu précédemment en 2.3, l'ajout de pertes de charge dans le générateur de vent est essentiel pour le bon gonflement des gaines. En plus de cela, les pertes de charge (écran et nid d'abeilles) ajoutées dans la buse ont des effets complémentaires et bénéfiques pour l'optimisation d'un dispositif de soufflage.

Il a été montré que les écrans seuls jouent le même rôle qu'une diminution de section, à savoir, principalement, une diminution de la composante longitudinale de la turbulence et une homogénéisation de la vitesse moyenne. A l'inverse, les nids d'abeilles seuls permettent de diminuer essentiellement la composante latérale de la turbulence (Scheiman & Brooks, 1981). Ils sont donc particulièrement utiles pour casser les plus grosses structures turbulentes.

La plupart des souffleries actuelles possèdent donc un nid d'abeilles et un ou plusieurs écrans. Le but commun de ces différents artifices est de changer l'échelle de turbulence en passant de grosses structures turbulentes à de plus petites qui s'amenuisent plus rapidement.

Pour le premier générateur de vent, seul un écran a été placé dans le dispositif de soufflage. Son rôle était essentiellement de créer les pertes de charge nécessaires au bon gonflement du

système. Il devait également permettre une diminution de la composante longitudinale de la turbulence.

2.4.1.3.2 Dimensionnement du nid d'abeilles

De manière qualitative, il est assez aisé de comprendre le mode d'action d'un nid d'abeilles. Ses cellules allongées permettent en effet de canaliser l'écoulement dans une direction prioritaire.

Pour le dimensionnement d'un nid d'abeilles, il est essentiel de conserver une longueur de cellule supérieure à 8 fois son diamètre. [Kulkarni et al. \(2011\)](#) considèrent que l'intervalle le plus efficace pour baisser le taux de turbulence dans la veine d'essai est compris entre 8 et 10. En effet, le taux de décroissance de l'intensité turbulente est important jusqu'à une distance d'environ 8 fois le diamètre de la cellule. Après cela, le taux de décroissance de la turbulence devient très inférieur. Il a également été montré dans [Kulkarni et al. \(2011\)](#) que la fonctionnalité du nid d'abeilles était indépendante de sa forme pour des longueurs supérieures ou égales à la longueur optimale. Nous avons donc choisi des mailles hexagonales de longueur 155 mm pour un diamètre de cellule de 19 mm soit un ratio de 8.2.

L'écoulement derrière le nid d'abeilles est perturbé à cause des effets de sillage. Cependant, cette perturbation s'amenuise à mesure que l'on s'éloigne du nid d'abeilles. On n'observe plus de changement significatif dans le profil de vitesse dès lors que x/Dh est supérieur à 12 avec x la distance comptée à partir de la fin du nid d'abeilles et Dh le diamètre de la cellule. Dans notre cas, les effets de sillage s'estompent donc $12 \times 19 = 228$ mm en aval du nid d'abeilles. Dans notre expérience, la maquette est située plus de 2 m en aval du nid d'abeilles et ne devrait donc pas être perturbée par les effets de sillage du nid d'abeilles. De plus, un alliage aluminium 3003 est utilisé, ce qui permet d'obtenir une épaisseur de feuillards très faible (79 microns) et ainsi diminuer la trace de ce nid d'abeilles sur l'écoulement.

Des raidisseurs sont souvent utilisés pour supporter le nid d'abeilles dans des grandes souffleries afin de minimiser sa déflexion et ainsi minimiser l'inclinaison du flux sortant. Dans notre cas, il était impossible d'obtenir un nid d'abeilles de 2800×2800 mm². Nous avons donc choisi d'utiliser 4 tronçons de 1400×1400 mm². Pour la jonction entre ces quatre parties, les différents blocs de nid d'abeilles ont été collés sur une tôle intermédiaire de $8/10^e$ de mm. L'ensemble est placé dans un cadre support en aluminium de $30/10^e$ de mm.

2.4.1.3.3 Dimensionnement de l'écran

Pour les écrans, il a été montré dans [Bradshaw \(1965\)](#) et [Mehta & Hoffmann \(1987\)](#) que l'écoulement à travers un écran de porosité inférieure à 58 % maximise la production d'instabilités directionnelles et doit donc par conséquent être évité. D'après Bradshaw, cette valeur critique de 0.58 ne semble pas dépendre de manière notable du nombre de Reynolds pour des valeurs de vitesses classiquement rencontrées en soufflerie. Dans notre cas, les vitesses mises en jeu étant plus faibles qu'en soufflerie, nous avons choisi une marge de sécurité en prenant une porosité de 64 % (maille de 8 mm et entraxe de 10 mm). L'écran est composé de 6 tronçons. La taille importante de la buse nous a contraints à utiliser 4 tasseaux de bois (épaisseur 10 mm) visibles sur la figure [2.24b](#) afin de raidir l'ensemble et éviter ainsi le phénomène de "peau de tambour".

Comme pour les nids d'abeilles, il a été observé dans [Groth & Johansson \(1988\)](#) un effet de sillage et une turbulence fortement anisotrope plus marquée à proximité immédiate des écrans. Il est donc préférable de placer le modèle suffisamment loin de ces pertes de charge. Nous avons également fait attention à prendre la taille de cellule la plus petite possible afin de minimiser la taille de cette zone de sillage.

Remarque : Comme expliqué en [2.3.2.5](#), pour le premier dispositif de soufflage, deux porosités différentes ont été testées. Dans un premier temps (porosité de 64 %), nous avons obtenu une valeur de 4 % pour l'intensité turbulente longitudinale au centre du jet. Soucieux d'avoir un dispositif de soufflage adapté à la gamme des faibles vitesses (similitude de Froude) et n'étant pas encore informé de cette porosité critique, nous avons donc, dans un second temps, choisi une porosité plus faible (40 %). Le nouveau taux de turbulence de 7 %, au centre du jet, va dans le sens de [Mehta & Hoffmann \(1987\)](#) et montre l'importance d'une étude bibliographique.

2.4.1.4 Augmentation de l'homogénéité au centre du jet

Pour ces calculs, les équations de quantité de mouvement et de grandeurs turbulentes ont été discrétisées par un schéma du second ordre décentré amont. Comme en [2.3.2.2](#), la turbulence est prise en compte avec un modèle de $k - \epsilon$ standard et la loi de paroi est de type "non-equilibrium wall functions". Dans ce calcul et contrairement au cas précédent, la surface libre n'a pas été modélisée. En effet, dans cette configuration, la buse de soufflage est placée à 50 cm environ du plan d'eau. Pour des distances faibles (2 m en aval de la buse de soufflage), l'influence de la surface libre est donc limitée. Le domaine de calcul est représenté sur la figure [2.17a](#). Les conditions limites de type "Wall" et "Pressure Outlet" sont visibles respectivement en vert et rouge sur cette figure. La taille du domaine est résumée dans le tableau [2.3](#)³. Les conditions de turbulence en entrée pour chaque ventilateur sont les mêmes que celles utilisées pour le calcul d'un unique dispositif de soufflage. La vitesse en entrée vaut ici 4 m s^{-1} .

Tableau 2.3 – Dimensions du domaine de calcul

Domaine de calcul	
Longueur (axe x)	68 m (dont 17 m pour le dispositif de soufflage)
Largeur (axe y)	25 m
Hauteur (axe z)	25 m

La cartographie numérique de vitesse moyenne longitudinale 2 m en aval de la buse de soufflage ([2.18a](#)) révèle un déficit de vitesse au centre. Ce déficit était prévisible dans la mesure où une réunion de 4 éléments circulaires ne permet pas d'acheminer de la quantité de mouvement au centre. Il est toutefois moins marqué grâce aux diffuseurs qui permettent d'effectuer une transition progressive de l'écoulement d'une forme ronde à une forme carrée. La réunion des différentes couches limites à la paroi des diffuseurs suffit cependant à expliquer l'inhomogénéité de vitesse au centre du jet. Il est à noter que ni l'écran, ni le nid d'abeilles n'ont été représentés pour ce premier calcul. Il est également important de rappeler que la diffusion du jet est fortement sous-estimée avec le calcul Fluent, comme nous avons pu le

3. Dans ce calcul, la longueur des gaines souples est légèrement différente de la réalité.

voir en 2.3.2.3. On peut donc s'attendre à un déficit de vitesse légèrement plus faible dans la réalité.

Pour essayer de combler ce déficit qui serait préjudiciable lors de l'étude de structures qui se déplacent dans le vent comme des éoliennes flottantes (apparition de mouvements parasites), nous avons développé une forme convergente qui permet de ré-homogénéiser le profil de vitesse en amenant de la quantité de mouvement au centre au détriment de la périphérie du jet.

L'efficacité d'un convergent provient de son rapport de contraction et de la forme utilisée. Il est généralement admis (Morel, 1975) que des formes polynomiales (équation 2.14) de degré compris entre 4 et 6 donnent les meilleurs résultats. Dans notre cas, le problème est légèrement différent. Si cette forme agit comme un convergent pour la partie centrale, elle est a fortiori vue comme un divergent pour la périphérie du jet, ce qui amène son lot de contraintes. Devant l'impossibilité d'utiliser une forme polynomiale qui introduirait un décollement sur le côté divergent, une forme linéaire a été retenue, l'angle ne devant pas dépasser l'angle critique de 7° généralement utilisé pour la conception de divergent en soufflerie. Plusieurs convergents de différentes tailles et avec différents rapports de contraction ont été testés numériquement (figure 2.17b). Comme on peut le voir sur cette figure, il s'agit d'une représentation simplifiée. Le support et les épaisseurs ne sont pas pris en compte lors de cette modélisation. Le convergent retenu permet de diminuer la section d'un facteur 1.31.

$$y(x) = h[A(1 - \frac{x}{L})^i + B(1 - \frac{x}{L})^j + C(1 - \frac{x}{L})^k] \text{ avec } i,j,k \text{ trois entiers consécutifs} \quad (2.14)$$

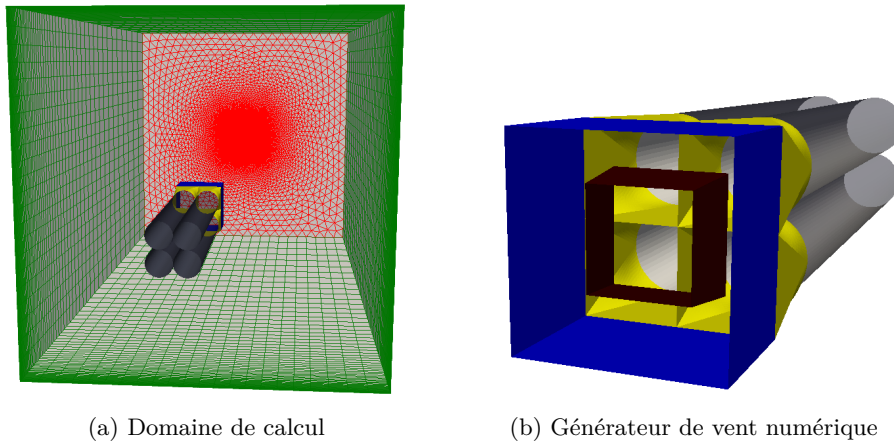


Figure 2.17 – Modélisation numérique du générateur de vent

La nouvelle cartographie de vitesse obtenue avec cette forme convergente est visible sur la figure 2.18b. On constate une redistribution de la quantité de mouvement grâce à cette forme. La figure 2.19 permet de vérifier cette première impression visuelle. Sur cette figure, nous avons tracé le profil transversal de vitesse moyenne au centre de la buse de soufflage 2 m en aval avec et sans la forme convergente. Comme nous l'avons souhaité, l'important déficit de vitesse moyenne au centre a laissé place à plusieurs déficits moins marqués en intensité et qui devraient être plus facilement comblés par l'action de l'écran. L'homogénéité de la vitesse moyenne devrait donc s'en trouver améliorée 2.18b.

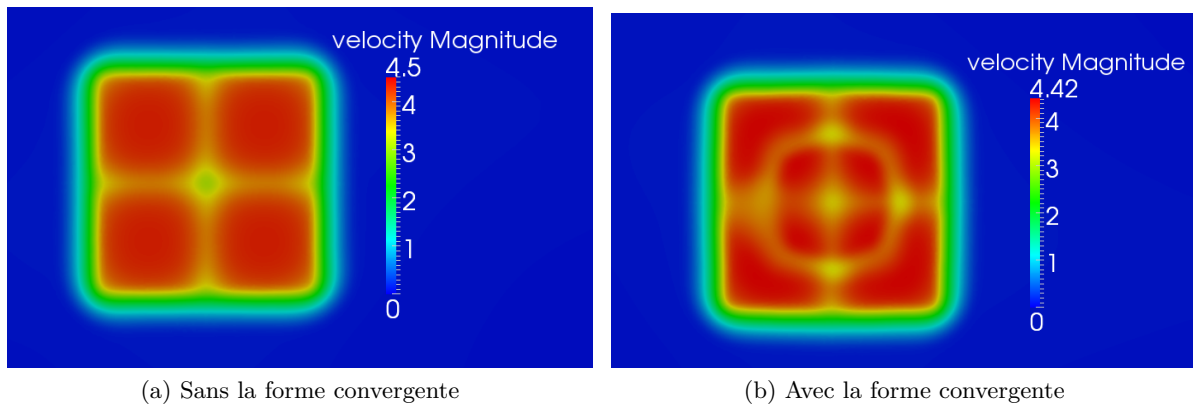


Figure 2.18 – Cartographie numérique de la vitesse moyenne longitudinale 2 m en aval de la buse

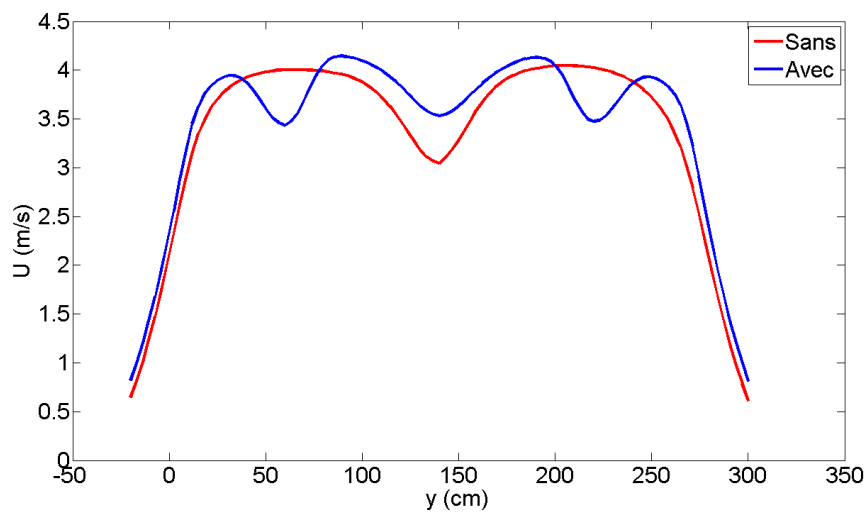


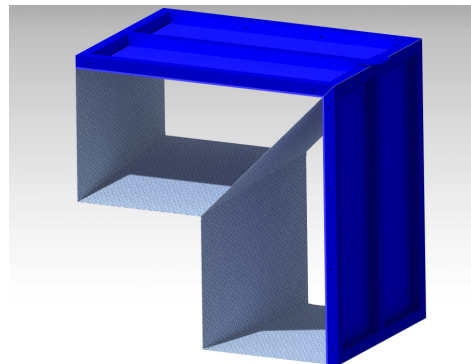
Figure 2.19 – Comparaison de la vitesse moyenne longitudinale d'un ensemble de quatre diffuseurs avec et sans la forme convergente

Pour la réalisation de ce convergent, nous avons bénéficié de la symétrie de cette pièce. La solution technologique utilisée a été de réaliser 4 pièces, chacune avec une ossature bois pour la buse et des plaques d'aluminium d'1 mm d'épaisseur pour le convergent et les raidisseurs, comme on peut le voir sur la figure 2.20b. Cette solution a été préférée pour des raisons évidentes de poids et de facilité de mise en œuvre. Pour ne pas rajouter d'épaisseurs inutiles qui nuiraient à la qualité de l'écoulement, les pièces ne sont fermées que d'un seul côté (figure 2.20b). Les raidisseurs à 45° sont pincés entre les armatures en bois. Le tronçon contenant la forme convergente est visible sur la figure 2.20a.

La faible longueur des tôles aluminium ainsi que la forme retenue confèrent ainsi, à poids équivalent, une rigidité de la pièce finale bien supérieure à celle que l'on aurait pu obtenir avec une unique pièce. Cette raideur supplémentaire nous permet de travailler avec des épaisseurs plus faibles. On diminue donc les effets de sillage.



(a) Photographie du tronçon contenant la forme convergente



(b) Visualisation CATIA d'un quart de convergent

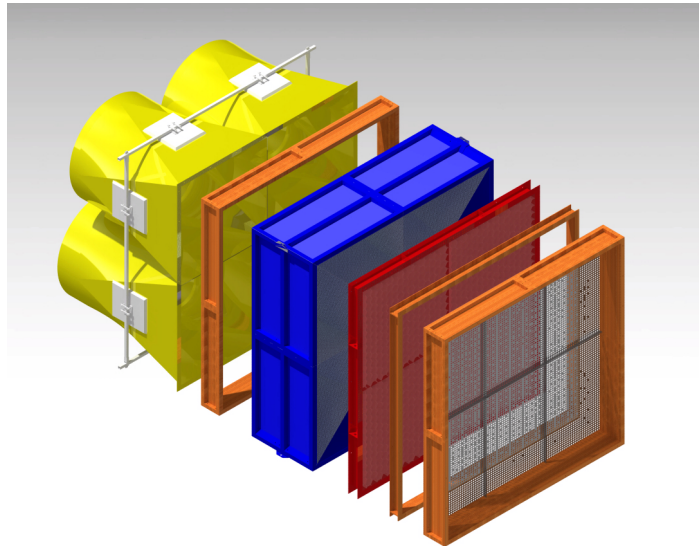
Figure 2.20 – Forme convergente

2.4.1.5 Disposition optimale

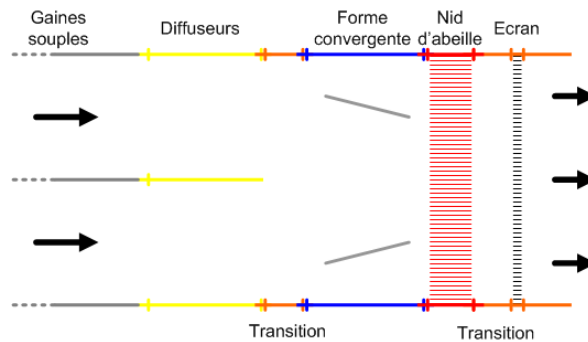
Un nid d'abeilles produit naturellement de la turbulence avec une taille de structures du même ordre de grandeur que le diamètre de la cellule. Ces structures turbulentes s'amenuisent donc beaucoup moins vite que la turbulence petite échelle générée par les écrans. Il est donc préférable de le placer le plus en amont possible de la zone d'essai. C'est pourquoi il a été montré dans Scheiman & Brooks (1981) que le meilleur arrangement possible afin de réduire le taux de turbulence de l'écoulement était de placer le nid d'abeilles avant l'écran.

Farell et al. (Farell & Youssef, 1996) ont quant à eux montré que l'arrangement le plus efficace pour la diminution de la turbulence est, dans un premier temps, un écran avec une porosité et une taille de maille importante puis un nid d'abeilles et enfin un ou plusieurs écrans avec une porosité et une taille de maille inférieure (dans la limite des 58 % vu précédemment). Dans notre cas, la forme convergente utilisée pour rajouter de la quantité de mouvement au centre du jet fait office d'écran à grosses mailles et permet de casser les plus grosses structures turbulentes. Plus en aval, on trouve donc un nid d'abeilles puis un écran, comme on peut le voir sur la vue éclatée 2.21a.

La buse de soufflage a volontairement été découpée en plusieurs tronçons afin de garantir une plus grande modularité. Si besoin est, il est donc possible d'ajouter un écran par le biais d'un tronçon supplémentaire. On peut également changer la disposition des éléments s'il s'avère qu'elle n'est pas optimale ou encore supprimer un élément s'il ne remplit pas ses fonctions. Les figures 2.21a et 2.21b permettent de mieux comprendre ce découpage. Des tronçons dits de transition ont été placés entre les éléments clés pour que l'écoulement ait le temps de s'établir.



(a) Vue éclatée de la buse de soufflage



(b) Schéma de principe

Figure 2.21 – Répartition en tronçons de la buse de soufflage

2.4.1.6 Positionnement relatif des chassis de ventilateurs

La figure 2.22a permet de visualiser le générateur de vent complet. Comme l'aspiration se fait sur les côtés pour les ventilateurs centrifuges, il est primordial de respecter une certaine distance entre les ouïes. En effet, si les ventilateurs sont trop proches l'un de l'autre, ils interagissent entre eux et le flux en sortie s'en trouve perturbé. Néanmoins, une trop grande distance causerait un angle trop important pour les gaines souples, ce qui perturberait de façon non-négligeable le flux en sortie de buse. Il s'agit donc de trouver un compromis.

Pour diminuer cette distance entre les ventilateurs, nous avons donc fait le choix de les disposer sur deux rangées en quinconce, comme on peut le voir sur la figure 2.22b. Un léger angle sera introduit pour les ventilateurs les plus excentrés afin de guider la gaine souple et éviter la présence de discontinuités qui peuvent être problématiques pour l'écoulement. Cette disposition en quinconce induit des tailles de gaines différentes. Le logiciel CATIA nous a permis d'estimer les dimensions nécessaires pour ces gaines. Nous avons finalement choisi 2 gaines de 15 m pour les ventilateurs arrières et 2 gaines de 13 m pour ceux sur les côtés.

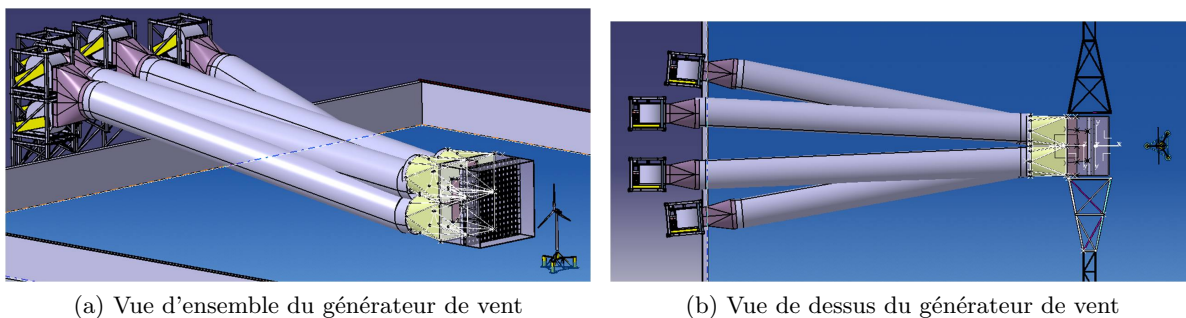


Figure 2.22 – Vue de principe du générateur de vent dans sa configuration définitive

2.4.1.7 Poutre support

Pour pouvoir accueillir la nouvelle buse de soufflage, la poutre support a dû être rehaussée de 1.44 m, comme on peut le voir sur la figure 2.23.

2.4.2 Qualification expérimentale du générateur de vent dans sa configuration définitive

2.4.2.1 Introduction

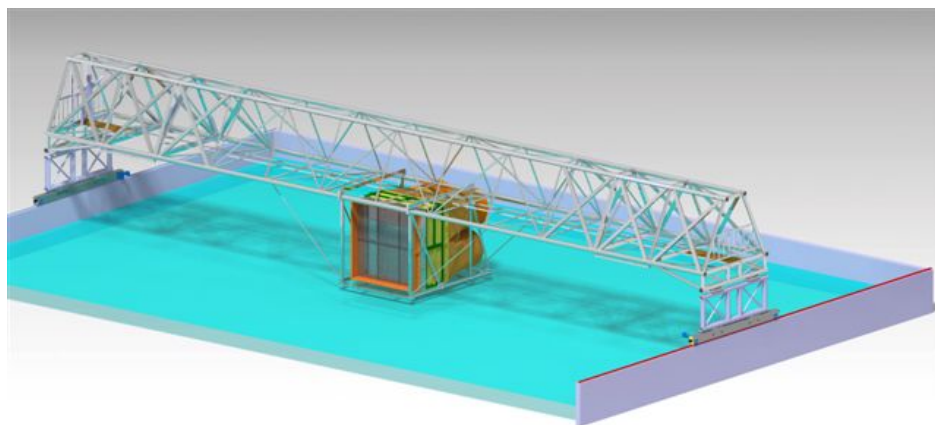
Le générateur de vent (figure 2.24a) dans sa configuration définitive a été qualifié sur le bassin préalablement aux essais éolien flottant. Le repère orthonormal utilisé pour cette expérience est le même que celui utilisé en 2.3.2 et est rappelé ci-après.

- Origine : Coin en bas à droite de la buse de soufflage lorsque l'on regarde dans la direction de l'écoulement
- axe x : Pointe dans la direction de l'écoulement
- axe y : Pointe vers la gauche lorsque l'on regarde dans la direction de l'écoulement
- axe z : Pointe verticalement vers le haut

Dans cette installation (batteurs en position basse)⁴, la distance entre la surface libre et le bas de la buse de soufflage est désormais de 52 cm.

La qualification du générateur de vent est une étape clé car un vent de mauvaise qualité pourrait compromettre le bon déroulement de l'expérience. Il est en effet très important

4. On observe une différence de 5 cm environ sur le niveau de la surface libre lorsque les batteurs sont en position haute ou basse.



(a) Schéma de principe



(b)

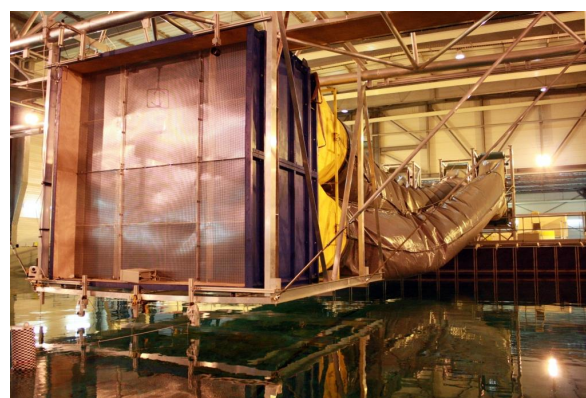


(c)

Figure 2.23 – Rehausse de la poutre support



(a)



(b)

Figure 2.24 – Générateur de vent dans sa configuration définitive

d'avoir une vitesse moyenne la plus constante possible dans la zone d'étude de la maquette afin de ne pas générer de mouvements parasites. Cette constance passe par une bonne homogénéité spatiale et temporelle.

Pour ces expériences, les mesures de vitesse ont été effectuées à l'aide de 2 anémomètres soniques, ce qui permet un accès direct aux valeurs moyennes et aux grandeurs turbulentes. Les caractéristiques techniques de ces anémomètres sont disponibles en [A.1.2](#).

2.4.2.2 Cartographie de vitesse moyenne

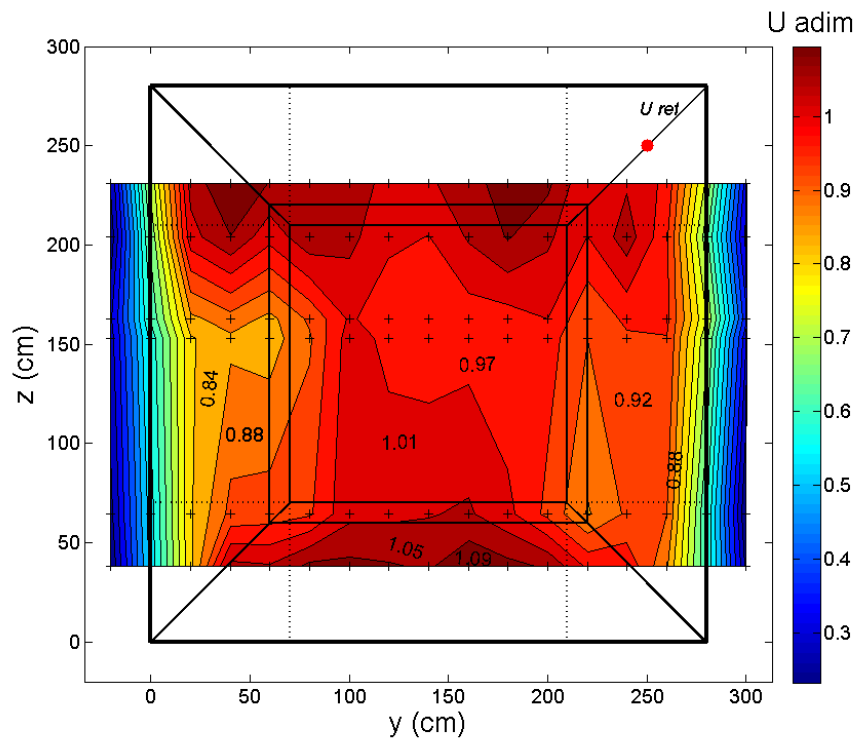
Une cartographie de la vitesse moyenne longitudinale (figure [2.25a](#)) a été effectuée à l'endroit où devrait se trouver la maquette d'éolienne flottante soit 2 m en aval de la buse de soufflage (représentée par le rectangle noir). Nous avons choisi cette distance de 2 m par rapport aux résultats obtenus en [2.3.2.5](#) (diminution de l'homogénéité et augmentation du taux de turbulence à mesure que l'on s'éloigne de la buse de soufflage). Pour simplifier l'analyse, les iso-contours de vitesse moyenne sont également tracés sur cette figure. Pour cette cartographie, pas moins de 17 points de mesures ont été effectués dans la direction transverse à l'écoulement (axe y) et à 6 hauteurs différentes (axe z). Ces points de mesure sont matérialisés sur les cartographies par les marqueurs noirs. Il n'a malheureusement pas été possible de balayer l'ensemble de la buse de soufflage du fait de la taille de cette dernière et du temps disponible pour ces mesures. Les iso-contours de vitesse moyenne sont tracés afin de simplifier l'analyse. Nous avons également matérialisé, sur ces cartographies, la position du convergent (traits pleins fins) et des tasseaux de bois (traits pointillés) utilisés pour raidir l'écran.

La vitesse a été adimensionnée par la vitesse moyenne longitudinale obtenue par un anémomètre de référence (anémomètre à hélice) placé dans le coin de la buse de soufflage et visible sur la figure [2.24b](#). Pour cette puissance des ventilateurs, l'anémomètre de référence mesure une vitesse de 6 m s^{-1} .

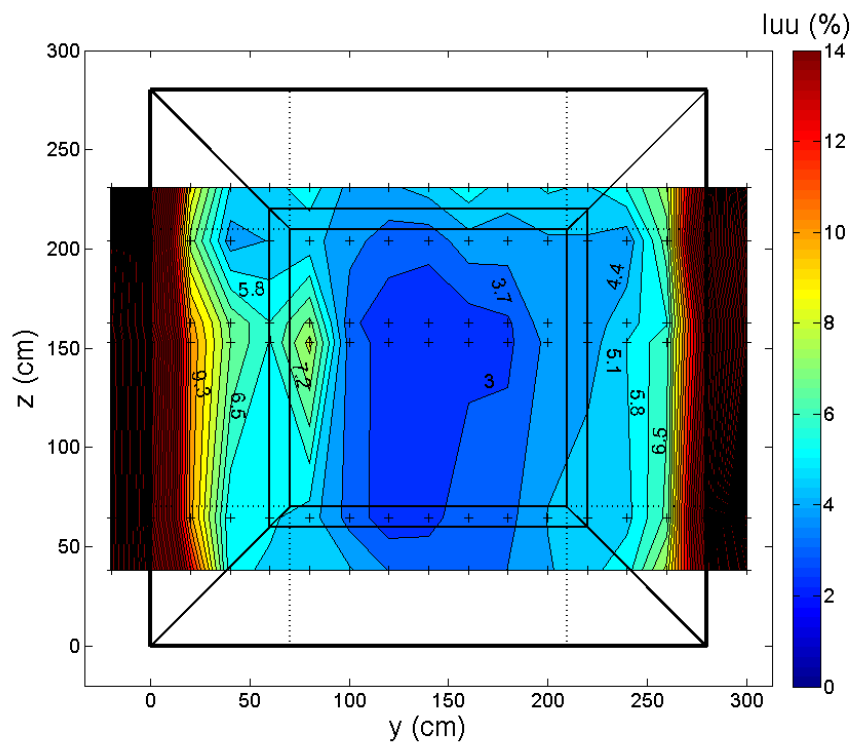
L'action du convergent est visible car on n'observe pas le déficit de vitesse attendu au centre. En définissant une zone utile, $0.9 < U^* < 1.1$, on obtient alors une surface d'environ 260 cm de large par 260 cm de haut. Cette surface est néanmoins un peu réduite par la présence d'une légère sous-vitesse sur le côté droit de la buse de soufflage (à gauche sur la figure).

La figure [2.26b](#) compare les résultats numériques aux résultats effectivement obtenus lors de l'expérience. La vitesse y est adimensionnée afin de faciliter la comparaison. L'adimensionnement a été effectué par la valeur de vitesse maximale obtenue pour l'ensemble des trois profils. Les mesures ont été effectuées à 38, 153 et 204 cm de la buse de soufflage. La figure [2.26a](#) permet de visualiser la position de ces mesures par rapport à la buse de soufflage et le convergent. La mesure effectuée à 38 cm montre une homogénéité de vitesse moyenne très bonne malgré des prédictions numériques plutôt défavorables. Cette mesure est située hors champ d'action du convergent. Le divergent est donc correctement dimensionné et ne semble pas induire de décollement sur l'écoulement. Les deux autres mesures effectuées à 153 et 204 cm de la buse de soufflage sont situées dans la zone d'action du convergent. L'homogénéité obtenue y est, comme pour la mesure à 38 cm, meilleure que ce que prédisait le numérique. Les différences observées sont imputables à la sous-estimation numérique de la diffusion du jet et surtout au nid d'abeilles et à l'écran qui n'ont pas été modélisés numériquement et qui contribuent à homogénéiser l'écoulement. On retrouve sur le profil à 153 cm

la présence de la zone de sous-vitesse mise en évidence précédemment. La cartographie de l'intensité turbulente longitudinale permettra d'apporter des éléments de réponse quant à la nature de cette zone.

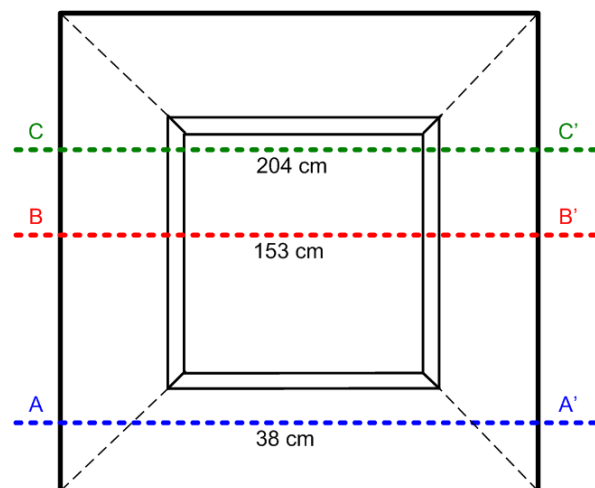


(a) Vitesse moyenne longitudinale adimensionnée

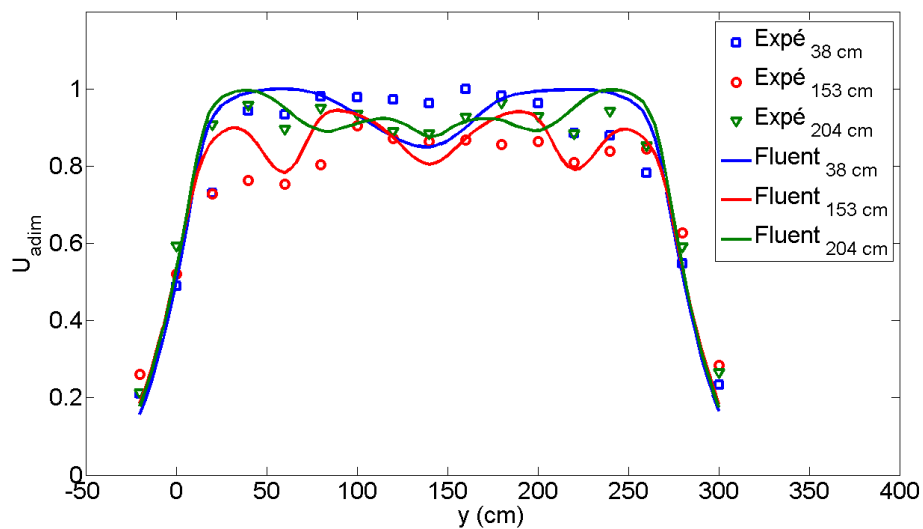


(b) Intensité turbulente longitudinale

Figure 2.25 – Iso-contours de vitesse et d'intensité turbulente dans le plan de l'éolienne (2 m en aval de la buse de soufflage) à 50 % de la puissance maximale des ventilateurs



(a) Position des profils de vitesse par rapport à la buse de soufflage



(b) Profil de vitesse moyenne longitudinale 2 m en aval de la buse de soufflage

Figure 2.26 – Comparaison entre l'expérience et la modélisation numérique

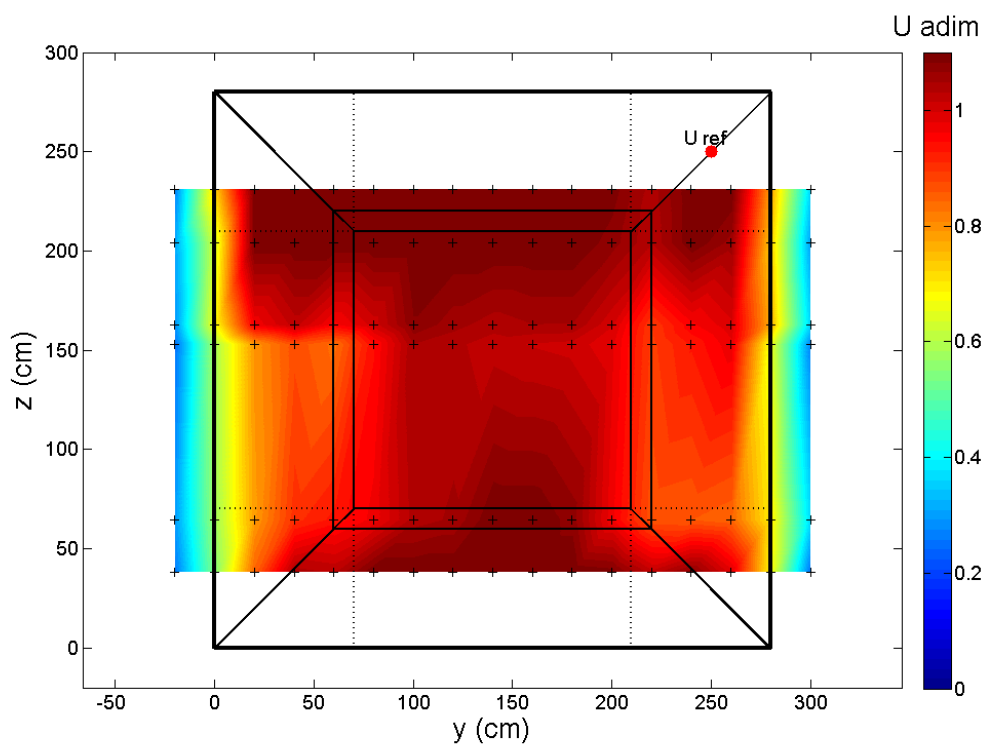
2.4.2.3 Cartographie de l'intensité turbulente longitudinale

On peut observer sur la figure 2.25b une cartographie de l'intensité turbulente (I_{uu}), 2 m en aval de la buse de soufflage. Comme précédemment, nous avons également tracé les iso-contours de l'intensité turbulente afin de simplifier l'analyse. Le taux de turbulence est inférieur à 3 % au centre du jet, ce qui est très faible pour ce type d'installation. Cela prouve la pertinence des artifices utilisés pour diminuer la turbulence (grille, nid d'abeilles) ainsi que leur bonne disposition. On observe cependant une zone à 80 cm du bord droit de la buse de soufflage où l'intensité turbulente est plus importante. Cette zone s'accompagne également d'une légère sous-vitesse visible sur la figure 2.25a. Il pourrait donc s'agir de l'effet de sillage d'un des tasseaux de bois. Néanmoins, ce phénomène n'est observé que dans un seul des cas sur les 4 possibles. Pour de futures expériences, il sera quand même préférable de biseauter leur bord de fuite afin de diminuer leur sillage. Une autre explication pourrait venir de la forme convergente qui, malgré les calculs de dimensionnement, introduirait un décollement (d'où l'augmentation de la turbulence et la diminution de la vitesse moyenne). Toutefois, cette zone de sous-vitesse et d'augmentation du taux de turbulence n'est pas retrouvée en partie haute et basse de la forme convergente. On observe même l'inverse à savoir une légère augmentation de la vitesse moyenne. Il est possible que le gradient de pression adverse induit côté divergent par cette forme soit proche d'une valeur critique, ce qui entraînerait alors un décollement de la couche limite. En d'autres termes, l'angle choisi pour la forme convergente serait peut-être proche d'un angle critique (décollement pour des angles supérieurs à cette valeur). Il ne s'agit que d'une hypothèse mais cela pourrait expliquer la présence d'un décollement sur un seul côté. En effet, si le choix technologique utilisé pour la réalisation du convergent offre un bon compromis poids/rigidité, il ne garantit pas forcément un respect des dimensions et des angles avec précision. L'angle de la forme convergente pourrait donc franchir cet hypothétique angle critique sur un unique côté.

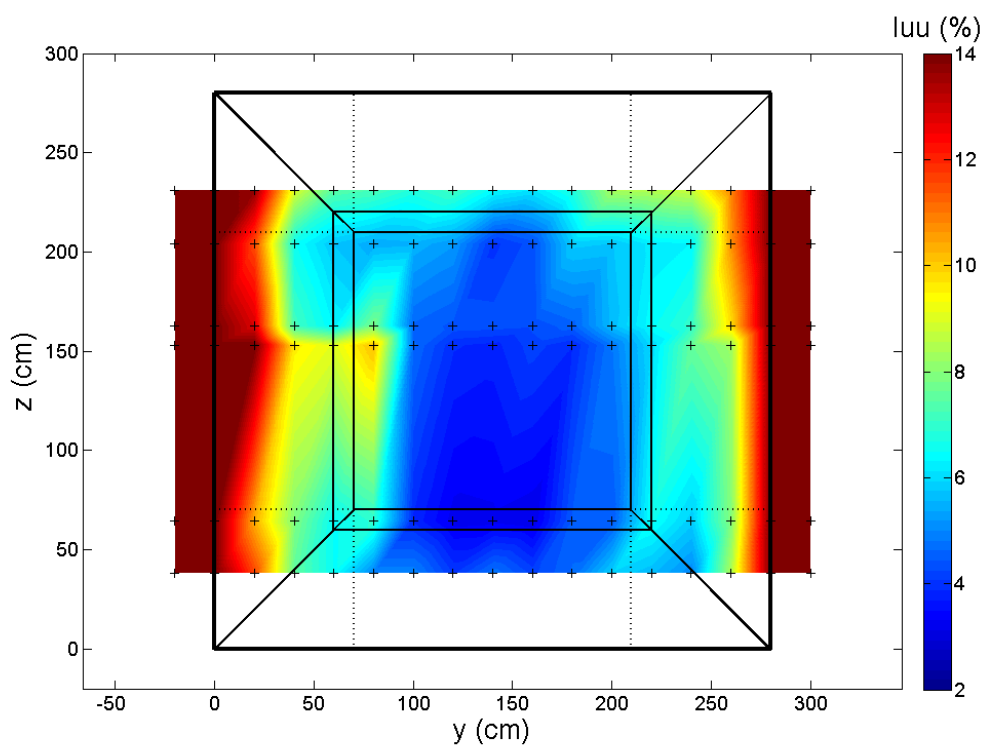
2.4.2.4 Plage de fonctionnement du générateur de vent

Pour le générateur de vent dans cette configuration, la vitesse maximale est de 10 m s^{-1} environ. La vitesse critique en dessous de laquelle les parties souples (ici les gaines uniquement) ne sont pas correctement gonflées est quant à elle estimée à 3 m s^{-1} . Comme nous l'avons souligné auparavant, ces deux valeurs de vitesses sont totalement dépendantes des pertes de charge présentes dans la buse de soufflage (nid d'abeilles, écran). Elles sont donc ajustables par l'ajout ou la suppression de pertes de charge d'où la répartition en tronçons du générateur de vent (grande modularité). On peut donc imaginer souffler à une vitesse inférieure à 3 m s^{-1} en ajoutant plus de pertes de charge par le biais d'écrans supplémentaires. Il est également possible de souffler à une vitesse supérieure à 10 m s^{-1} en enlevant l'écran ou le nid d'abeilles. On s'expose toutefois, dans les deux cas, à obtenir un écoulement de moins bonne qualité.

La figure 2.27 présente la cartographie des mesures de vitesse et d'intensité turbulente dans le plan de l'éolienne (2 m en aval de la buse de soufflage) à 30 % de la puissance maximale des ventilateurs. Dans ce cas, la vitesse au centre du jet vaut environ 3.5 m s^{-1} . On est donc juste au-dessus de la valeur critique de gonflement des gaines. Si l'homogénéité de la vitesse moyenne et de l'intensité turbulente est légèrement moins bonne que pour le cas précédent (50 % de la puissance maximale des ventilateurs), elle reste néanmoins très satisfaisante. On retrouve les mêmes phénomènes que nous avons pu observer auparavant (zone de sous-vitesse



(a) Vitesse moyenne longitudinale adimensionnée



(b) Intensité turbulente longitudinale

Figure 2.27 – Cartographie des mesures de vitesse et d'intensité turbulente dans le plan de l'éolienne (2 m en aval de la buse de soufflage) à 30 % de la puissance maximale des ventilateurs

sur le bord droit de la buse de soufflage, augmentation de la turbulence dans cette zone). On constate également l'apparition d'une zone de sous-vitesse sur le bord gauche. Cette zone pourrait valider l'hypothèse d'un décollement sur la forme convergente côté divergent. En effet, plus la vitesse diminue, plus une couche limite est sensible au décollement. En revanche, cette zone de sous-vitesse ne s'accompagne pas d'une augmentation de l'intensité turbulente. Il serait intéressant d'effectuer une nouvelle cartographie sans ce convergent afin de quantifier plus finement son effet sur l'écoulement.

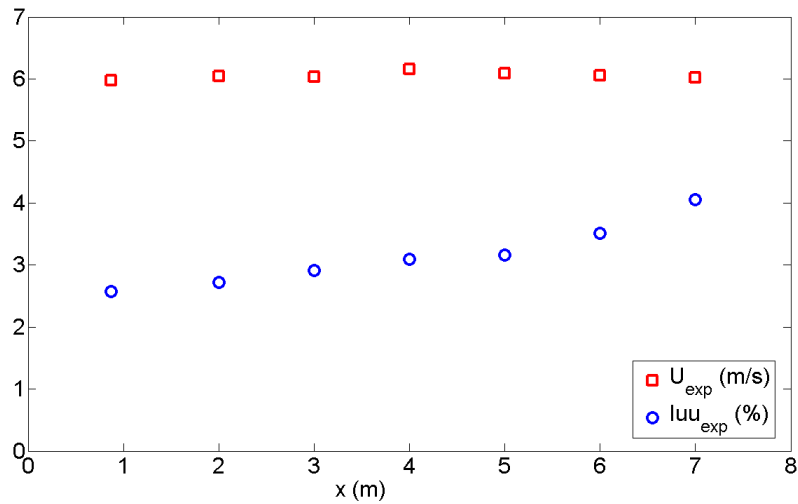


Figure 2.28 – Évolution longitudinale de la vitesse axiale et de l'énergie cinétique turbulente

L'évolution longitudinale de la vitesse axiale et de l'énergie cinétique turbulente au centre du jet est donnée sur la figure 2.28. La vitesse y est quasiment constante sur les 7 premiers mètres. On peut donc, en théorie, placer la maquette sur l'ensemble de cette zone. Cette augmentation de la longueur du cœur potentiel par rapport à 2.3.2 s'explique par l'augmentation de la largeur du jet. En revanche, si l'augmentation est bien moins marquée que pour une unique buse de soufflage, on constate une légère augmentation du taux de turbulence à mesure que l'on s'éloigne de la buse de soufflage. Cette observation justifie le placement de la maquette à une distance d'environ 2 m de la buse de soufflage comme nous l'avions souhaité.

2.4.3 Génération d'un spectre de vent marin

2.4.3.1 Sélection d'un spectre de vent marin

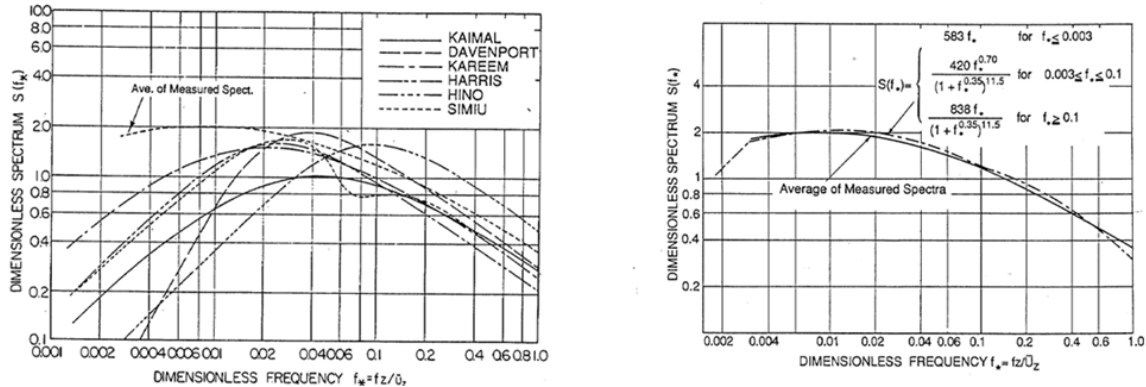


Figure 2.29 – Moyenne des données mesurées (gauche) et formulation d'Ochi et Shin (droite)

La description de la turbulence du vent est relativement complexe et s'exprime généralement par le biais de spectres de vent. La plupart de ces formulations proviennent directement de mesures sur site. Feikema & Wichers (1991) dressent un récapitulatif des principaux spectres utilisés dans le domaine de l'offshore.

Nous nous intéresserons plus particulièrement au spectre de Ochi et Shin (Ochi & Shin, 1988) qui est l'un des plus utilisés dans ce domaine. Pour l'établissement de ce spectre, les auteurs ont utilisé de nombreuses séries de mesures effectuées en mer à différentes hauteurs et en plusieurs localisations géographiques. La moyenne de ces nombreux spectres (figure 2.29) conduit à la formulation suivante :

$$\frac{f S_u(f)}{u_*^2} = \begin{cases} 583 n_i & \text{pour } 0 \leq n_i \leq 0.003 \\ 420 n_i^{0.7} (1 + n_i^{0.35})^{-11.5} & \text{pour } 0.003 \leq n_i \leq 0.1 \\ 838 n_i (1 + n_i^{0.35})^{-11.5} & \text{pour } n_i \geq 0.1 \end{cases}$$

Avec $n_i = \frac{f l_i}{U_z}$ et ici, $l_i = z$

La moyenne de ces données a été comparée avec des formulations développées avec des mesures terrestres. Comme décrit par Ochi & Shin (1988), le spectre de vent au-dessus de la mer possède plus d'énergie à basse fréquence. Ce résultat souligne l'importance de la sélection d'un spectre de vent approprié pour le dimensionnement de structures offshore dont la fréquence propre est très basse.

2.4.3.2 Comparaison entre la vitesse mesurée et la vitesse cible

La même méthodologie qu'en 2.3.3 est mise en oeuvre pour le générateur de vent complet. La relation entre la fréquence d'alimentation des ventilateurs et la vitesse mesurée au centre 2 m en aval de la buse de soufflage est toujours linéaire comme en atteste la figure 2.30.

On peut donc obtenir un signal de consigne en fréquence pour le variateur à partir d'un signal temporel de vitesse⁵. Ce signal temporel de vitesse s'obtient ici par l'application d'une Transformée de Fourier Inverse au spectre d'Ochi et Shin. Ce que l'on appelle spectre de vent est en fait une Densité Spectrale de Puissance (DSP). On perd alors toutes les informations relatives à la phase. Nous avons donc fait l'hypothèse d'une phase aléatoire pour la génération des fluctuations de vitesse même si cette hypothèse ne se vérifie pas dans la réalité car les structures turbulentes sont ordonnées et en lien les unes avec les autres.

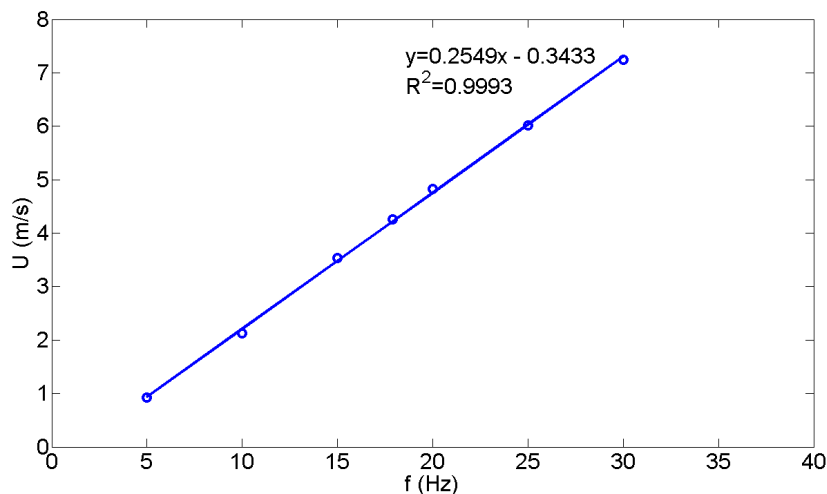


Figure 2.30 – Évolution de la vitesse moyenne longitudinale 2 m en aval de la buse de soufflage en fonction de la fréquence d'alimentation des moteurs

Les résultats visibles sur la figure 2.31a mettent en évidence un très bon accord entre le signal mesuré et le signal cible pour la partie basse fréquence, comme dans le cas d'un unique dispositif de soufflage. En revanche, le signal généré (qui correspondrait à une durée de 1 heure au réel) semble de durée trop courte pour générer suffisamment d'occurrences des phénomènes très basses fréquences ce qui peut expliquer les différences par rapport au spectre de Ochi et Shin. Pour les fréquences plus élevées, l'inertie du système ne permet pas de suivre la consigne et la turbulence naturelle du jet vient "parasiter" le signal mesuré.

2.5 Conclusion

Le dimensionnement du générateur de vent est passé par plusieurs étapes charnières qui ont contribué à son bon fonctionnement actuel. Une première étape, par le biais d'un dispositif de soufflage simplifié, a notamment permis de poser des bases solides en prouvant que ce système est compatible avec une génération de vent de qualité. Cette étape a également permis de calibrer un outil numérique qui a été utilisé par la suite pour le dimensionnement du système complet.

La qualification du générateur de vent dans sa configuration finale met en évidence une bonne homogénéité de vitesse et un faible taux de turbulence (inférieure à 3 % au centre du

5. La même procédure peut être utilisée pour la génération de rafales.

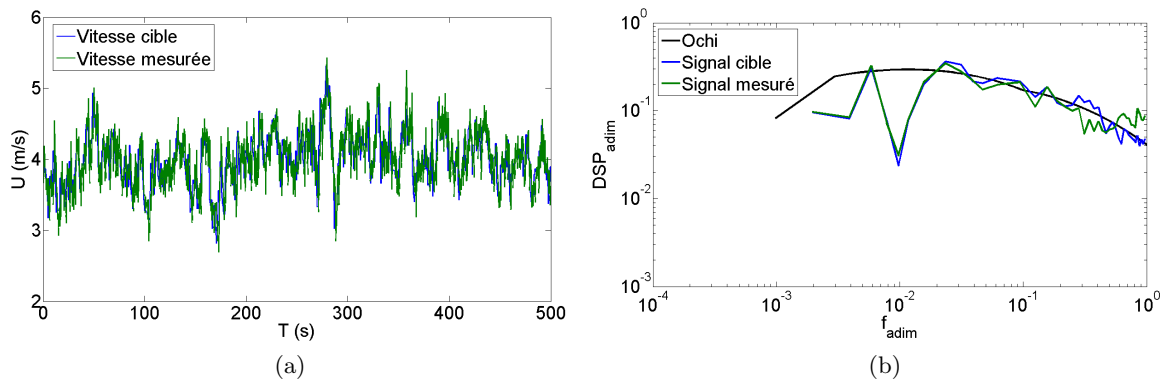


Figure 2.31 – Comparaison entre le signal mesuré et le signal cible ; signal temporel (gauche) et densité spectrale de puissance adimensionnée (droite)

jet). La faible évolution de vitesse et de turbulence pour les 5 premiers mètres en aval de la buse de soufflage va dans le sens d'une bonne homogénéité spatiale sur l'ensemble de la zone qui sera couverte par la maquette. L'ensemble des éléments utilisés pour optimiser ce générateur de vent semble donc judicieusement dimensionné et positionné. Un petit bémol est tout de même à apporter pour le convergent qui amène bien de la quantité de mouvement au centre mais peut-être en quantité un peu trop importante. Pour s'en assurer, il serait intéressant d'effectuer une nouvelle cartographie sans cette forme convergente afin de pouvoir quantifier finement son effet sur l'écoulement.

En suivant la méthodologie développée en 2.3.3, il a également été possible de générer des fluctuations de vitesse basses fréquences ($f_{maquette} < 1 \text{ Hz}$). Lors des essais en bassin, il sera alors possible d'étudier un état de mer qui se rapproche d'un état de mer réel (vent fluctuant et houle irrégulière).

Dimensionnement et caractérisation de la maquette

Sommaire

3.1	Introduction	58
3.2	Choix technologiques	58
3.2.1	Introduction	58
3.2.2	Définition du repère de travail	58
3.2.3	Échelle géométrique	59
3.2.4	Maquette aéroélastique	62
3.2.5	Utilisation de la poussée sur le rotor comme valeur cible pour la détermination de la vitesse du vent	62
3.2.6	Vitesse de rotation imposée	62
3.2.7	Limites de cette approche (cas 2)	63
3.2.8	Solutions envisageables	64
3.3	Dimensionnement et réalisation de la maquette	65
3.3.1	Méthodologie de dimensionnement	65
3.3.2	Dimensionnement des pales	66
3.3.3	Réalisation des pales	75
3.3.4	Mesure des propriétés géométriques et structurelles de la pale et comparaison avec le cahier des charges	76
3.3.5	Conception de la nacelle	80
3.3.6	Conception du moyeu	81
3.3.7	Conception de la tour	81
3.3.8	Conception du flotteur	84
3.4	Caractérisation de la maquette	85
3.4.1	Principales caractéristiques du système complet	85
3.4.2	Calibration de la poussée en soufflerie	86
3.5	Conclusion	98

3.1 Introduction

Nous nous intéressons dans ce chapitre au dimensionnement de la maquette et à la méthodologie nécessaire à cette étape. Dans un premier temps, nous expliquerons l'ensemble des choix technologiques effectués car ces derniers conditionnent le dimensionnement. Dans un second temps, nous détaillerons la procédure utilisée. Pour cela, nous décomposerons la maquette en plusieurs sous-système : la tour, les pales, le moyeu, la nacelle et enfin le flotteur. Dans un troisième et dernier temps, la maquette, une fois assemblée, fera l'objet d'une caractérisation avec notamment des essais en soufflerie pour l'étude aérodynamique du rotor.

3.2 Choix technologiques

3.2.1 Introduction

L'approche utilisée dans cette étude est une approche globale. Il s'agit donc de respecter les forces (efforts aérodynamiques sur la maquette, efforts hydrodynamiques sur le flotteur, efforts d'ancrages, poids), le point d'application de ces forces et les raideurs (raideurs hydrostatiques, raideurs d'ancrages, flexion du mât et des pales). Les amortissements aérodynamiques et hydrodynamiques sont également des points importants dans cette étude. Ces derniers ne peuvent être obtenus que par une génération de houle et de vent de qualité.

L'ensemble de ces paramètres dépendent de l'échelle géométrique qui a été définie en fonction des caractéristiques aérodynamiques du dispositif de soufflage.

3.2.2 Définition du repère de travail

Le repère local utilisé dans la suite de l'étude est défini sur la figure 3.1 et résumé ci-après. L'orientation des axes est la même que celle utilisée au chapitre 2. Seule l'origine du repère change.

- L'origine de ce repère est situé à la verticale du centre de gravité du flotteur au repos (sans houle, sans vent) et dans le plan de la surface libre (au repos également).
- L'axe des x est horizontal et dirigé dans le sens du vent.
- L'axe des z est dirigé verticalement vers le haut
- l'axe des y complète ce trièdre orthonormé.

Les différents degrés de liberté d'une structure flottante sont résumés dans le tableau 3.1.

Tableau 3.1 – Degrés de liberté d'une structure flottante

	Degré de liberté	Dynamique	Statique
1	Translation suivant x	Cavalement (Surge)	Dérive
2	Translation suivant y	Embardée (Sway)	
3	Translation suivant z	Pilonnement (Heave)	Enfoncement
4	Rotation autour de x (ϕ)	Roulis (Roll)	Gîte
5	Rotation autour de y (μ)	Tangage (Pitch)	Assiette
6	Rotation autour de z (ψ)	Lacet (Yaw)	Cap

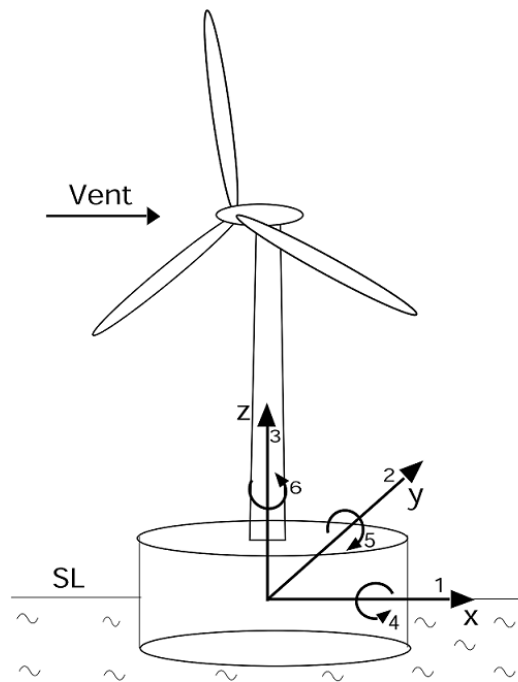


Figure 3.1 – Définition du repère de travail (source : Philippe (2012))

3.2.3 Échelle géométrique

Compte tenu des résultats de la cartographie de la buse de soufflage obtenus au chapitre 2, nous avons choisi l'échelle géométrique suivante :

$$\lambda = 1/50$$

Les autres facteurs d'échelle s'obtiennent en conséquence (figure 3.2) hormis la vitesse du vent qui n'est pas directement prévisible. Comme expliqué au chapitre 1, le rotor est fortement Reynolds dépendant et c'est donc les efforts aérodynamiques que l'on a souhaité respecter.

Dans ces conditions, on peut observer sur la figure 3.2 le positionnement de l'éolienne par rapport à la buse de soufflage. Comme expliqué précédemment, nous avons choisi de souffler uniquement sur la tour et le rotor lors de cette expérience afin d'augmenter l'échelle géométrique. La figure 3.3 présente la cartographie de la vitesse moyenne ainsi que du taux de turbulence longitudinale. Le cercle bleu correspond à la zone de rotation de la turbine lors des essais (figure 3.2). On constate une bonne homogénéité de la vitesse moyenne tout au long de cette zone. Le rotor est bien situé en dehors de la zone cisailée malgré la légère augmentation du taux de turbulence sur le côté droit de la buse de soufflage vue précédemment (à gauche sur la figure). Cette proximité entre le bout de pale et le début de la zone cisailée est rendue possible par les très faibles mouvements du flotteur suivant l'axe y (embardée). Sur l'ensemble du passage des pales (cercle bleu), le taux de turbulence varie entre 2.5 et 10 %/ avec une valeur moyenne de 4.5 % pour les points de mesure dans cette zone.

Tableau 3.2 – Facteurs d'échelle utilisés pour le dimensionnement de la maquette

Principales grandeurs physiques	Unité	Facteur d'échelle
Longueur	L	1/50
Masse	M	1.025/50 ³
Force (hors force de flottabilité)	MLT^{-2}	1/50 ³
Fréquence	T^{-1}	1/50 ^{-0.5}
Vitesse (hors vitesse du vent)	LT^{-1}	1/50 ^{0.5}
Accélération	LT^{-2}	1
Moment d'inertie	ML^2	1/50 ⁵

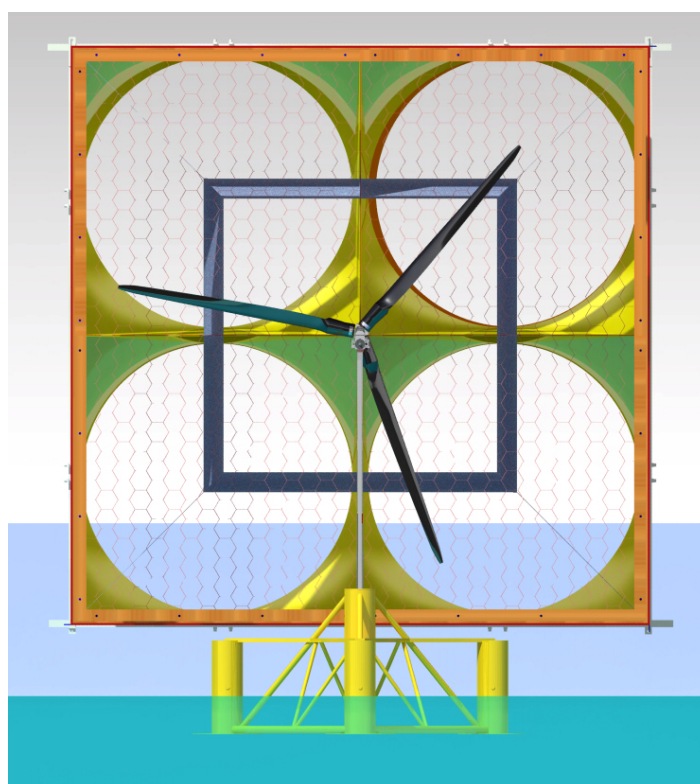
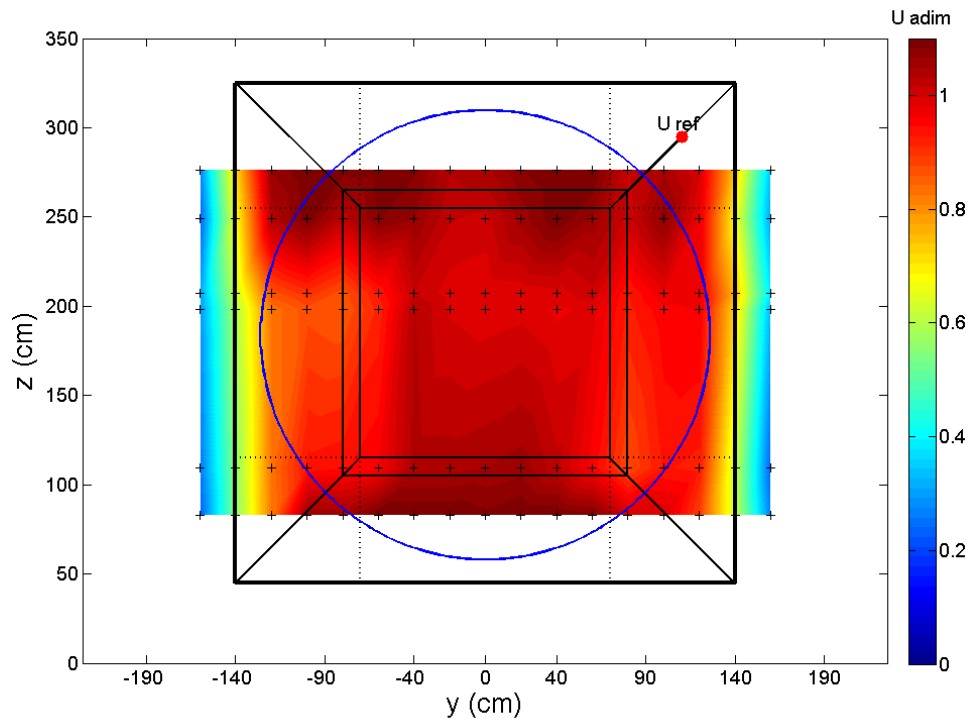
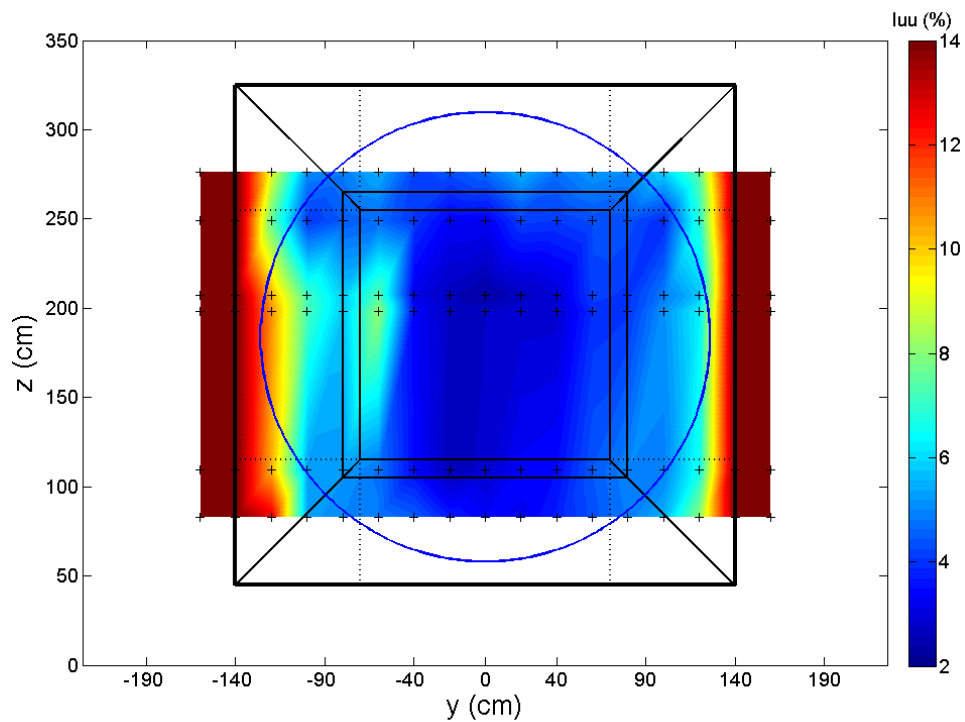


Figure 3.2 – Visualisation du placement de l'éolienne par rapport à la buse de soufflage



(a) Vitesse moyenne longitudinale adimensionnée



(b) Intensité turbulente longitudinale

Figure 3.3 – Cartographie des mesures de vitesse et d'intensité turbulente dans le plan de l'éolienne (2 m en aval de la buse de soufflage) à 50 % de la puissance maximale des ventilateurs

3.2.4 Maquette aéroélastique

Le modèle d'éolienne NREL 5MW développé par le laboratoire NREL est un modèle aéroélastique. Les deux premiers modes de flexion de la tour et des pales sont consultables dans [Jonkman *et al.* \(2009\)](#). Néanmoins, l'échelle réduite rend complexe le respect du deuxième mode de flexion. De plus, les contraintes de masse et de longueur imposent l'utilisation de fibre de carbone pour les pales. Ce matériau étant très raide, on s'attend à des difficultés pour l'obtention d'un premier mode de flexion correct.

Nous nous sommes donc principalement intéressés au respect du premier mode de flexion de la tour.

Afin de mesurer son comportement, un barreau instrumenté a été utilisé. Ce barreau entre directement dans le dimensionnement de la tour. L'ensemble de ses caractéristiques est donc consultable en [3.3.7.3](#). Aucune mesure de déformation n'est effectuée sur les pales.

3.2.5 Utilisation de la poussée sur le rotor comme valeur cible pour la détermination de la vitesse du vent

L'effort aérodynamique principal dans l'axe de l'écoulement (axe x) pour une éolienne est la poussée sur le rotor. Dans le cas d'une éolienne flottante, l'action du vent aura tendance à incliner la maquette. Il est donc important de respecter cette force de poussée afin de retrouver un angle d'assiette correct et donc une dynamique du système correcte autour de cette position d'équilibre.

L'évolution de cette valeur en fonction de la vitesse du vent est disponible dans [Jonkman *et al.* \(2009\)](#) (figure [1.2a](#)). C'est logiquement cette grandeur qui nous servira de valeur cible pour les essais en bassin (facteur d'échelle défini en [3.2](#)). La poussée sur le rotor est mesurée par un capteur placé dans la nacelle (voir [3.3.5](#) pour plus d'informations).

3.2.6 Vitesse de rotation imposée

En plus de la poussée, il est également important de respecter les efforts dans l'axe transverse à l'écoulement et liés à la rotation (axe y). Le tableau [3.2](#) nous donne le facteur d'échelle pour les fréquences que doivent respecter la fréquence de houle tout comme la fréquence de rotation des pales et le premier mode de flexion de la tour. En bassin, même si le vent exerce un couple moteur sur le rotor, la vitesse de rotation n'a que très peu de chance de correspondre à la valeur imposée par le cahier des charges, du fait des effets de Reynolds. Or, le respect de la fréquence de rotation est important dans le cas de notre étude qui se veut aéro-élastique. Nous avons donc placé un moteur dans la nacelle afin d'obtenir la vitesse de rotation souhaitée. La vitesse de rotation du rotor est mesurée à l'aide d'un compte-tour.

Le fait de travailler à la vitesse de rotation imposée par la similitude de Froude permet également de respecter l'effet gyroscopique. En effet, d'après [Roddir *et al.* \(2010\)](#), le moment gyroscopique est obtenu à l'aide de la relation suivante :

$$M_{gyro} = I\omega \cdot p$$

Avec I le moment d'inertie du rotor tournant, p le vecteur vitesse de rotation du rotor

autour de son axe et ω le vecteur vitesse de rotation de la plateforme autour de ses axes de tangage et de lacet.

Si la maquette est correctement conçue, le vecteur ω est directement à l'échelle entre la maquette et le réel. Le vecteur p est également conservé grâce au moteur. Il reste donc à respecter I le moment d'inertie. Lors de la mise à l'échelle de la pale NREL, cette valeur sera relativement proche de la valeur souhaitée.

Cet effet gyroscopique est a priori important pour l'étude d'une éolienne flottante car il peut affecter le comportement de la maquette. En effet, la rotation du rotor (rotation autour de x) couplée au mouvement de tangage du flotteur (rotation autour de y) peut introduire des mouvements supplémentaires en lacet (rotation autour de z).

3.2.7 Limites de cette approche (cas 2)

Si on résume les points détaillés ci-dessus, on constate que la vitesse des vagues est définie par la similitude de Froude, ce qui n'est pas le cas de la vitesse du vent. Le paramètre U/c définissant le ratio entre la vitesse du vent et la célérité des vagues n'est donc pas conservé entre le modèle et le prototype. Une conséquence est que la vitesse relative entre la vitesse du vent et la vitesse liée aux mouvements du système n'est pas conservée entre le modèle et le prototype.

De la même manière, la vitesse de rotation est définie par la similitude de Froude, ce qui n'est pas le cas de la vitesse du vent. Une conséquence est que, sauf dans le cas rare d'indépendance au Reynolds du rotor étudié, le tip-speed ratio défini ci-dessous s'en trouve modifié.

$$\text{Tip-Speed Ratio} = \frac{\text{Vitesse en bout de pale}}{\text{Vitesse du vent incident}} = \frac{\Omega R}{U_\infty}$$

Avec Ω la vitesse de rotation du rotor en rad s^{-1} , R le rayon du rotor en m et U_∞ la vitesse du vent en m s^{-1} .

Ce nombre adimensionné est important pour le domaine de l'éolien car le coefficient de puissance est une conséquence directe de ce paramètre. En effet, un rotor qui tourne lentement (tip-speed ratio faible) ne perturbera que très peu l'écoulement de vent incident. La puissance associée sera faible. A l'inverse, un rotor qui tourne très vite (tip-speed ratio élevé) apparaîtra comme un mur vis-à-vis de l'écoulement. De plus, si la vitesse de rotation du rotor est trop importante vis-à-vis de la vitesse incidente, le sillage créé derrière les pales n'aura pas le temps d'être advecté hors de la zone de rotation. Les pales rencontrent donc un écoulement fortement turbulent, ce qui a également pour conséquence de diminuer la puissance récupérée par la turbine. Il est généralement admis (Çetin *et al.* (2005) et Burton *et al.* (2001)) que pour une éolienne tripale, le Tip Speed Ratio optimal est compris entre 6 et 8. Pour l'éolienne NREL 5MW, cette valeur est de 7 pour la vitesse nominale de 11.2 m s^{-1} .

Cette méthodologie n'est pas applicable pour des études purement aérodynamiques comme la caractérisation des effets de sillage ou encore l'obtention du coefficient de puissance du rotor où le tip-speed ratio est un paramètre clé. Aucune mesure de couple et de puissance ne sera donc effectuée sur cette maquette. En revanche, la dynamique du système obtenue lors

de cette expérience pourra servir de donnée d'entrée pour des codes spécialisés dans le calcul de puissance d'une éolienne. Il sera ainsi intéressant d'observer l'influence des mouvements de l'éolienne sur la production d'électricité.

La non-conservation du tip-speed ratio est néanmoins sans grande conséquence directe dans notre cas car nous nous intéressons essentiellement à l'étude du comportement dynamique du système {*éolienne + flotteur*}. En revanche, elle conduit à de nouveaux angles d'attaque pour les différents profils. Le vrillage de la pale donné dans [Jonkman *et al.* \(2009\)](#) n'est donc plus adapté, ce qui peut modifier le comportement de l'éolienne (décollements derrière le rotor pour des valeurs trop élevées de cet angle).

3.2.8 Solutions envisageables

3.2.8.1 Disque

Une solution radicale pour contrer le problème de la non conservation des angles d'attaque entre le modèle et le prototype consiste à remplacer le rotor par un disque. L'intérêt est que la force de traînée derrière un disque placé perpendiculairement à l'écoulement est un sujet bien documenté et est indépendante du nombre de Reynolds sur une large gamme de vitesse d'écoulement. Cette approche peut également permettre de résoudre le problème de la non-conservation du paramètre U/c . En effet, la surface du disque peut-être choisie afin de respecter la similitude de Froude pour la poussée et pour la vitesse.

Cette approche a été utilisée par Principle power dans le but de tester le projet WindFloat ([Roddier *et al.*, 2010](#)) sur le bassin de l'université de Berkeley en Californie (figure 3.4). Dans cette étude, l'aire du disque est prise arbitrairement à 1/3 de la surface totale couverte par le rotor échelle réduite ([Cermelli *et al.*, 2009](#)). Le coefficient de traînée est estimé à 1.2. Comme le disque est fixe, les effets gyroscopiques sont reproduits par deux masselottes placées de part et d'autre d'une tige et mises en rotation à l'aide d'un moteur électrique.

Cette approche sera étudiée plus en détails en 6. Les résultats y seront comparés à ceux obtenus avec le rotor afin de déterminer le domaine de validité de ce type de simplification.

3.2.8.2 Utilisation de profils à bas Reynolds

[Martin *et al.* \(2012\)](#) préconisent l'utilisation de profils Drela AG04 dédiés à l'utilisation à bas Reynolds. L'utilisation de ces profils permet de diminuer de manière notable les différences à haut et bas Reynolds sur les coefficients de traînée et de portance. Les performances de la turbine sont donc améliorées et on se rapproche ainsi d'une similitude de Froude stricte. Cette méthode a été rendue publique en juillet 2012. Elle n'a donc pas pu être utilisée pour notre expérience.

Néanmoins, cette méthode, si elle semble améliorer le comportement de la turbine, pose le problème de la génération du vent. En effet, une similitude de Froude stricte (à l'échelle du 1/50^e) sur la vitesse du vent donne une vitesse de 1.6 m s⁻¹ en bassin pour la vitesse nominale de 11.2 m s⁻¹ échelle 1. Cette vitesse est en dehors du domaine de fonctionnement du générateur de vent donné en 2. L'ajout de pertes de charge peut permettre de régler en partie ce problème. Néanmoins, de manière générale, la plupart des générateurs de vent et souffleries ne sont pas adaptés pour travailler à ces faibles vitesses.

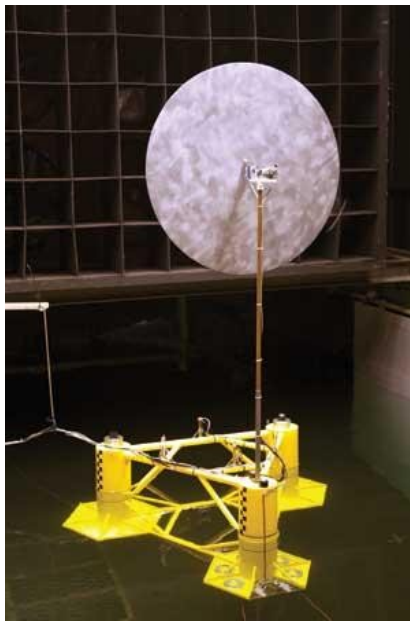


Figure 3.4 – Solution du disque : Source WindFloat

3.2.8.3 Détermination d'un nouveau vrillage

Il est également possible pour éviter le problème de la non conservation des angles d'attaque entre le modèle et le prototype de déterminer un nouveau vrillage qui serait plus adapté aux conditions d'essai en bassin. C'est la solution que nous avons choisie. Pour cela, la Blade Element-Momentum theory a été utilisée. Cette démarche est expliquée plus en détails en 3.3.2. En revanche, cette approche ne permet pas de résoudre le problème de la non-conservation du paramètre U/c .

3.3 Dimensionnement et réalisation de la maquette

3.3.1 Méthodologie de dimensionnement

La méthodologie utilisée pour le dimensionnement du système {éolienne+flotteur} est basée sur le respect des longueurs, des centres de gravité, des masses et des inerties de chaque sous-système (flotteur, tour, nacelle, rotor). Le respect de ces paramètres devrait permettre d'obtenir la bonne masse, le bon centre de gravité et les bonnes inerties pour le système complet et, par voie de conséquence, le bon tirant d'eau. Malgré la taille importante de la maquette et de la génération du vent qui lui est associée, l'échelle géométrique utilisée ne permet pas de conserver les épaisseurs et donc les matériaux entre le modèle et le prototype. Seules les propriétés structurales de la tour ont été prises en compte par l'intermédiaire du premier mode de flexion.

Le dimensionnement a été effectué avec le logiciel de CAO (Conception Assistée par Ordinateur) Catia. Les masses de l'ensemble des sous-systèmes ont volontairement été légèrement sous-dimensionnées afin de prendre en compte le poids des câbles de mesure qui n'a pas été

modélisé. Il est en outre plus facile de rajouter de la matière que d'en enlever.

3.3.2 Dimensionnement des pales

Les pales ont été dimensionnées pour que le rotor tourne dans le sens horaire.

3.3.2.1 Caractéristiques aérodynamiques et structurelles des pales NREL

3.3.2.1.1 Caractéristiques aérodynamiques

L'ensemble de la pale, d'une longueur de 61.5 m, est défini par tronçons afin d'être utilisable dans le code aérodynamique FAST. Elle est composée de 6 types de profils, 1 de type NACA et 5 de type DU (Delft University). L'évolution du coefficient de traînée et de portance pour les différents profils est donnée dans [Jonkman *et al.* \(2009\)](#). A l'emplanture, trois sections cylindriques non portantes ($Cl = 0$) complètent la géométrie. Le coefficient de traînée de ces cylindres vaut $Cd = 0.5$ pour les deux premiers et $Cd = 0.35$ pour le troisième.

L'ensemble des caractéristiques aérodynamiques de la pale est résumé dans le tableau 3.4. La définition des grandeurs utilisées dans ce tableau est visible sur la figure 3.5. Chaque tronçon de pale est défini par un noeud (*Node*) et une longueur (*DRNodes*). Pour la position de ces profils par rapport à la pale, [Jonkman & Buhl Jr \(2005\)](#) utilisent la grandeur *RNodes* qui correspond à la distance entre le noeud et le centre du moyeu. Nous avons donc choisi de définir une grandeur supplémentaire *zloc* qui correspond à la distance entre le noeud et le début de la pale ($zloc = RNodes - 1.5$). La grandeur *PitchAxis* correspond à la fraction de corde du bord d'attaque à l'axe de rotation de la pale. Les profils utilisés pour le développement de cette pale sont visibles sur la figure 3.6.

Remarque : Nous avons utilisé dans ce mémoire la même dénomination que [Jonkman *et al.* \(2009\)](#) pour les différents profils. Il est bon de préciser que cette dénomination n'est en réalité qu'une abréviation. Les noms standards des différents profils sont résumés dans le tableau 3.3.

Tableau 3.3 – Dénomination utilisée dans ce mémoire et dénomination standard

Dénomination utilisée	Dénomination standard
DU4017	DU 99 W 405
DU35A17	DU 99 W 350
DU30A17	DU 97 W 300
DU25A17	DU 91 W2-250
DU21A17	DU 93 W 210
NACA64A17	NACA 64-618

En effectuant quelques interpolations pour l'obtention des caractéristiques du profil en pied et en bout de pale, nous avons toutes les informations nécessaires à l'établissement d'un modèle volumique (CAO).

3.3.2.1.2 Caractéristiques structurelles

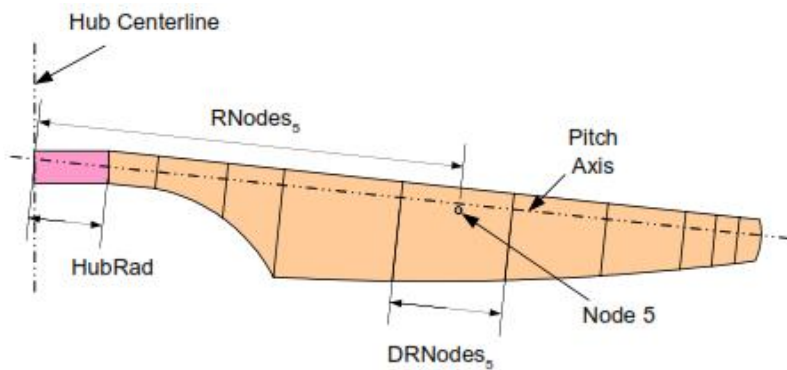


Figure 3.5 – Définition des grandeurs utilisées pour le dimensionnement de la pale (Source : Jonkman & Buhl Jr (2005))

Tableau 3.4 – Caractéristiques aérodynamiques de la pale NREL

Node	RNodes (m)	zloc (m)	AeroTwst (°)	PitchAxis	Chord (m)	Profil
1	2.87	1.37	13.31	0.50	3.54	Cylinder1
2	5.60	4.10	13.31	0.47	3.78	Cylinder1
3	8.33	6.83	13.31	0.44	4.17	Cylinder2
4	11.75	10.25	13.31	0.40	4.56	DU40A17
5	15.85	14.35	11.48	0.38	4.65	DU35A17
6	19.95	18.45	10.16	0.38	4.46	DU35A17
7	24.05	22.55	9.01	0.38	4.26	DU30A17
8	28.15	26.65	7.80	0.38	4.01	DU25A17
9	32.25	30.75	6.54	0.38	3.75	DU25A17
10	36.35	34.85	5.36	0.38	3.50	DU21A17
11	40.45	38.95	4.19	0.38	3.26	DU21A17
12	44.55	43.05	3.13	0.38	3.01	NACA64A17
13	48.65	47.15	2.32	0.38	2.76	NACA64A17
14	52.75	51.25	1.53	0.38	2.52	NACA64A17
15	56.17	54.67	0.86	0.38	2.31	NACA64A17
16	58.90	57.40	0.37	0.38	2.09	NACA64A17
17	61.63	60.13	0.11	0.38	1.42	NACA64A17

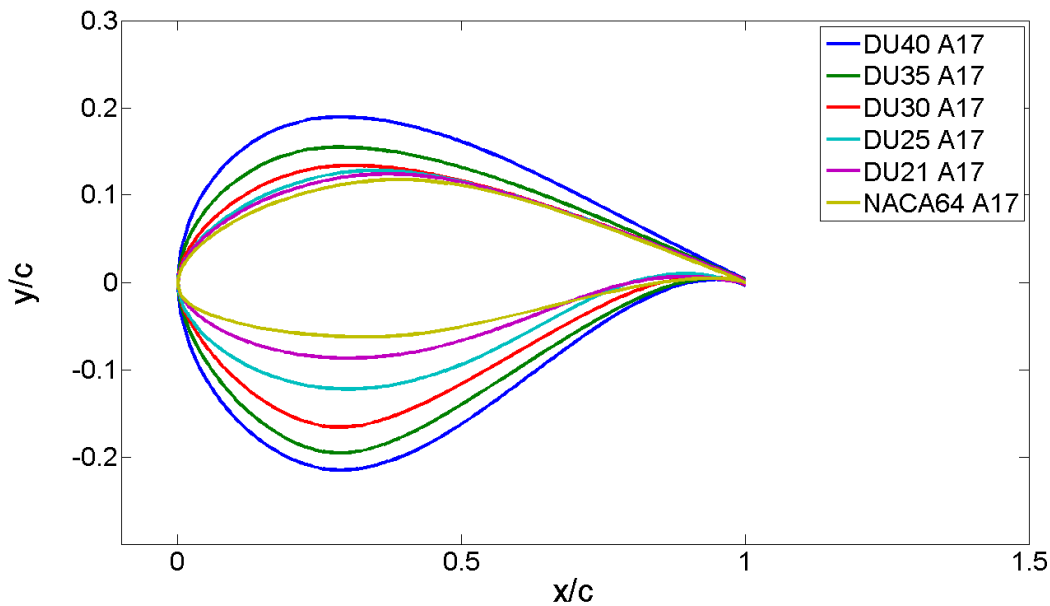


Figure 3.6 – Visualisation des profils utilisés pour la pale NREL 5MW

La définition de la pale de l'éolienne NREL 5 MW à partir de ces profils permet d'accéder aux caractéristiques géométriques et structurales données dans [Jonkman *et al.* \(2009\)](#). Ces caractéristiques sont résumées dans le tableau 3.5. La pale de longueur 61.5 m et de masse 17 t donne, une fois mise à l'échelle ($1/50^e$), une pale de 1.23 m et de masse 145 g.

Tableau 3.5 – Caractéristiques structurales de la pale NREL

	Cahier des charges prototype	Cahier des charges modèle
Longueur	61.5 m	1.23 m
Masse	17 t	145 g
Localisation du CM (/t à l'emplanture)	20.475 m	0.41 m
1 ^{er} mode de flexion de la pale dans le sens du battement	0.67 Hz	4.74 Hz

3.3.2.2 Aérodynamique de la pale

Cette section contient un récapitulatif des phénomènes aérodynamiques mis en jeu sur une éolienne et la définition des angles associés.

Considérons une section de pale à une distance r du centre du moyeu. Si l'éolienne a une vitesse de rotation de ω (en rad s^{-1}), alors la vitesse tangentielle du profil 2D induite par la rotation, V_r , est de,

$$V_r = r \cdot \omega \text{ avec } V_r \text{ en } \text{m s}^{-1}$$

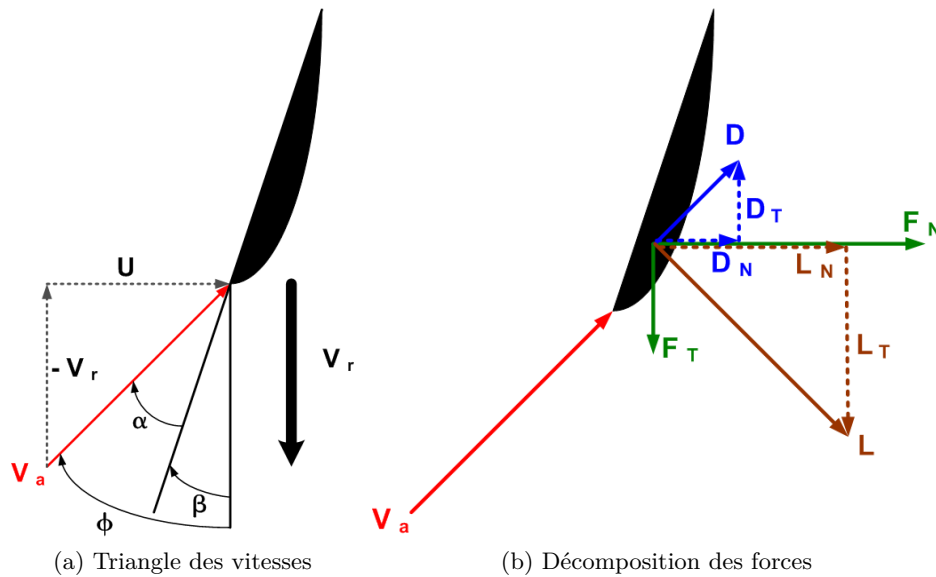


Figure 3.7 – Triangle des vitesses et forces exercées sur un profil d'éolienne

En introduisant la vitesse du vent U , on peut ainsi définir de manière classique une vitesse apparente V_a , un angle d'attaque α , et un angle de calage β . Ces angles correspondent aux angles que font respectivement la vitesse apparente V_a et la vitesse de rotation V_r avec la corde du profil (figure 3.7a).

Comme la vitesse de rotation V_r augmente avec la distance r et que la vitesse de vent U est inchangée, l'angle ϕ que fait le vent apparent avec le plan de rotation diminue lorsque l'on se rapproche du bout de pale. On doit donc diminuer l'angle de calage avec la distance pour garder un angle d'attaque comparable le long de la pale et ainsi éviter le phénomène de décrochage qui aurait des conséquences néfastes sur la production d'électricité. C'est cette variation de l'angle de calage qui donne un aspect vrillé à la pale.

La résultante des forces engendrée par la vitesse du vent et la rotation de l'éolienne s'exprime de manière standard par une composante tangentielle, F_T qui contribue positivement à la rotation de l'éolienne et par une composante axiale F_N perpendiculaire au plan de rotation que l'on appelle poussée. Si on décompose la force aérodynamique selon sa composante de portance et de traînée, on constate que la portance, L , contribue positivement à la rotation de l'éolienne à la différence de la traînée, D , qui y contribue négativement. Les pales d'une éolienne sont donc conçues pour minimiser la traînée et obtenir ainsi de meilleurs rendements.

L'ensemble de ces forces est illustré dans la figure 3.7b. Traînée et portance dépendent donc de la vitesse de vent amont mais également de l'angle de calage des pales qui conditionne l'angle d'attaque. C'est pourquoi la majorité des éoliennes possède un système de contrôle de l'angle de calage des pales (blade pitch control).

3.3.2.3 Blade Element-Momentum theory

La Blade Element-Momentum theory (BEM) est l'outil le plus communément utilisé pour calculer les efforts aérodynamiques sur les rotors d'éolienne car il est rapide et peu

coûteux en temps de calcul. De plus, les résultats obtenus sont en bon accord avec la réalité lorsque l'on possède les évolutions de Cd et Cl correctes en fonction de l'incidence. Pour le bon déroulement de cette méthode, la composante longitudinale de la vitesse (stream-wise) doit être nettement plus importante que la composante transversale (span-wise). Dans ce cas, l'écoulement, pour chaque position radiale de la pale, peut-être considéré comme bi-dimensionnel. C'est le cas pour une pale d'éolienne qui peut être considérée comme infiniment longue devant sa corde, excepté pour les derniers profils (apparition d'effets tridimensionnels).

Le principe de la Blade Element-Momentum theory est rapidement décrit ci-après. Le lecteur désirant plus d'informations pourra consulter [Burton *et al.* \(2001\)](#).

Soit une pale d'éolienne de longueur R . Cette pale est composée de plusieurs sections de corde c , de longueur $DRNodes$ et d'angle de calage β . Les paramètres c et β sont fonction de la distance du profil par rapport au centre du rotor $RNodes$. Pour simplifier, les longueurs $DRNodes$ et $RNodes$ seront respectivement appelées dr et r par la suite.

En réalité, l'écoulement est déjà influencé par la présence de l'éolienne avant d'arriver au niveau du rotor si bien qu'il est partiellement freiné avant d'atteindre celui-ci. On introduit donc un facteur a appelé "axial induction factor" qui permet de quantifier cette diminution de vitesse. De la même façon, on introduit un facteur a' appelé "tangential induction factor" qui définit l'augmentation de la vitesse tangentielle due à la rotation du sillage ([Burton *et al.* \(2001\)](#) pour plus d'informations).

Soit U_∞ la vitesse du vent incident, on peut ainsi écrire :

$$U = (1 - a)U_\infty$$

$$V_r = (1 + a')\omega \cdot r$$

La vitesse apparente vaut donc :

$$V_a = \sqrt{U_\infty^2(1 - a)^2 + \omega^2 r^2(1 + a')^2}$$

Les équations ci-dessous donnent accès à l'angle ϕ .

$$\sin(\phi) = \frac{U_\infty(1 - a)}{V_a} \text{ et } \cos(\phi) = \frac{\omega r(1 + a')}{V_a}$$

On obtient ainsi l'angle d'attaque α par la relation $\alpha = \phi - \beta$.

L'effort portant sur un tronçon de longueur dr peut donc s'écrire

$$dL = \frac{1}{2}\rho V_a^2 c C_L dr$$

Cet effort s'exprime dans la direction perpendiculaire à la vitesse apparente V_a .

De la même manière, l'effort de traînée sur ce tronçon (parallèlement à V_a) vaut :

$$dD = \frac{1}{2}\rho V_a^2 c C_D dr$$

On peut donc exprimer la composante dans l'axe longitudinal pour l'ensemble du rotor (avec N le nombre de pales) :

$$dF_N = dL\cos\phi + dD\sin\phi = \frac{1}{2}\rho V_a^2 Nc(C_L\cos\phi + C_D\sin\phi)dr \quad (3.1)$$

On obtient ainsi un effort de poussée. De même, on peut écrire le couple engendré par les efforts aérodynamiques en intégrant $dF_T \cdot r$ sur l'ensemble du rotor avec :

$$dF_T \cdot r = dL\cos\phi + dD\sin\phi = \frac{1}{2}\rho V_a^2 Nc(C_L\sin\phi - C_D\cos\phi)rdr \quad (3.2)$$

En faisant un bilan de la quantité de mouvement de l'air passant à travers le rotor, on accède à deux autres équations :

$$dF_N = 4\pi\rho(U_\infty^2 a(1-a) + (a'\omega r)^2)rdr \quad (3.3)$$

et

$$dF_T = 4\pi\rho U_\infty(\omega r)a'(1-a)r^2dr \quad (3.4)$$

La résolution des équations 3.1 et 3.3 et 3.2 et 3.4 donne ainsi accès aux valeurs de a et a' et permet d'obtenir les valeurs théoriques de poussée et couple sur l'éolienne.

3.3.2.4 Utilisation de la BEM pour le dimensionnement du nouveau vrillage

3.3.2.4.1 Effets de Reynolds sur les pales

La conception de la maquette suit une similitude géométrique au $1/50^e$. Seul le vrillage de la pale a changé afin de prendre en compte les effets de Reynolds et ainsi adapter la pale au nouveau régime de fonctionnement.

Pour cela, la Blade Element-Momentum theory est utilisée. Nous avons tout d'abord validé la modélisation développée (BEM) à l'aide des grandeurs échelles 1 de l'éolienne générique NREL 5 MW (figure 3.8). Sur cette figure, la poussée et le couple obtenus avec les deux approches sont comparés. Une barre d'erreur de 10% a été rajoutée pour l'ensemble des points obtenus avec notre modélisation. On obtient une évolution similaire pour les courbes de poussée et couple. Néanmoins, le logiciel BEM développé a tendance à légèrement sous-estimer la poussée et sur-estimer la valeur du couple. Les valeurs obtenues par le laboratoire NREL sont également issues d'un calcul Blade Element-Momentum theory. Les différences observées peuvent s'expliquer par l'absence de prise en compte de termes correctifs dans notre cas (correction pour les effets 3D par exemple (Burton *et al.*, 2001)).

3.3.2.4.2 Javafoil

Pour l'échelle maquette, le problème est plus complexe du fait du manque d'information sur l'évolution du Cd et Cl en fonction du nombre de Reynolds et de l'angle d'attaque

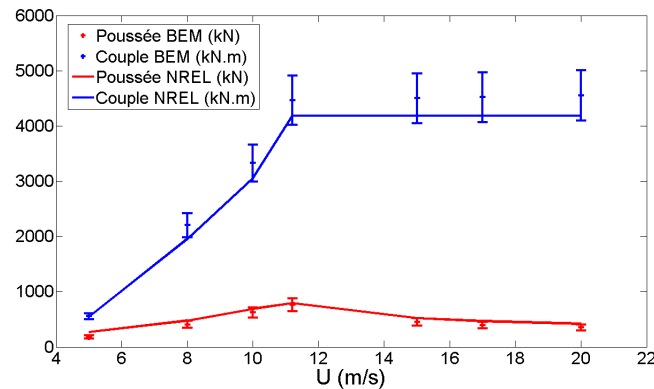


Figure 3.8 – Comparaison entre la poussée et le couple obtenus avec notre modélisation (BEM) et les valeurs théoriques données par le laboratoire NREL

pour les différents profils constituant la pale. Comme il nous est impossible d'étudier expérimentalement l'ensemble de ces profils, le logiciel de soufflerie numérique 2D Javafoil¹ a été utilisé (Hepperle, 2005). Ce logiciel permet de tracer les polaires des différents profils à différents nombres de Reynolds. On peut ainsi utiliser ce logiciel afin d'estimer l'influence du nombre de Reynolds sur les propriétés aérodynamiques de la pale. Pour cela, la théorie des écoulements potentiels, combinée à une résolution des équations de couche limite, a été utilisée. Si cette méthode est fréquemment utilisée dans l'industrie aéronautique, elle possède néanmoins quelques limitations qu'il est bon de connaître. La théorie des écoulements potentiels se base sur l'hypothèse forte d'un fluide irrotationnel. Les résultats de calcul ne sont donc réalistes qu'à faible incidence avant le décrochage. Plusieurs méthodes sont toutefois proposées pour prendre en compte le phénomène de décrochage. La méthode d'Eppler a été choisie ici. Le programme Javafoil prend également en compte plusieurs critères de transition pour la couche limite. Il est également possible de déclencher la transition de chaque côté du profil en spécifiant les distances x/c (la valeur par défaut de 100 % correspond à une transition naturelle). Il est important de modéliser correctement le phénomène de transition car le C_d et le C_l sont fortement dépendants des caractéristiques de la couche limite. En effet, une couche limite turbulente résiste mieux au décollement qu'une couche limite laminaire.

Une autre limitation de ce type de code est qu'ils sont plutôt adaptés au milieu de l'aéronautique où les taux de turbulence rencontrés sont relativement faibles, les nombres de Reynolds plus élevés et les profils non tournants.

Les nombres de Reynolds basés sur la corde de la pale et utilisés pour le prototype et le modèle ont respectivement été fixés à $Re = 10 \cdot 10^6$ et $Re = 30 \cdot 10^3$ ². En théorie, cette grandeur évolue le long de la pale du fait du changement de vitesse apparente et de la corde du profil. Néanmoins, il a été vérifié que les valeurs de C_d et C_l obtenues changent peu dans la gamme de nombre de Reynolds visible dans le tableau 3.6.

Pour l'échelle 1, les différences sur les coefficients aérodynamiques entre une transition naturelle et une transition déclenchée sont relativement faibles. Cela peut s'expliquer par les importants nombres de Reynolds ($Re = 10 \cdot 10^6$) qui sont responsables d'une transition

1. <http://www.mh-aerotoools.de/airfoils/javafoil.htm>

2. Le Reynolds modèle a été obtenu par itérations du processus explicité ci-après

Tableau 3.6 – Évolution du nombre de Reynolds local le long de la pale

	Réel	Maquette
Cylinder1	$Re = 2.48E + 06$	$Re = 1.44E + 04$
Cylinder1	$Re = 3.12E + 06$	$Re = 1.71E + 04$
Cylinder2	$Re = 3.99E + 06$	$Re = 2.01E + 04$
DU40A17	$Re = 5.36E + 06$	$Re = 2.33E + 04$
DU35A17	$Re = 6.88E + 06$	$Re = 2.66E + 04$
DU35A17	$Re = 7.93E + 06$	$Re = 2.84E + 04$
DU30A17	$Re = 8.87E + 06$	$Re = 3.01E + 04$
DU25A17	$Re = 9.63E + 06$	$Re = 3.15E + 04$
DU25A17	$Re = 1.02E + 07$	$Re = 3.24E + 04$
DU21A17	$Re = 1.07E + 07$	$Re = 3.31E + 04$
DU21A17	$Re = 1.10E + 07$	$Re = 3.36E + 04$
NACA64A17	$Re = 1.11E + 07$	$Re = 3.36E + 04$
NACA64A17	$Re = 1.11E + 07$	$Re = 3.33E + 04$
NACA64A17	$Re = 1.10E + 07$	$Re = 3.25E + 04$
NACA64A17	$Re = 1.07E + 07$	$Re = 3.16E + 04$
NACA64A17	$Re = 1.01E + 07$	$Re = 2.98E + 04$
NACA64A17	$Re = 7.19E + 06$	$Re = 2.11E + 04$

rapide de la couche limite. Néanmoins, une meilleure correspondance avec les coefficients de traînée donnés dans [Jonkman et al. \(2009\)](#) est obtenue pour une transition déclenchée. C'est donc ce type de transition qui a été utilisée dans le code numérique.

Pour le modèle, le faible nombre de Reynolds ($Re = 30 \cdot 10^3$) nous a encouragés à utiliser un critère de transition. Pour cela, la méthode du e^N a été choisie ("Arnal approximation par Würz"). Le lecteur désireux de plus d'informations sur la transition en couche limite et notamment sur la méthode du e^N pourra se référer à [Arnal \(1984\)](#).

La figure 3.9 permet de visualiser les différences pour le profil NACA64A17 entre le Reynolds prototype $Re_p = 10 \cdot 10^6$ et le Reynolds modèle $Re_m = 30 \cdot 10^3$. On constate une dépendance au nombre de Reynolds avec une augmentation du coefficient de traînée et une diminution du coefficient de portance. On verra néanmoins plus tard (3.4.2.3) que l'utilisation du code Javafoil n'est pas optimale pour ce type d'étude. Expérimentalement, on constatera que l'augmentation du coefficient de traînée et la diminution du coefficient de portance est encore plus marquée.

3.3.2.4.3 Obtention du nouveau vrillage

La même opération est réalisée sur l'ensemble des profils constituant la pale. On peut ainsi calculer les ratios numériques Cd_m/Cd_p et Cl_m/Cl_p en fonction de l'angle d'incidence. Ces ratios caractérisent la diminution du Cl et l'augmentation du Cd lorsque l'on diminue le nombre de Reynolds. Une fois multipliés par le coefficient de traînée et de portance échelle 1 pour l'ensemble des profils ([Jonkman et al., 2009](#)), on obtient les nouveaux Cd_m et Cl_m à bas Reynolds en fonction de l'angle d'incidence. Pour les sections cylindriques, le coefficient de traînée a été doublé ($Cd_m = 2 \cdot Cd_p$). Le coefficient de portance est quant à lui inchangé ($Cl_m = Cl_p = 0$). On possède donc désormais toutes les grandeurs physiques nécessaires à

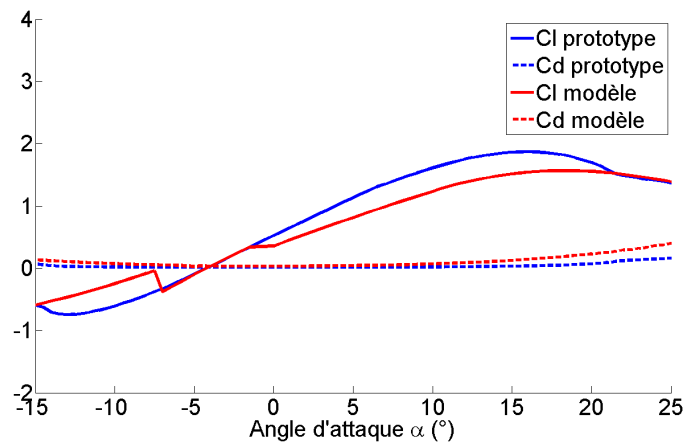


Figure 3.9 – Influence du nombre de Reynolds sur les coefficients aérodynamiques pour le profil NACA64A17

l'utilisation de la BEM. Par un processus itératif, on accède à une estimation de la vitesse du vent et du vrillage de la pale qui permet de retrouver la poussée cible (poussée à la vitesse nominale) pour les mêmes angles d'attaque que la pale NREL.

Le nouveau vrillage est visible sur la figure 3.10. Cette opération permet de retrouver des angles d'attaque acceptables pour l'ensemble des profils (i.e : les angles d'attaque de l'éolienne NREL vraie grandeur) et ainsi diminuer tout risque de décollement.

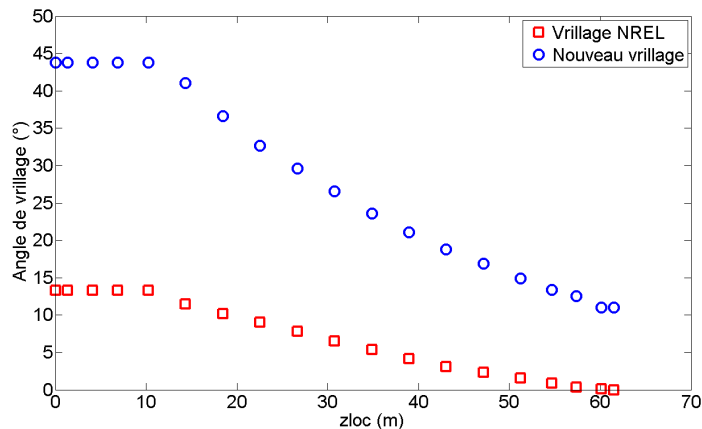


Figure 3.10 – Comparaison entre le vrillage NREL et le nouveau vrillage

3.3.2.4.4 Profil à l'emplanture et en bout de pale

Il a ensuite fallu interpoler les données pour le profil à l'emplanture et en bout de pale afin d'obtenir la géométrie complète de la pale. Le tableau 3.8 résume les grandeurs aérodynamiques pour ces deux profils. Afin de faciliter la comparaison, les noeuds 1 et 17 sont

Tableau 3.7 – Comparaison entre le vrillage NREL et le nouveau vrillage

Node	Profil	Vrillage NREL (°)	Nouveau vrillage (°)
1	Cylinder1.dat	13.308	43.77
2	Cylinder1.dat	13.308	43.77
3	Cylinder2.dat	13.308	43.77
4	DU40A17.dat	13.308	43.77
5	DU35A17.dat	11.48	41.03
6	DU35A17.dat	10.162	36.65
7	DU30A17.dat	9.011	32.63
8	DU25A17.dat	7.795	29.59
9	DU25A17.dat	6.544	26.56
10	DU21A17.dat	5.361	23.56
11	DU21A17.dat	4.188	21.10
12	NACA64A17.dat	3.125	18.81
13	NACA64A17.dat	2.319	16.85
14	NACA64A17.dat	1.526	14.89
15	NACA64A17.dat	0.863	13.41
16	NACA64A17.dat	0.37	12.56
17	NACA64A17.dat	0.106	11.01

également rappelés.

Tableau 3.8 – Grandeurs aérodynamiques pour le premier et le dernier profil (en gras)

Node	RNodes (m)	zloc (m)	AeroTwst (°)	PitchAxis	Chord (m)	Airfoil
0	1.5	0	43.77	0.4995	3.542	Cylinder1
1	2.8667	1.3667	43.77	0.4995	3.542	Cylinder1
17	61.6333	60.1333	11.01	0.375	1.419	NACA64A17
18	63	61.5	11	0.375	0.9	NACA64A17

Le profil utilisé à l'emplanture (noeud 0) possède les mêmes caractéristiques que le profil du noeud 1. Nous avons choisi de conserver la même corde pour faciliter l'opération d'assemblage de la pale sur le moyeu. Pour le profil en bout de pale (noeud 18), la corde est changée afin de prendre en compte l'évolution de la corde le long de pale (figure 3.11).

Le plan d'ensemble de la géométrie finale de la pale maquette est visible sur la figure 3.12.

3.3.3 Réalisation des pales

Un des verrous technologiques pour la réalisation des pales provient de la masse maximale à respecter (145 g) compte tenu de la longueur (1.23 m). Les pales ont donc été réalisées en fibre de carbone avec seulement un pli de tissu de 200 g m^{-2} par face, ce qui correspond à une épaisseur de 0.2 mm. Il a donc fallu retravailler les profils existants pour avoir un bord de fuite constant et d'épaisseur 0.4 mm. Les pales ont été réalisées par la société Heol Composites³.

3. <http://www.heol-composites.com/>

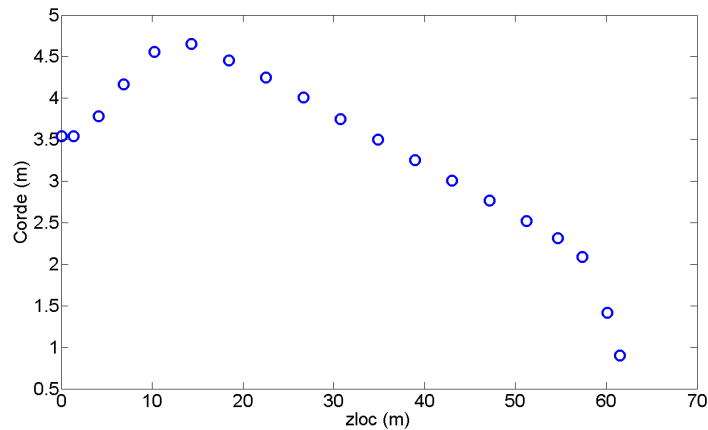


Figure 3.11 – Évolution de la corde le long de la pale (échelle 1)

Chaque demi-pale est drapée dans un moule aluminium (figure 3.13a) préalablement usiné à l'aide du fichier CAO de la pale. Pour rigidifier l'ensemble, un longeron est rajouté sur toute la longueur de la pale. Il est constitué de 2 formes en " C " de 0.2 mm chacune qui sont mises dos à dos pour créer la cloison centrale. Ces formes reviennent se prendre sur l'intrados et l'extrados sur 10 mm de chaque côté (figure 3.13c). Le longeron est rapporté dans la forme avant fermeture de l'ensemble et mise sous vide. L'ensemble est finalement cuit en autoclave à une température de 120°C à 6 bars pendant environ 12 heures, démoulé et ébavuré. Le résultat est visible sur la figure 3.13b.

3.3.4 Mesure des propriétés géométriques et structurelles de la pale et comparaison avec le cahier des charges

3.3.4.0.5 Masse

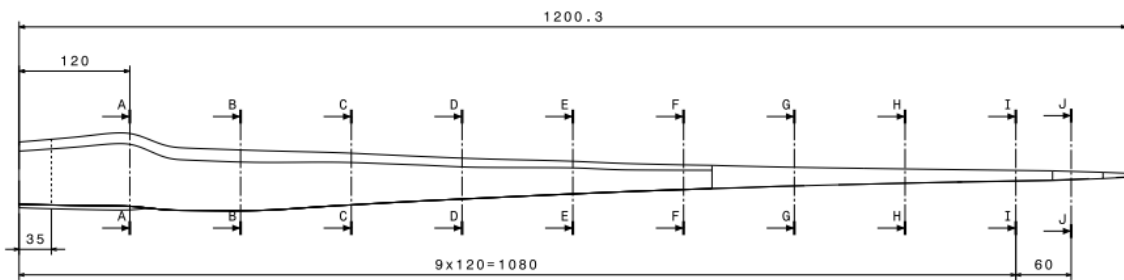
Les trois pales ont été pesées. Le tableau 3.9 résume les masses obtenues pour chacune des trois pales. Les masses sont en accord avec le cahier des charges et sont semblables à 2 % près, ce qui ne devrait pas poser de problème d'équilibrage.

Tableau 3.9 – Masse des pales

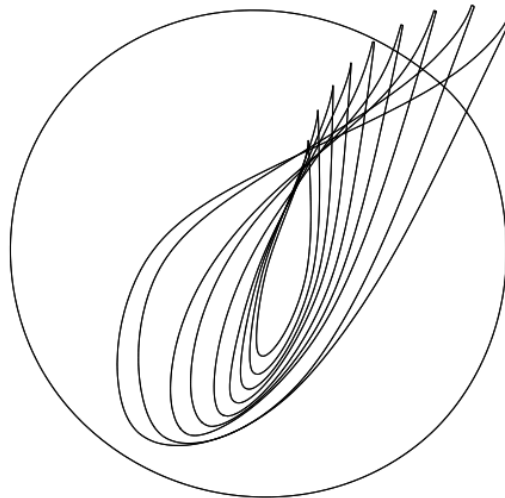
	Masse (g)
Pale 1	132
Pale 2	136
Pale 3	135

3.3.4.0.6 Fréquence propre

Pour la mesure de la fréquence propre de la pale dans le sens du battement (flapwise), nous avons utilisé un accéléromètre de marque Endevco. Sa masse très faible ($m=0.4$ g) devant la masse de la pale n'engendre pas de perturbation de la mesure.



(a) Vue de face



(b) Vue de côté (section A-A à J-J)

Figure 3.12 – Plan d'ensemble d'une pale

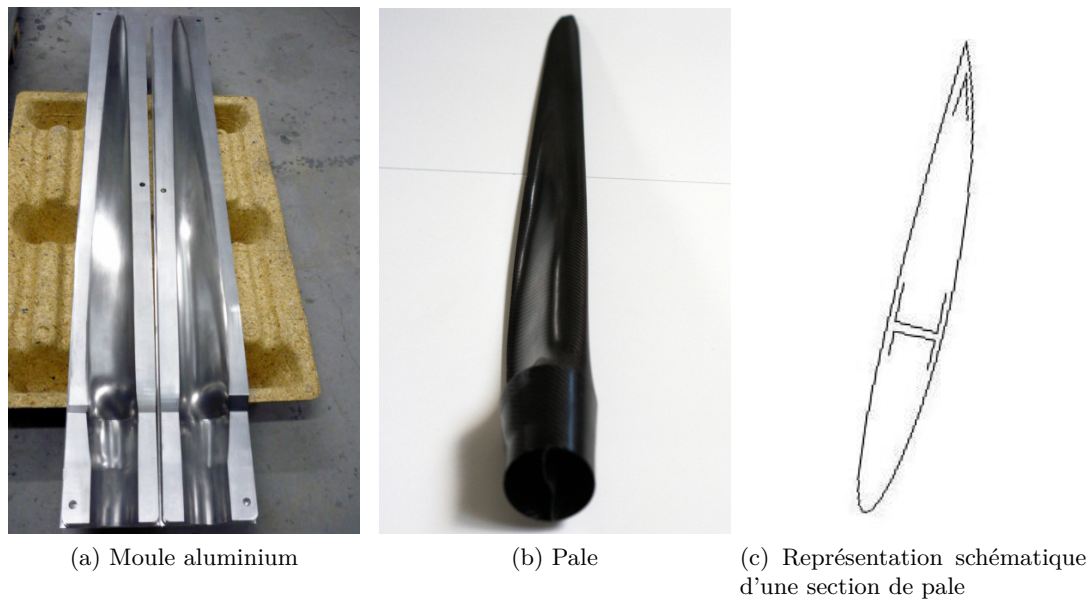


Figure 3.13 – Source : Heol Composites

Pour un encastrement réel (la pale a été bloquée au niveau du pied de pale), on obtient une fréquence de $f=59.8$ Hz. Comme prévu, ce type de pale en fibre de carbone est bien plus rigide que ce que le cahier des charges stipulait ($f_{théo}=4.738$ Hz). En revanche, lorsque l'on étudie la pale dans ses conditions réelles d'encastrement, la fréquence propre chute à $f=7.3$ Hz du fait de la flexibilité de l'arbre moteur. On peut toutefois s'attendre à obtenir des déformées très différentes car la quasi-totalité de la flexion se fait ici au niveau de l'encastrement.

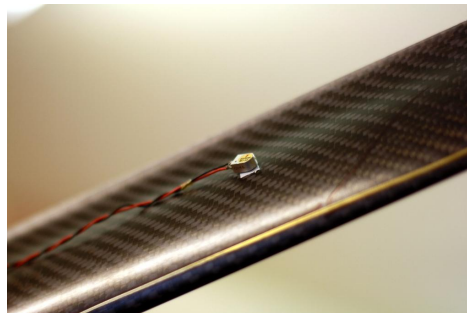


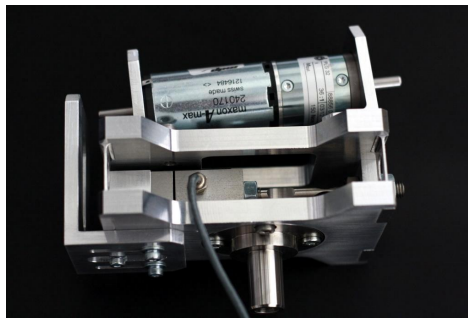
Figure 3.14 – Détermination de la fréquence propre de la pale par accélérométrie

3.3.4.0.7 Tableau récapitulatif

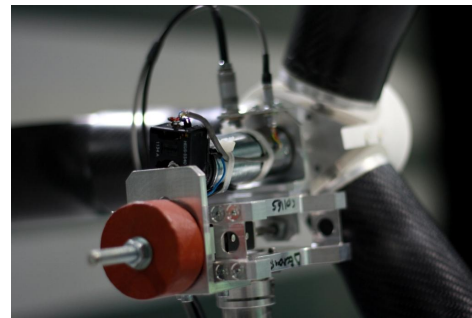
Les caractéristiques de la pale obtenues sont comparées aux caractéristiques du cahier des charges et résumées dans le tableau 3.10.

Tableau 3.10 – Comparaison pour une pale entre le cahier des charges et l'expérience

	Cahier des charges modèle	Expérience
Longueur	1.23 m	1.223 m
Masse	145 g	135 g
Localisation du CM (/t à l'implanture)	0.41 m	
1er mode de flexion de la pale (dans le sens du battement)	4.74 Hz	7.3 Hz
Moment d'inertie (/t à l'axe de rotation)	0.039 kg·m ²	



(a)



(b)

Figure 3.15 – Photographies de la nacelle

3.3.5 Conception de la nacelle

La nacelle est essentiellement composée d'un moteur et d'un capteur de poussée qui fait office de support moteur (figure 3.15). Le choix de ce moteur est basé sur la valeur du couple et sa vitesse de rotation. Le motoréducteur A-max32G de chez Mdp a été utilisé. Ces caractéristiques techniques sont regroupées dans le tableau 3.11. Il permet de mettre les pales en rotation à la vitesse imposée par la similitude de Froude.

Ce moteur est monté sur un plateau avec des lames minces afin de mesurer la poussée sur le rotor. Le capteur utilisé pour cette mesure est un capteur TME F621TC. Ce capteur aluminium permet de mesurer $\pm 10 \text{ daN}$ en traction compression.

L'ensemble de ces éléments intervient dans le dimensionnement de la nacelle. Afin de décaler le centre de gravité du système vers l'aval et pour augmenter l'inertie de la nacelle par rapport à l'axe de lacet, une masse de plomb a été rajoutée.

La nacelle est horizontale mais l'angle de 5° introduit par le laboratoire NREL entre la nacelle et l'arbre moteur est conservé. A l'échelle 1, cet angle permet d'éviter tout contact des pales avec le mât en cas de vents forts (éolienne "amont").

Tableau 3.11 – Caractéristiques techniques du motoréducteur utilisé

Version	Vitesse à vide (tr/mn)	Vitesse en charge (tr/mn)	Couple nominal (Nm)
24V/0036	164	113	1

Les caractéristiques définitives de la nacelle sont regroupées dans le tableau 3.12. On peut y voir que l'ensemble des grandeurs physiques ont été relativement bien conservées. Le câblage n'est pas pris en compte dans ce tableau.

Tableau 3.12 – Comparaison pour la nacelle entre le cahier des charges, le modèle CAO et l'expérience

	Cahier des charges modèle	Conception sous Catia	Expérience
Masse nacelle	1.97 kg	1.91 kg (sans le câblage)	1.95 kg (sans le câblage)
Inertie de la nacelle (/t à l'axe de lacet)	$8.554 \times 10^{-3} \text{ kg}\cdot\text{m}^2$	$8 \times 10^{-3} \text{ kg}\cdot\text{m}^2$ (sans le câblage)	-
Distance de l'axe de la tour au CdG de la nacelle	38 mm	39.4 mm	-
Distance verticale du haut de la tour au CdG de la nacelle	35 mm	36 mm	-
Angle d'inclinaison de la nacelle	5°	5°	5°

3.3.6 Conception du moyeu

Selon la définition de l'éolienne NREL 5MW, les 3 pales n'apparaissent pas dans le sous-ensemble moyeu. Le sous-ensemble rotor en revanche comprend le moyeu et les pales. Nous avons donc placé dans le moyeu l'ensemble des pièces mécaniques qui permettent la mise en rotation du rotor, de l'arbre moteur au support pour les pales. Un système de contrôle du calage des pales (blade-pitch control) est prévu dans [Jonkman *et al.* \(2009\)](#) mais pour des raisons de simplicité de mise en œuvre, l'angle de calage des pales ne sera pas asservi dans cette étude. Il est en revanche possible de le changer manuellement à l'aide d'un système de bielles/manivelles. Une des difficultés de ce dimensionnement était de faire tenir l'ensemble de ces éléments dans un encombrement réduit (diamètre du moyeu de 6 centimètres), tout en respectant les inerties et les distances relatives par rapport à la tour.

Les caractéristiques du moyeu sont regroupées dans le tableau 3.13. L'ensemble des grandeurs physiques est conservé. En revanche, du fait de la hauteur du capteur et du support moteur posé sur les lames minces, il n'a pas été possible de respecter la distance verticale entre le haut de la tour et le centre du moyeu. La longueur de la tour a donc été légèrement diminuée afin de conserver le centre du moyeu à 1.8 m au-dessus de la surface libre.

Tableau 3.13 – Comparaison pour le moyeu entre le cahier des charges, le modèle CAO et l'expérience

	Cahier des charges modèle	Conception sous Catia	Expérience
Hauteur du centre du moyeu (/t à la flottaison théorique)	1.8 m	1.8 m	1.8 m
Diamètre du moyeu	6 cm	6 cm	6 cm
Masse moyeu	0.47 kg	0.583 kg	0.635 kg
Inertie du moyeu (/t à l'axe du rotor)	3.8E-04 kg·m ²	3.52E-04 kg·m ²	-
Porte-à-faux (axe de lacet à apex du rotor)	100 mm	99.64 mm	99.64 mm
Haut de la tour à centre de moyeu	48 mm	75 mm	75 mm

3.3.7 Conception de la tour

3.3.7.1 Caractéristiques de la tour NREL terrestre

Les principales propriétés de la tour utilisée pour l'éolienne NREL 5MW sont regroupées dans le tableau 3.14. Cette tour était destinée dans un premier temps à des études d'éolien terrestre. La longueur de la tour est donc définie dans ce cas par rapport au sol. Nous l'avons donc légèrement modifiée afin de prendre en compte le flotteur sur lequel elle va venir se fixer.

Tableau 3.14 – Propriétés générales de la tour NREL (éolien terrestre)

Matériau utilisé	Acier
Longueur de la tour (par rapport au sol)	87.6 m
Masse	347 t
1 ^{er} mode de flexion de la tour	0,32 Hz
Diamètre en pied de mât	6 m
Diamètre en tête de mât	3.87 m
Épaisseur en pied de mât	0.027 m
Épaisseur en tête de mât	0.019 m
Localisation du centre de gravité (/t au sol)	38,23 m

3.3.7.2 Modification de la tour NREL pour la prise en compte du flotteur

La tour utilisée pour le cas Tri-floater possède les caractéristiques de la tour NREL de référence utilisée pour l'éolien terrestre. Plusieurs modifications ont été effectuées afin de s'adapter au nouveau flotteur. Le tirant d'air du Tri-floater étant de 25 m, la tour a été raccourcie afin d'avoir le centre du moyeu 90 m au-dessus de la surface libre. Cette tour est donc plus légère que la tour NREL de référence (19 tonnes en moins). La base de la tour a également été modifiée afin de coïncider avec la partie support du mât du Tri-floater. La nacelle étant inchangée, le diamètre en tête de mât est conservé. Les épaisseurs en pied et en tête de mât ont respectivement été arrondies à 0.03 m et 0.02 m. Entre le bas et le haut de la tour, l'épaisseur varie linéairement et les matériaux sont ceux de la tour NREL de référence. Les caractéristiques de la tour Tri-floater modifiée sont visibles dans le tableau 3.15

Tableau 3.15 – Principales caractéristiques de la tour Tri-floater

Matériau utilisé	Acier
Masse	328 t
1 ^{er} mode de flexion de la tour	0,8 Hz
Diamètre en pied de mât	8 m
Diamètre en tête de mât	3.87 m
Épaisseur en pied de mât	0.03 m
Épaisseur en tête de mât	0.02 m
Longueur de la tour (/t au-dessus de la plateforme)	62.6 m

Les modifications géométriques étant importantes, la masse et la fréquence propre de la tour modifiée ont été recalculées. Les deux premiers modes de déformation de cette nouvelle tour ont été calculés par [Philippe \(2012\)](#) en utilisant les nouvelles caractéristiques de la tour et à l'aide du logiciel Modes du laboratoire NREL.

La masse en haut de la tour, due à la nacelle et au rotor, y est considérée comme une masse ponctuelle et centrée. En réalité, cette masse n'est ni ponctuelle ni centrée sur l'axe de la tour et il faudrait prendre en compte les inerties et la position du centre de gravité de cette masse. Néanmoins, cette approximation permet d'obtenir des valeurs avec un degré de

précision suffisant pour cette étude. L'allure des déformées pour ces deux premiers modes est visible sur la figure 3.16. Pour les expériences en bassin, on ne s'intéressera qu'au premier mode.

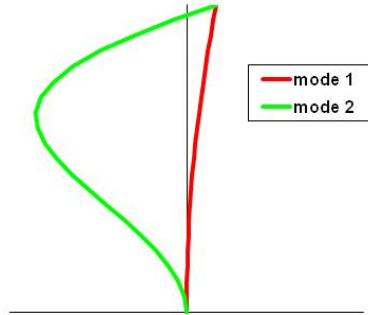


Figure 3.16 – Visualisation des deux premiers modes du mât modifié pour le Tri-floater

3.3.7.3 Conception de la tour

Comme expliqué précédemment, un pied de mât instrumenté est utilisé afin de mesurer le comportement de la tour. Le système tour se compose donc de la tour et de ce pied de mât.

Pour le dimensionnement de la tour et par souci de simplification, nous n'avons pas tenu compte du caractère tubulaire de la tour NREL dans l'expérience. Un simple tube en aluminium de diamètre 30 mm et d'épaisseur 5 mm est utilisé. Le diamètre et l'épaisseur de ce tube ont été déterminés à l'aide du logiciel RDM6 afin d'obtenir un premier mode de flexion correct par rapport à l'échelle 1 tout en gardant une masse acceptable vis-à-vis du cahier des charges. Il était également important de ne pas choisir un diamètre trop important pour ne pas avoir une poussée excessive sur le mât. En effet, on peut estimer à 2 le facteur entre le coefficient de traînée de la tour échelle réduite et le coefficient de traînée de la tour échelle 1 (drag crisis). De plus, le code BEM développé précédemment nous donne une valeur estimée d'environ 4 m.s^{-1} pour la vitesse du vent en bassin afin de générer la poussée cible à la vitesse nominale de l'éolienne. Cette valeur est à comparer à la valeur de 1.6 m.s^{-1} que donne une similitude de Froude stricte sur la vitesse du vent pour cette même vitesse (11.2 m.s^{-1} à l'échelle 1). Dans ces conditions, on a un facteur 12 sur le $C_D \cdot U^2$ entre l'échelle réduite et l'échelle 1. Le diamètre du mât devrait donc être 12 fois plus faible dans l'expérience que dans la théorie avec une mise à l'échelle classique sur les longueurs. En prenant un diamètre moyen entre le diamètre haut et le diamètre bas, on obtient ainsi un diamètre théorique de 12 cm. Il n'est pas acceptable structurellement d'avoir un diamètre de 1 cm. La poussée sur le mât sera donc plus importante d'un facteur 3 environ lors de l'expérience par rapport à la théorie.

Le premier mode de flexion du mât obtenu pour la tour dans ces conditions d'essai vaut 4.1 Hz (tableau 3.16). La différence entre le modèle RDM6 et la mesure peut s'expliquer par la souplesse du flotteur par opposition à l'hypothèse d'encastrement réel faite lors du calcul. Comme expliqué précédemment, la longueur de la tour a été légèrement diminuée afin de conserver le centre du moyeu à 1.8 m au-dessus de la surface libre, soit un décalage de

27mm. La masse du système tour a été mesurée à 2.12 kg sans les câbles d'instrumentation. La tour a volontairement été dimensionnée afin d'obtenir une masse inférieure au cahier des charges pour prendre en compte l'ajout des câbles lors de l'expérience.

Tableau 3.16 – Comparaison entre le cahier des charges, RDM6 et l'expérience pour les principales caractéristiques de la tour Tri-floater

	Tour Tri-floater théorique	Tour Tri-floater RDM6	Tour Tri-floater expérience
Longueur	1.25 m	1.25 m	1.223 m
Fréquence	5.6 Hz	5.2 Hz	4.1 Hz (avec câbles)
Masse	2.7 kg	1,9 kg	2.1 kg (sans câbles)

Pour le pied de mât (acier), nous avons également choisi un diamètre de 30 mm afin de garder une continuité avec la tour. L'utilisation de jauges doubles permet d'obtenir des ponts de Wheatstone complets, ce qui facilite la mesure. Deux rangées de 4 jauges doubles (figure 3.17) ont donc été disposées afin de mesurer les efforts dans l'axe de l'écoulement (axe x), dans l'axe transverse (axe y) ainsi que les moments associés. Le moment de torsion n'est pas mesuré. Il s'agit de jauges acier de type EA-06-060PB-120 de chez Vishay Measurements. La résistance d'une jauge est de 120 ohms.



Figure 3.17 – Barreau instrumenté et jauges de déformation

3.3.8 Conception du flotteur

Pour la conception du flotteur, un respect des similitudes géométriques strictes sur les épaisseurs n'est pas acceptable structurellement. Nous avons donc choisi d'utiliser des tubes de polycarbonate. Pour des raisons de simplicité et de coût, nous avons sélectionné les épaisseurs standards disponibles dans le commerce et correspondant au diamètre souhaité. Des lestes cylindriques en acier sont placés dans le fond des bouées afin de descendre le centre de gravité du système. La position du centre de gravité impose l'utilisation d'une plaque dite en U pour le pont afin d'alléger la plateforme en position haute. Des raidisseurs ont été ajoutés en partie centrale du pont pour le rigidifier car c'est à cet endroit que vont être restitués les efforts aérodynamiques sur le rotor et le mât.

Le dimensionnement final est résumé dans le tableau 3.17. La position théorique de la surface libre est visible sur la figure 3.18. Cette position se situe à la moitié des piles principales du flotteur. On constate sur ce tableau que l'ensemble des grandeurs est bien conservé avec un centre de gravité légèrement plus bas que celui imposé par le cahier des charges. Pour les inerties, les données sont uniquement celles issues de la CAO.

Tableau 3.17 – Comparaison pour le flotteur entre le cahier des charges, le modèle CAO et l'expérience

	Cahier des charges modèle	Conception sous Catia	Expérience
Masse du lest	3.45 kg	3.48 kg	3.8 kg
Masse totale	13.68 kg	12.73 kg	13.29 kg
Position du CdG (/t à SL)	- 42 mm	-48.3 mm	-
Inertie en roulis tangage (/t à CdG théorique)	3.24 kg·m ²	3.38 kg·m ²	-
Inertie en lacet (/t à CdG théorique)	5.37 kg·m ²	5.55 kg·m ²	-

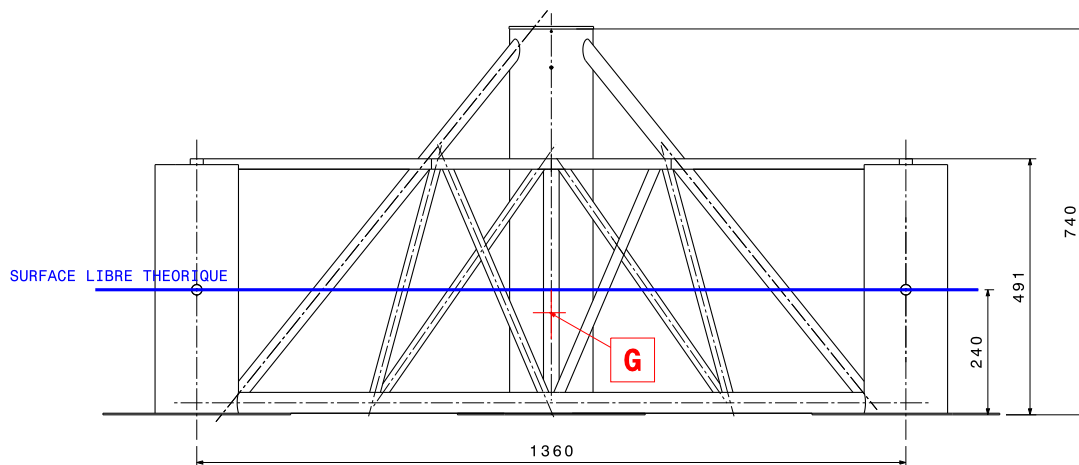


Figure 3.18 – Dutch Tri-floater à l'échelle du 1/50^e

3.4 Caractérisation de la maquette

3.4.1 Principales caractéristiques du système complet

Le tableau 3.18 compare la masse totale de la maquette de l'éolienne sur son flotteur à celle obtenue expérimentalement. On obtient une erreur relative de 1.5 % ($\Delta = 280 \text{ g}$), ce

Tableau 3.18 – Comparaison entre le cahier des charges, le modèle CAO et l’expérience de la masse de la maquette de l’éolienne sur son flotteur

	Masse totale
Cahier des charges	19.24 kg
Modèle CAO (non instrumenté)	17.55 kg
Expérience (instrumentée)	19.52 kg

qui est tout à fait acceptable. Pour la masse du modèle CAO, nous avons volontairement sous-évalué la maquette car les câbles de mesure n’étaient pas modélisés.

3.4.2 Calibration de la poussée en soufflerie

3.4.2.1 Introduction

Les essais ont été réalisés dans la soufflerie SC1 du CSTB. La section très importante de cette veine d’essai (30 m²) nous a permis d’étudier la maquette d’éolienne avec un coefficient de blocage relativement faible. Le coefficient de blocage, qui se définit ici comme la section décrite par la rotation du rotor rapportée à la section de la veine d’essai, était de 17%. La mesure de la vitesse de vent dans cette soufflerie est classiquement obtenue par un tube de pitot de référence placé en haut de la veine d’essai, hors couche limite. Nous avons rajouté un anémomètre sonique, le même qui sera par la suite utilisé lors des expériences en bassin afin de garder une cohérence entre ces deux essais (figure 3.19a).

Le flotteur n’est pas mis en place ici car on ne s’intéresse qu’aux effets aérodynamiques sur les pales. L’éolienne est donc directement fixée au sol de la soufflerie par le biais d’un plateau diviseur comme on peut le constater sur la figure 3.19.

3.4.2.2 Détermination de la courbe de poussée de l’éolienne

Le but de cette calibration est de déterminer la valeur de vitesse de vent incident pour laquelle la poussée correspond à une valeur cible, et ceci pour différents angles de calage des pales. On peut ainsi déterminer l’angle optimal pour les essais en bassin vis-à-vis de la plage de fonctionnement du générateur de vent. Cette étape aurait pu être réalisée directement en bassin. Néanmoins, le peu de temps disponible pour les essais et la difficulté de travailler au-dessus de l’eau nous a encouragés à calibrer au maximum le système au préalable.

Pour la valeur cible, nous avons choisi de travailler aux conditions nominales de l’éolienne ⁴ soit une poussée de 830 kN (6.6 N à l’échelle de la maquette) et 12.1 rpm (85 rpm à l’échelle de la maquette). La courbe de poussée est donc déterminée à la vitesse de rotation constante de 85 rpm. Lors de ces essais, le moteur exerce un couple moteur pour les faibles valeurs de vitesse incidente. Pour les valeurs plus élevées, le moteur freine la rotation de la turbine.

Les essais ont été réalisés pour trois angles de calage différents. Du fait de la difficile mesure de ces angles, il n’a pas été possible d’obtenir une valeur exacte. Ces trois angles ont respectivement été estimés à 0°, 6° et 10°. Il n’est pas gênant d’avoir uniquement des valeurs estimées car l’objectif final de ces essais consiste à choisir l’angle de calage optimal, parmi ces trois angles, pour l’expérience en bassin.

4. C’est en effet à cette vitesse de rotation que la majorité des essais seront réalisés.

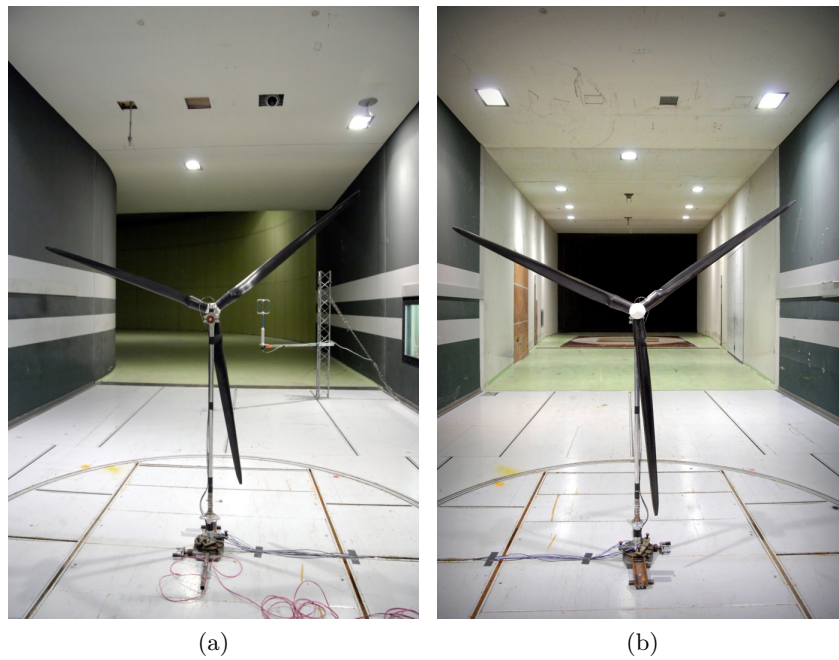


Figure 3.19 – Essais en soufflerie SC1 (CSTB)

Courbes de poussée de l'éolienne :

Pour chaque angle de calage, on trace la courbe de poussée (poussée moyenne en fonction de la vitesse du vent incident) mesurée. Les résultats sont visibles sur la figure 3.20. Lorsque l'angle de calage des pales augmente, la poussée cible (en pointillés) s'obtient pour des valeurs de vitesse de vent supérieures.

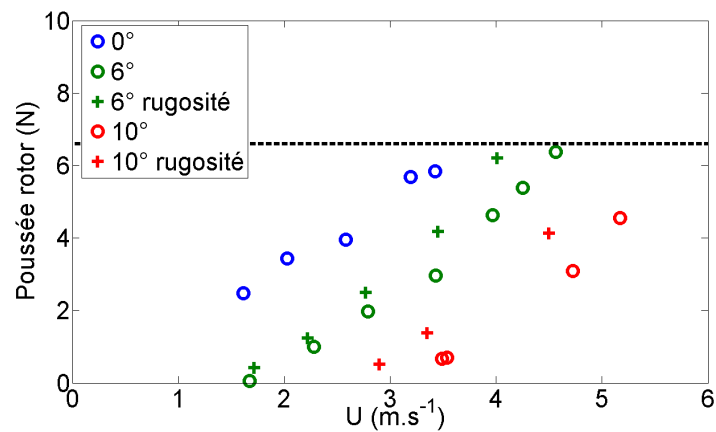


Figure 3.20 – Courbes de poussée obtenues en soufflerie (échelle maquette)

Étude de l'influence de bandes de rugosité sur la poussée :

Lors de ces essais en soufflerie, l'influence d'une bande de rugosité de 0.22 mm a également été testée. Cette bande de rugosité placée à l'extrados et à l'intrados de la pale proche du bord d'attaque devrait permettre de déclencher la transition de la couche limite et ainsi modifier le comportement aérodynamique du rotor. On constate que l'ajout de rugosités ne change que très légèrement la valeur de la poussée sur le rotor à vitesse équivalente. En revanche, il était impossible pour certaines vitesses de vent de stabiliser la vitesse de rotation à la vitesse cible avec ces bandes de rugosités. Le consortium DeepCwind a rencontré des problèmes similaires au cours des essais qu'ils ont réalisés à Marin comme on peut le lire dans [Martin *et al.* \(2012\)](#).

Lorsque la vitesse de rotation était trop élevée, l'augmentation de la résistance de freinage avait pour conséquence de diminuer brutalement la vitesse de rotation à des vitesses bien inférieures à la consigne. Inversement, pour ces faibles vitesses, la diminution de la résistance de freinage avait pour conséquence d'augmenter brutalement la vitesse de rotation à des vitesses bien supérieures à la consigne. La présence d'un phénomène d'hystérésis a également été notée pour ce phénomène qui semble s'apparenter à un problème de décrochage.

Nous avons donc préféré ne pas utiliser de bandes de rugosité pour les essais en bassin.

Conclusions et choix expérimentaux :

Par rapport au domaine de fonctionnement optimal du générateur de vent, nous avons donc choisi l'angle de calage en bout de pale de 6° sans rugosité pour les essais en bassin. Pour ces conditions d'essai, les angles d'attaque prédits sont résumés dans le tableau [3.19](#)⁵. Les valeurs sont élevées et proches de l'angle de décrochage. Néanmoins, cet angle de calage a donné des résultats très satisfaisants au cours des essais en soufflerie.

5. Le profil en gras sera étudié plus en détails en [3.4.2.4](#).

Tableau 3.19 – Angles d’attaque des différents profils prédits par le code BEM pour les conditions d’essai en bassin

Profil	zloc	Angle d’attaque α
DU40A17	0.24	23.5
DU35A17	0.32	19.8
DU35A17	0.40	18.1
DU30A17	0.48	17.1
DU25A17	0.56	15.8
DU25A17	0.64	15.1
DU21A17	0.73	15.0
DU21A17	0.81	14.7
NACA64A17	0.89	14.5
NACA64A17	0.97	14.4
NACA64A17	1.06	14.6
NACA64A17	1.12	14.8
NACA64A17	1.18	14.8
NACA64A17	1.23	15.6

3.4.2.3 Comparaison entre l'expérience et le code BEM pour la courbe de poussée

Les valeurs de la courbe de poussée obtenues en soufflerie permettent de vérifier, a posteriori, l'approche développée ci-dessus à l'aide de la BEM et du logiciel de soufflerie numérique 2D.

On constate sur la figure 3.21 des différences notables entre l'expérience et les valeurs obtenues numériquement avec le code Javafoil. La valeur cible est obtenue pour 3.6 m.s^{-1} numériquement contre 4.6 m.s^{-1} dans la réalité. Le problème semble donc provenir de la détermination de l'évolution du coefficient de traînée et de portance à bas nombre de Reynolds. Une recherche plus approfondie nous a conduits à utiliser un autre logiciel de soufflerie numérique, XFLR5 ⁶, qui semble plus apte à étudier des profils à bas nombre de Reynolds. Cette analyse est quelque peu gênée par l'estimation des angles de calage. La courbe de poussée a donc également été tracée pour un angle de calage de 7° afin d'estimer l'influence d'une variation de 1° sur la mesure de la poussée. Cette influence est faible et ne suffit pas pour expliquer la différence par rapport à l'expérience. Néanmoins on voit que l'utilisation de XFLR5 est plus pertinente pour ce type d'étude.

Un autre intérêt de cette approche est qu'elle permet d'accéder aux coefficients de portance et de traînée à l'échelle de la maquette. Les ratios obtenus avec XFLR5 pour le coefficient de traînée et de portance entre l'échelle 1 et l'échelle réduite sont consultables dans le tableau 3.20. On peut également voir, à la lecture de ce tableau, que le code Javafoil sur-évalue les performances de la turbine.

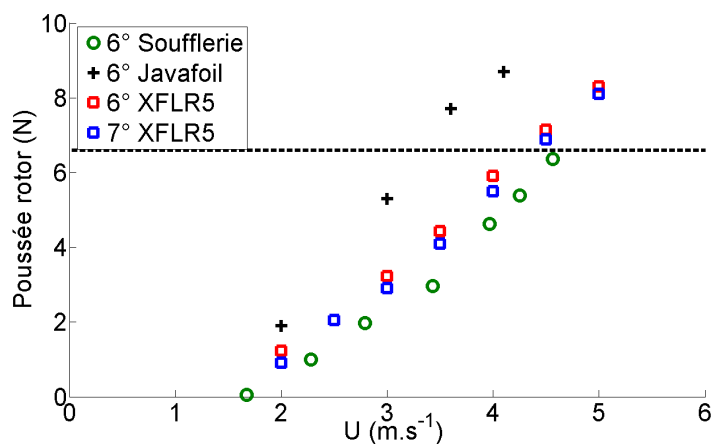


Figure 3.21 – Comparaison de la courbe de poussée obtenue numériquement et expérimentalement

6. <http://www.xflr5.com/xflr5.htm>

Tableau 3.20 – Comparaison des ratios obtenus avec Javafoil et XFLR5 pour le coefficient de traînée et de portance entre l'échelle 1 et l'échelle maquette

Profil	zloc (m)	Javafoil		XFLR5	
		facteur Cl	Facteur Cd	facteur Cl	Facteur Cd
Cylinder1.dat	0,06	1,00	2,00	1,00	2,00
Cylinder1.dat	0,11	1,00	2,00	1,00	2,00
Cylinder2.dat	0,17	1,00	2,00	1,00	2,00
DU40A17.dat	0,24	0,87	2,56	0,36	1,52
DU35A17.dat	0,32	0,83	2,88	0,31	2,21
DU35A17.dat	0,40	0,80	2,98	0,22	3,16
DU30A17.dat	0,48	0,79	3,26	0,33	3,71
DU25A17.dat	0,56	0,87	2,54	0,41	4,35
DU25A17.dat	0,65	0,86	2,56	0,40	4,98
DU21A17.dat	0,73	0,77	3,26	0,50	4,91
DU21A17.dat	0,81	0,77	3,26	0,50	5,14
NACA64A17.dat	0,89	0,77	3,10	0,52	4,38
NACA64A17.dat	0,97	0,77	3,10	0,52	4,38
NACA64A17.dat	1,06	0,78	3,16	0,52	4,38
NACA64A17.dat	1,12	0,78	3,16	0,52	4,38
NACA64A17.dat	1,18	0,78	3,16	0,52	4,38
NACA64A17.dat	1,23	0,78	3,25	0,55	3,95

3.4.2.4 Comparaison des courbes de poussée obtenues en soufflerie et en bassin

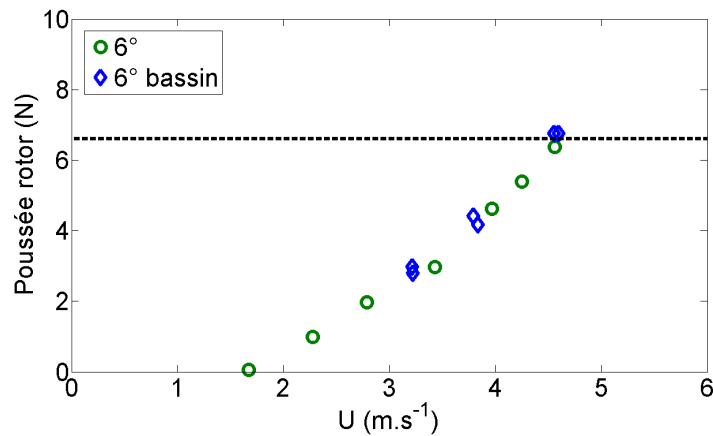


Figure 3.22 – Comparaison des courbes de poussée obtenues en soufflerie et en bassin (échelle maquette)

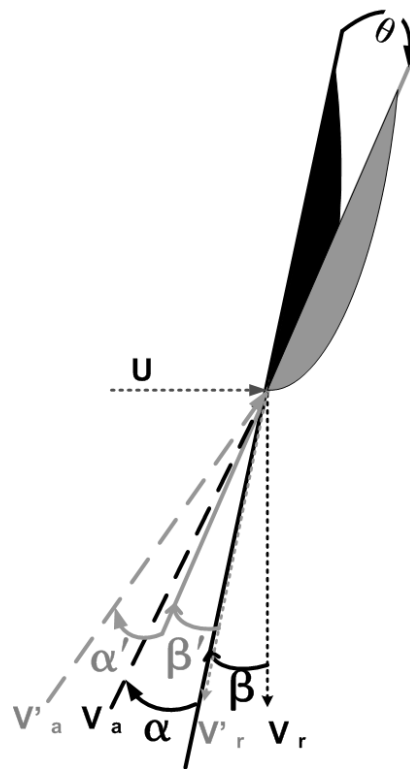
La courbe de poussée a également été obtenue en bassin pour les mêmes configurations qu'en soufflerie (figure 3.22). On observe un bon accord entre les deux mesures et cela malgré l'angle d'assiette de la maquette qui est fonction de la vitesse du vent. On peut montrer que cet angle d'assiette ne modifie que très peu la valeur moyenne de l'angle d'attaque sur un nombre entier de tours :

L'introduction d'un angle d'assiette modifie l'inclinaison de la maquette. Le plan de rotation des pales n'est donc plus orthogonal à la direction du vent incident⁷. Cette modification donne lieu à deux effets distincts. Dans un premier temps, la mise en assiette de la maquette introduit une modification de l'angle d'attaque du profil. Si l'angle que fait la pale avec son plan de rotation (β) reste inchangé, l'angle formé par la pale et la direction du vent se trouve en revanche modifié. Dans un second temps, le vent apparent (V_a) vu par la pale est modifié au cours de sa rotation (même norme pour la vitesse de rotation mais orientation différente). Ces deux effets ont en réalité un impact contradictoire sur la modification de la valeur de poussée par rapport à la maquette sans assiette.

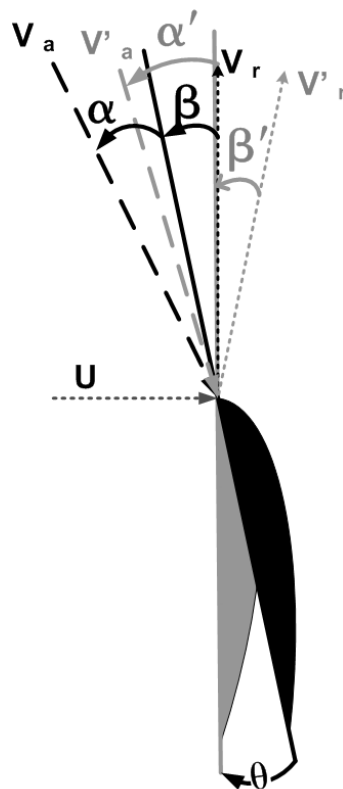
Illustrons notre propos pour une pale dans deux configurations simples (pale en position horizontale descendante et pale horizontale montante - figure 3.23). Le triangle des vitesses et les angles associés y sont tracés pour la maquette verticale (en noir) et la maquette avec un angle d'assiette (en gris). Ces deux figures sont tracées à l'échelle pour le profil NACA64A17 à la position $z_{loc}=0.97$ m (profil en gras dans le tableau 3.19) et dans les conditions d'essais en bassin (angle d'assiette de 6.5° , angle de 5° sur l'arbre moteur, vitesse de vent de 4.6 m s⁻¹, vitesse de rotation de 85 rpm).

On constate qu'un angle d'assiette (θ) contribue à diminuer l'angle d'attaque ($\alpha' < \alpha$) lorsque la pale est horizontale descendante. En effet, le premier effet (inclinaison de la pale) entraîne une diminution de l'angle d'attaque (par rapport à une pale horizontale descendante en assiette nulle). Cet effet est partiellement compensé par la modification du vent apparent V_a (deuxième effet) qui entraîne une légère augmentation de cet angle. L'impact global de

7. L'inclinaison de 5° de l'arbre moteur ne fait qu'amplifier ce phénomène.



(a) Pale horizontale descendante



(b) Pale horizontale montante

Figure 3.23 – Visualisation de l'influence de l'angle d'assiette sur l'angle d'attaque (Sans angle d'assiette en noir et avec angle en gris)

la mise en assiette pour une pale horizontale descendante est donc une légère diminution de l'angle d'attaque.

A l'inverse, un angle d'assiette (θ) contribue à augmenter l'angle d'attaque de la même valeur lorsque la pale est horizontale montante ($\alpha' > \alpha$). En effet, le premier effet entraîne une augmentation de l'angle d'attaque (par rapport à une pale horizontale montante en assiette nulle). Cet effet est partiellement compensé par la modification du vent apparent Va (deuxième effet) qui entraîne une légère diminution de la poussée. L'impact global de la mise en assiette pour une pale horizontale montante est donc une légère augmentation de l'angle d'attaque.

Lorsque les pales sont verticales, aucun des deux effets n'a de contribution sur la poussée (l'angle d'attaque et le vent apparent Va sont inchangés).

L'évolution de l'angle d'attaque suit donc en première approximation une loi périodique à la période de rotation de la turbine comme on peut le visualiser sur la figure 3.24b. Cette figure a volontairement été tracée dans les mêmes conditions que la figure 3.23. Soit T cette période de rotation, à $t/T = 0$, on considère que la pale est horizontale descendante. L'angle d'attaque est donc minimum ($\alpha = 12^\circ$ environ). A $t/T = 1/4$, la pale est en bas et l'angle d'attaque est le même que si l'éolienne n'avait pas d'angle d'assiette. De même, à $t/T = 1/2$, la pale est horizontale montante avec une valeur maximale pour l'angle d'attaque ($\alpha = 16^\circ$ environ) et à $t/T = 3/4$ la pale est en haut (angle d'attaque inchangé).

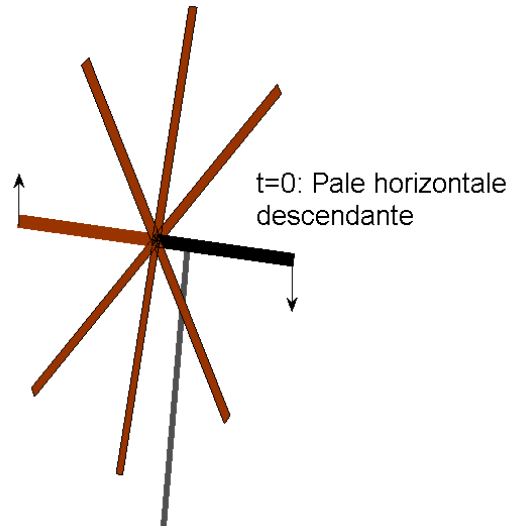
L'angle d'attaque moyen ($\alpha'_m = 14.5^\circ$) est quasiment identique à l'angle d'attaque, $\alpha = 14.4^\circ$, obtenu sans angle d'assiette et sans l'inclinaison de 5° de l'arbre moteur⁸ (profil en gras dans le tableau 3.19).

Cette analyse est basée uniquement sur des considérations sur l'angle d'attaque. Toutefois, l'utilisation du modèle BEM développé précédemment met en évidence une évolution quasiment linéaire entre la poussée et l'angle d'attaque (figure 3.25) pour les angles obtenus sur la figure 3.24b (domaine matérialisé par les traits verticaux).

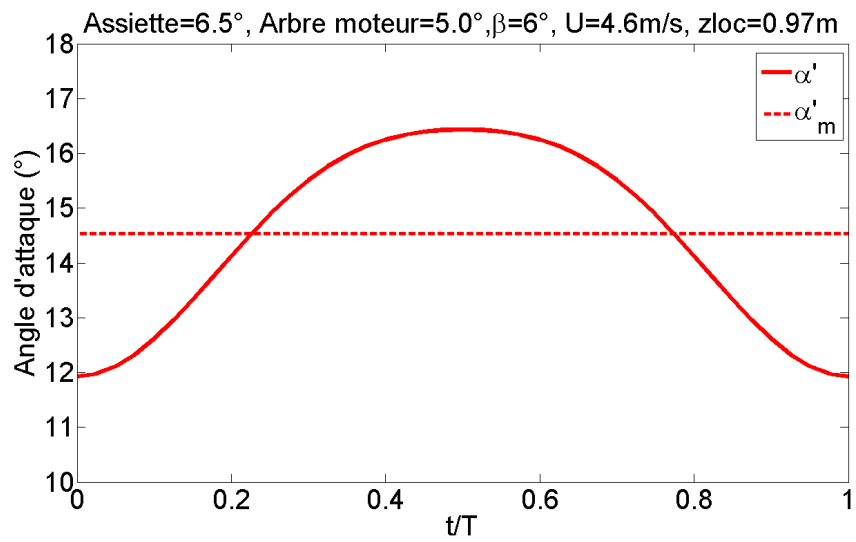
L'ensemble de ces observations met donc en évidence trois points importants :

- Dans le cas de variations faibles de l'angle d'attaque, tout se passe comme si la poussée moyenne, au cours d'une rotation et pour une configuration avec angle d'assiette, était la même que celle obtenue à assiette nulle.
- Pour une pale, l'angle d'attaque et la poussée suivent une évolution à la fréquence de rotation du rotor.
- Si on raisonne sur l'ensemble du rotor, on peut alors s'attendre à avoir des variations de poussée à la fréquence de passage des pales ($f_p = 3f_0$).

8. Pour le calcul BEM, nous n'avons pas pris en compte l'inclinaison de 5° de l'arbre moteur.



(a)



(b)

Figure 3.24 – Évolution de l'angle d'attaque pour une pale au cours de sa rotation pour un angle d'assiette de 6.5° , un angle de 5° sur l'arbre moteur, une vitesse de vent de 4.6 m s^{-1} , une rotation de 85 rpm et à une position $z_{\text{loc}}=0.97\text{ m}$ (conditions d'essai en bassin)

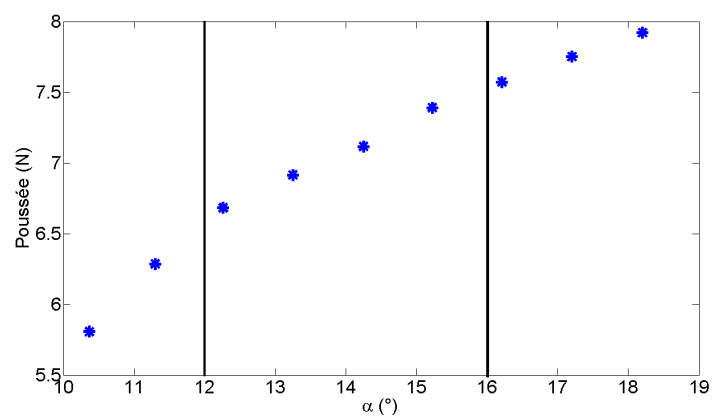


Figure 3.25 – Évolution de la poussée avec l'angle d'attaque (échelle maquette)

3.4.2.5 Limite des essais en soufflerie

Comme expliqué précédemment, ces essais ont pour but d'étudier uniquement la partie éolienne. Le flotteur n'est donc pas modélisé et l'éolienne est fixée au sol de la soufflerie par le biais d'un plateau diviseur.

Dans ces conditions, le premier mode de flexion du mât qui valait 4.1 Hz (3.3.7.3) dans les conditions d'essai (turbine sur le Tri-floater) a été mesuré à 4.3 Hz pour une sollicitation dans le sens du vent (figure 3.26b). On devine ainsi un problème majeur que nous avons rencontré lors de ces essais, à savoir l'excitation du premier mode de flexion du mât sous l'effet de la rotation des pales. En effet, une vitesse de rotation de consigne de 85 rpm correspond à une fréquence de passage des pales de 4.28 Hz.

On voit ici les limites de notre dimensionnement sous RDM 6 (encastrement réel, masse ponctuelle, non prise en compte du poids des câbles d'instrumentation) compte tenu de la plage de fréquence relativement étroite pour ce dimensionnement (consigne à 5.6 Hz pour le premier mode de flexion de la tour et fréquence de passage de 4.3 Hz). De plus, cette valeur dépend fortement du type d'encastrement choisi et donc de la rigidité du support.

Ce phénomène de résonance a quelque peu compliqué l'obtention de la courbe de poussée (vibration de la tour dans certains cas). Néanmoins, le but de cette expérience, à savoir déterminer l'angle de calage optimal pour souffler dans la gamme de vitesse du générateur de vent (cf. 2.4.2.4), a été atteint.

Il est important de préciser que ce phénomène de résonance (vibration importante de la tour et donc de la nacelle) n'a pas été retrouvé en bassin. Cela peut s'expliquer par la valeur légèrement inférieure en bassin pour le premier mode de flexion (encastrement plus souple). On peut également supposer que les conditions environnementales peuvent influencer sur ce phénomène de résonance qui est un phénomène instable. En bassin, les mouvements du flotteur peuvent permettre d'éviter d'accrocher ce phénomène vibratoire.

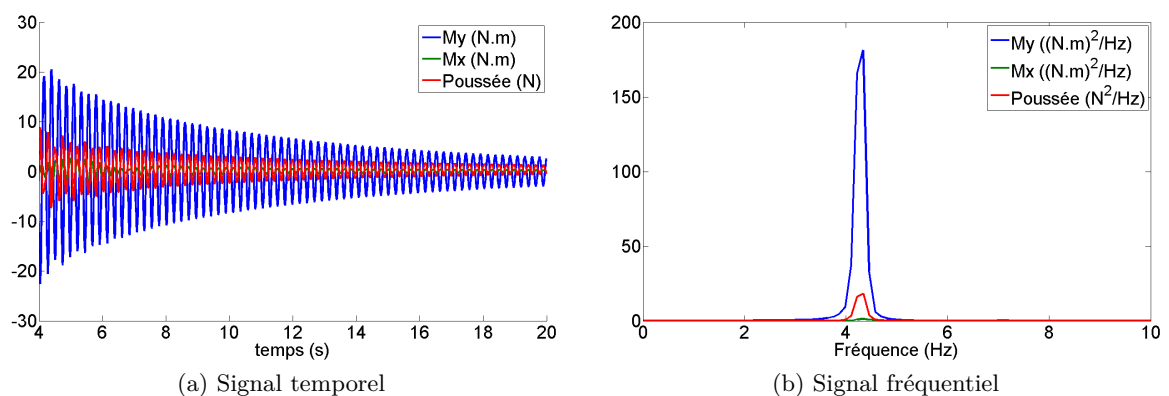


Figure 3.26 – Détermination de la fréquence propre du mât par impulsion (hammer test), sollicitation dans le sens du vent (axe x)

3.5 Conclusion

Nous nous sommes attachés à obtenir un très bon accord entre le cahier des charges (basé sur l'éolienne NREL 5MW et le Dutch Tri-floater) et la maquette.

On observe toutefois une différence entre la valeur souhaitée et la valeur mesurée pour le premier mode de flexion de la tour. Cette valeur est, de plus, trop proche de la fréquence de passage pour les conditions nominales de l'éolienne. Toutefois, le phénomène de résonance observé en soufflerie n'a pas été retrouvé en bassin du fait notamment de la souplesse du flotteur qui contribue à diminuer la fréquence propre de la tour. Pour de futures expériences, il serait donc préférable d'apporter des modifications à cette tour, ce qui n'a pas été possible ici par manque de temps.

Pour les pales, nous avons choisi de changer le vrillage afin d'adapter la turbine aux conditions expérimentales. Pour cela, la BEM a été utilisée avec le code de soufflerie numérique Javafoil. La détermination de la courbe de poussée en soufflerie a permis de choisir, pour le nouveau vrillage, l'angle de calage optimal vis-à-vis de la plage de fonctionnement du générateur de vent. Cette calibration en soufflerie nous a également permis de vérifier s'il était possible de prédire le comportement aérodynamique des pales à bas nombre de Reynolds. La méthode consistant à changer le vrillage des pales pour s'adapter aux conditions de l'expérience n'est pas remise en question. En revanche, le code XFLR5 semble prédire avec beaucoup plus de précision le comportement aérodynamique de la turbine à Bas-Reynolds.

Le deuxième intérêt de cet outil numérique est d'obtenir une estimation de la variation des coefficients de traînée et de portance entre le prototype et le modèle.

Dans un dernier temps, les courbes de poussée obtenues en bassin et en soufflerie sont comparées :

- On observe un bon accord entre ces deux courbes malgré la présence en bassin d'un angle d'assiette.
- En réalité, tout se passe comme si l'angle d'attaque moyen, au cours d'une rotation et pour une configuration avec angle d'assiette, était le même que celui obtenu à assiette nulle qui est une constante.
- Cette évolution de l'angle d'attaque pour une pale au cours d'une rotation doit se traduire par des variations de poussée à cette même fréquence de rotation.
- Pour la turbine complète, on s'attend donc à obtenir des variations de poussée à la fréquence de passage des pales.

Protocole d'essai et mise en place de l'expérience

Sommaire

4.1	Introduction	100
4.2	Présentation de l'expérience	100
4.2.1	Introduction	100
4.2.2	Définition d'un repère local basé sur la nacelle	101
4.2.3	Grandeurs physiques mesurées	102
4.2.4	Configurations d'essai	103
4.3	Conditions d'essais	106
4.3.1	Houles régulières	106
4.3.2	Houle irrégulière	109
4.3.3	Houles irrégulières directionnelles	110
4.3.4	Vent constant	112
4.3.5	Spectre de vent	112
4.4	Qualification hydrodynamique de la maquette	118
4.4.1	Ancrages	118
4.4.2	Essais d'extinction	123

4.1 Introduction

Dans ce chapitre, nous présentons l'expérience réalisée en bassin sur la maquette précédemment dimensionnée. Les grandeurs physiques mesurées, le protocole expérimental utilisé ainsi que les différentes conditions d'essai y sont définis. Ce chapitre est aussi l'occasion d'introduire les conventions graphiques et de syntaxe qui seront utilisées par la suite. La qualification hydrodynamique de la maquette, à savoir la définition et la qualification des ancrages utilisés pour l'expérience ainsi que les résultats des essais d'extinction, sera également présentée. Ces essais d'extinctions ont été réalisés avec et sans vent afin d'étudier l'influence de ce paramètre sur l'amortissement aérodynamique du système.

4.2 Présentation de l'expérience

4.2.1 Introduction

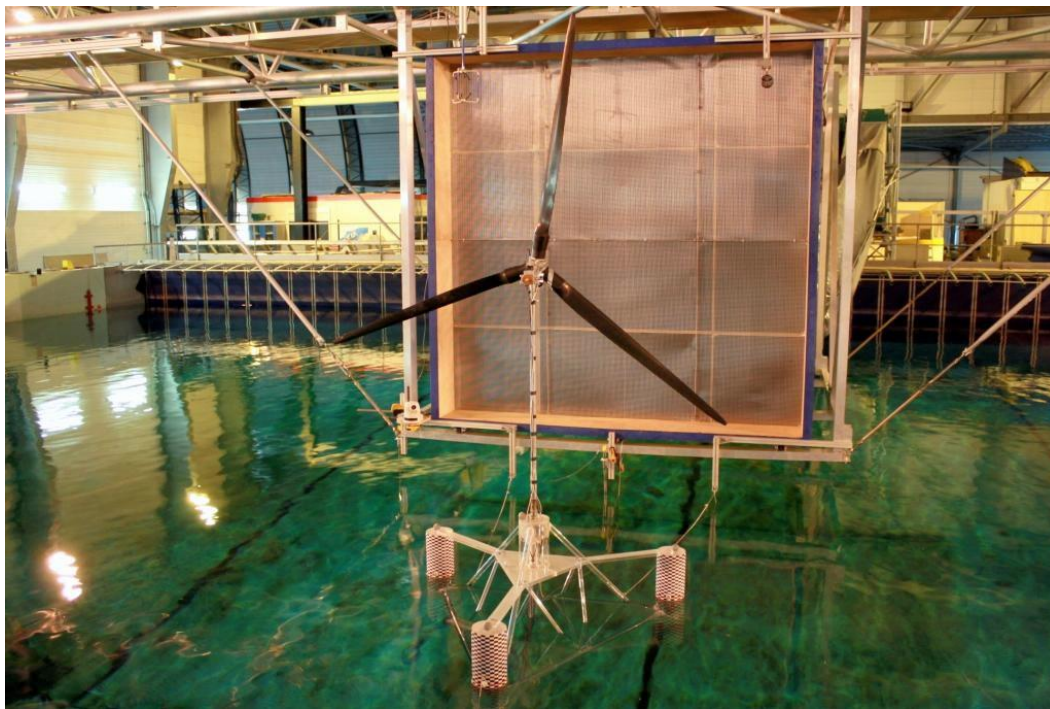


Figure 4.1 – Vue d'ensemble de la maquette et du générateur de vent

Sur la figure 4.1, on peut voir la maquette de l'éolienne flottante au premier plan sur le bassin de houle de l'École Centrale de Nantes. Ce bassin a pour dimensions 50 m de longueur, 30 m de large et 5 m de profondeur. Le batteur, composé de 48 volets indépendants, permet de créer des houles régulières ou irrégulières, uni-directionnelles ou multi-directionnelles jusqu'à 1 m de hauteur. Ces volets sont visibles en bleu, au fond du bassin. Le générateur de vent dimensionné au chapitre 2 est également visible sur cette même photographie.

Les essais se sont déroulés sur la période du 02 au 07 juillet 2012. Des essais complémentaires ont également été menés du 12 au 22 novembre. Entre ces deux essais, la maquette

et le générateur de vent ont été démontés, ce qui a permis d'étudier la répétabilité pour ce type d'essai avec vent et houle. On distingue ici répétabilité et répétitivité. On entend par répétabilité le fait de refaire le même essai plusieurs fois et sur deux campagnes d'essais différentes (après démontage et remontage de l'expérience). Une expérience peut être qualifiée de répétable si les résultats obtenus lors de ces deux campagnes d'essais sont similaires. Par répétitivité, on entend le fait de refaire le même essai plusieurs fois au cours d'une même campagne d'essais afin de s'assurer que les résultats obtenus soient similaires d'un essai à un autre. Une bonne répétabilité sous-entend une bonne répétitivité.

Pour ne pas alourdir le document, la répétabilité et la répétitivité sont consultables en annexe B. Nous y ferons référence au cours des chapitres suivants.

4.2.2 Définition d'un repère local basé sur la nacelle

Afin de garder une continuité avec les chapitres précédents, le repère global est le même que celui utilisé au chapitre 3 (figure 3.1).

Un repère local est également introduit. Ce repère représenté schématiquement sur la figure 4.2 dans le cas d'un angle d'assiette μ est basé sur la nacelle.

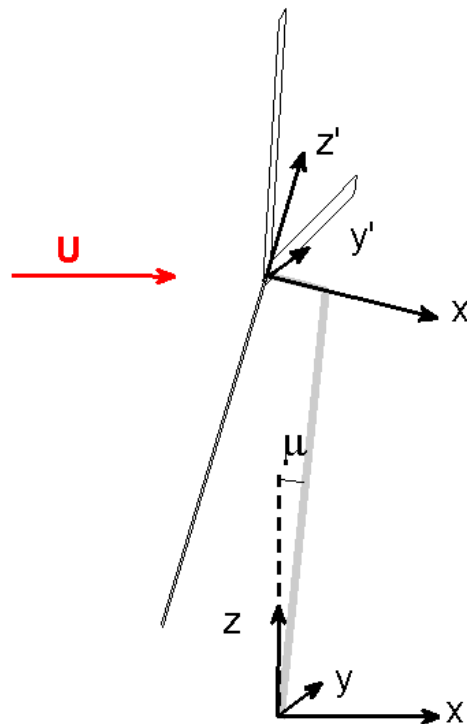


Figure 4.2 – Repère local basé sur la nacelle (visualisation dans le cas d'un angle d'assiette μ)

4.2.3 Grandeurs physiques mesurées

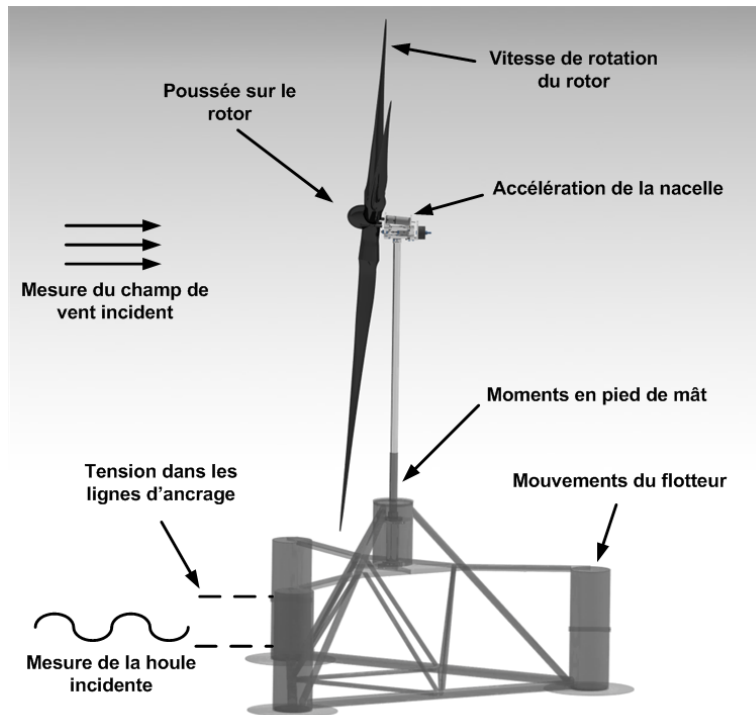


Figure 4.3 – Représentation schématique des valeurs physiques mesurées

Nous avons vu au chapitre 3 que la méthodologie est basée sur le respect d'une poussée et d'une vitesse de rotation correcte, ce qui impose la mesure de ces deux paramètres. De même, des jauges de déformation sont nécessaires à la mesure du comportement de la tour que l'on a voulue aéroélastique. On mesure ainsi son premier mode de flexion ainsi que les moments en pied de mât suivant x' et y' . Ces deux moments sont des paramètres clés pour le dimensionnement d'une éolienne flottante au même titre que l'accélération en tête de mât. Un accéléromètre uniaxial a donc été placé dans la nacelle afin de mesurer l'accélération dans l'axe de l'écoulement x' ($Acc_{x'}$). Sa masse extrêmement faible (20 grammes) est sans conséquence sur le dimensionnement de la nacelle.

Les mouvements du flotteur sont obtenus par trajectographie (figure 4.4). 5 cibles passives sont disposées en plusieurs points du flotteur. Trois caméras infrarouge Qualisys ProReflex mesurent les mouvements des cibles et on accède ainsi en temps réel aux 6 degrés de liberté (3 translations et 3 rotations) du flotteur (Qualisys (2012)). Ce système permet une mesure non-intrusive en utilisant le principe de triangulation. Ces mouvements ont été calculés au centre de gravité théorique soit à 380 mm au-dessus de la surface libre théorique.

Des capteurs d'effort ont également été utilisés pour mesurer les efforts dans les lignes d'ancrages (4.4.1).

Deux sondes à houle résistives ont été utilisées pour la mesure de la houle incidente. Ces sondes ont été placées à proximité de la maquette, sous le caisson de soufflage. La vitesse du vent a été mesurée à l'aide de l'anémomètre sonique Windmaster Gill 1 (cf. A.1.2) utilisé lors

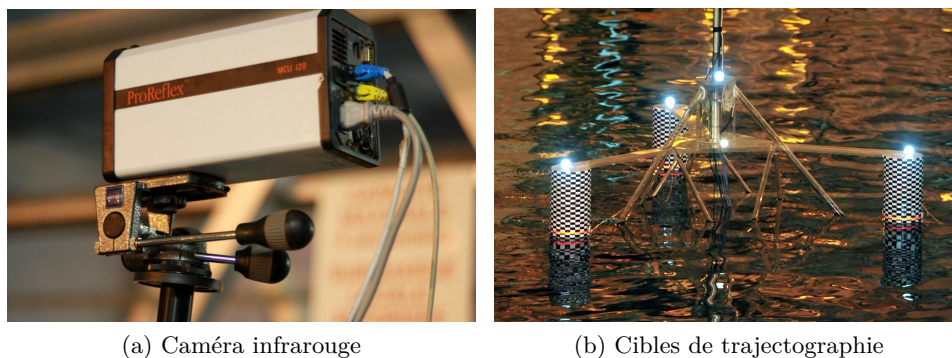


Figure 4.4 – Trajectographie

des essais en soufflerie et pour la qualification aérodynamique de la buse de soufflage. Cet anémomètre est placé dans le coin de la buse de soufflage (à 30 cm des bords environ) comme on peut le voir sur la figure 4.1. Ce positionnement permet de ne pas gêner la rotation de l'éolienne tout en se plaçant en dehors de la couche limite. L'anémomètre à hélice utilisé au chapitre 2 est conservé afin de garder une référence commune entre la qualification de la buse de soufflage et les essais avec la maquette d'éolienne flottante.

La figure 4.3 donne accès à l'ensemble des valeurs physiques mesurées lors de cette expérience.

Pour ramener les câbles d'instrumentation au bornier d'acquisition, plusieurs solutions sont envisageables. La première est aérienne. C'est la solution qui a été choisie par le consortium deepCwind lors de leurs essais à Marin comme on peut le voir sur la figure 4.5a. Néanmoins, le poids important des différents câbles risque de perturber les mouvements d'ensemble du système et ajouter une raideur importante. Nous avons donc choisi la deuxième solution qui consiste à passer ces câbles sous l'eau comme en atteste la figure 4.5b.

L'acquisition des données a été effectuée de manière synchrone. Lors de la génération de houles, c'est le démarrage des batteurs qui déclenche l'acquisition.

4.2.4 Configurations d'essai

La bonne réalisation de ce type d'essais passe par plusieurs étapes. Dans un premier temps et préalablement aux expériences en bassin, nous avons obtenu la fréquence propre du mât par impulsion (hammer test). De même, la calibration de la poussée et de la vitesse de rotation a été déterminée suite aux essais en soufflerie au CSTB comme nous avons pu le voir en 3.4.2.

Il est également essentiel de procéder à une qualification des ancrages (4.4.1). En effet, ces derniers conditionnent la réponse dynamique du système. Cette qualification est également très importante en vue d'une comparaison future avec des codes numériques. De même, les essais d'extinction (4.4.2) sont aussi utiles pour ajuster certains paramètres numériques, comme nous le verrons au chapitre 6. Ce type d'essai permet également d'obtenir les périodes propres du système pour l'ensemble des mouvements. Ces essais ont également été effectués avec vent afin de quantifier l'influence du vent sur l'amortissement du système. Ces deux étapes (qualification des ancrages et essais d'extinction) sont réalisés sur eau calme.

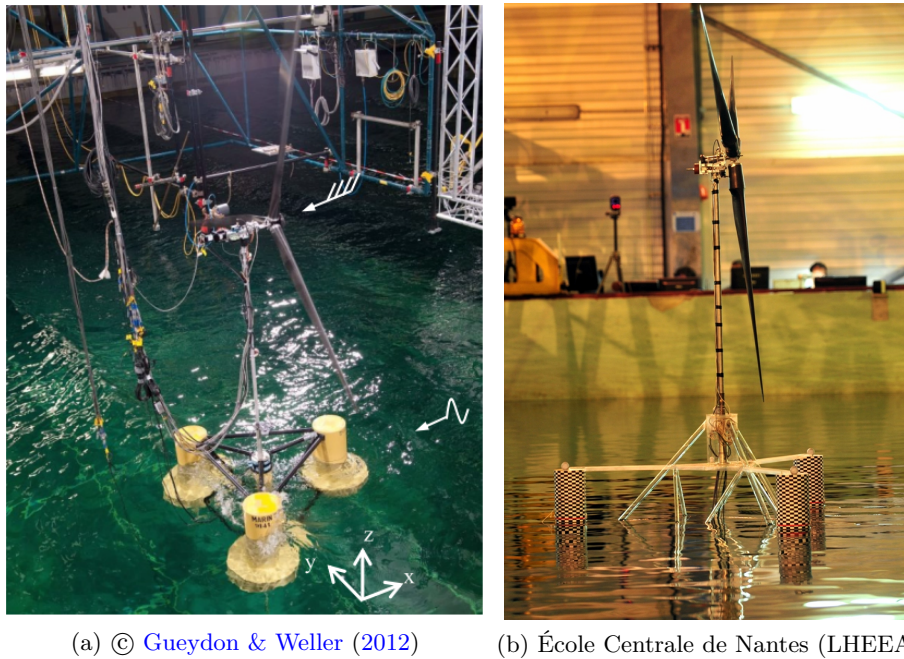


Figure 4.5 – Comparaison des différentes solutions utilisées pour le rappel des câbles d'instrumentation

Concernant les essais en bassin au sens strict, l'analyse en houle régulière permet d'accéder à la réponse en amplitude et en phase du système pour les différents degrés de liberté et aux fréquences de houle. Cette réponse est couramment appelée RAO dans le domaine de l'hydrodynamique (Response Amplitude Operator) (4.3.1). Ces essais ont été réalisés en houle seule et avec plusieurs vitesses de vent afin de quantifier l'influence de ce dernier paramètre sur le comportement dynamique du système.

Des études en houle irrégulière (4.3.2) ont également été menées afin d'accéder à l'ensemble du contenu fréquentiel du spectre. Ce type d'étude permet également de prendre en compte d'éventuels phénomènes non linéaires par le biais d'état de mer plus réalistes. Ces études ont été réalisées en houle seule, avec vent constant mais également avec un vent fluctuant afin de prendre en compte l'influence des sollicitations basses fréquences du vent sur le comportement dynamique du système. Ces fluctuations sont caractéristiques d'un spectre de vent marin (4.3.5). L'influence de la direction principale de la houle par rapport au vent a également été étudiée (4.3.3). En effet, la configuration où la houle et le vent exercent des sollicitations dans la même direction est un cas particulier qui n'est qu'un cas d'état de mer réel parmi d'autres.

L'ensemble des cas d'étude développés lors de cette expérience est résumé dans le tableau 4.1. Les conditions d'essai associées sont détaillées ci-après.

Tableau 4.1 – Résumé des différents tests effectués

Type de test	Objectif
Vent constant	Calibration de la poussée et de la vitesse de rotation
Impulsion (Hammer test)	1er mode de flexion du mât et des pales
Rampe de vent	Qualification des ancrages
Essais d'extinction sans vent	Période propre du système
Essais d'extinction avec vent constant	Influence de l'amortissement du vent
Houle régulière sans vent	RAOs
Houle régulière avec vent constant	Influence du vent sur les RAOs
Houle irrégulière sans vent	Accès à l'ensemble du contenu fréquentiel
Houle irrégulière avec vent constant	Influence du vent
Vent sinusoïdal	Fonction de transfert à basse fréquence du système
Houle irrégulière avec vent fluctuant	Influence des sollicitations basses fréquences du vent
Houle et vent croisés	Influence de la direction principale de la houle par rapport au vent

4.3 Conditions d'essais

Sauf mention contraire, l'ensemble des conditions d'essai est donné à l'échelle 1.

4.3.1 Houles régulières

Lors d'essais en houle régulière, le modèle est exposé à des paquets d'ondes (figure 4.6) de périodes et d'amplitudes constantes. Il s'agit ici de houles régulières bidimensionnelles et dans le sens du vent. Le traitement des données est le suivant. Pour chaque fréquence, on sélectionne un nombre entier de périodes en faisant attention à se placer dans la zone définie par l'arrivée du train d'onde incident et le retour du front d'onde réfléchi sur la plage et sollicitant la maquette (matérialisés par des pointillés sur la figure 4.6)¹. On obtient donc pour chaque couple (fréquence ; amplitude) de houle, l'amplitude et la phase des six degrés de mouvement à cette fréquence de houle. Ces essais, une fois réalisés sur une large gamme de fréquences permettent d'accéder à la RAO. Il s'agit en fait de déterminer la fonction de transfert du système à étudier. On obtient ainsi l'effet d'une fréquence de houle sur le comportement dynamique du système, ce qui permet de mettre en évidence la présence de phénomènes résonnants par exemple.

Les RAOs sont tracées à cambrure constante pour être cohérent en terme de non-linéarités liées à la houle. L'amplitude des mouvements est adimensionnée par l'amplitude de la houle incidente A .

$$RAO_i = \frac{A_i}{A}$$

Avec A_i , l'amplitude de réponse du i^e degré de liberté (roulis, tangage, lacet, cavalement, embardée et pilonnement) et A l'amplitude de la houle incidente. Une RAO représente donc la réponse du système pour une houle d'amplitude unitaire.

L'amplitude de l'accélération suivant x' est arbitrairement adimensionnée par $A\omega^2$, avec ω la pulsation de la houle incidente.

Pour l'estimation de la phase, il faut tenir compte du déphasage spatial entre la maquette et les sondes à houle :

$$\Delta\Phi = k(x_{maquette} - x_{SAH})$$

La plage de fréquence choisie pour ces essais a été déterminée à l'aide des premiers résultats numériques obtenus par [Philippe \(2012\)](#). Néanmoins, l'ensemble de la plage de mesure étudiée numériquement n'a pas pu être recréé en bassin car on est limité par les faibles hauteurs de houle pour les hautes fréquences (RAO à cambrure constante) ainsi que par la taille du bassin pour les vagues de grandes longueurs d'ondes.

Pour la détermination de la longueur d'onde λ , l'hypothèse eau profonde a été effectuée. Cette hypothèse est justifiée dans ce cas car une profondeur d'eau à l'échelle maquette de 5 m équivaut à 250 m au réel. la relation suivante est donc utilisée :

$$\lambda = \frac{gT^2}{2\pi} = 1.56T^2$$

1. Le régime transitoire, visible notamment en tangage, n'est pas pris en compte lors de cette sélection.

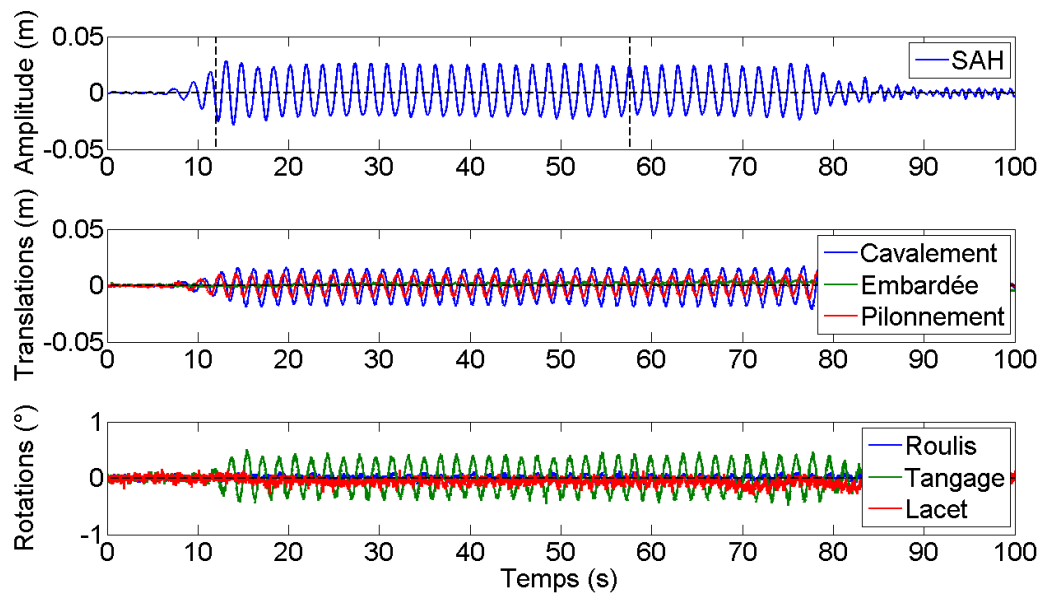


Figure 4.6 – Signal temporel (échelle bassin)

Les essais étant réalisés à cambrure constante, l'amplitude s'obtient par le biais de la cambrure $\epsilon = kA$.

L'ensemble des houles générées en bassin est résumé dans le tableau 4.2. N'ayant pu générer de houles avec une cambrure de 0.06 pour l'ensemble de la plage de fréquence résumée dans le tableau 4.2 (capteurs pour les lignes d'ancrages non étanches), nous avons choisi une cambrure de 0.015 pour les houles d'amplitudes plus importantes. La comparaison entre la consigne et les valeurs mesurées par la sonde à houle est visible sur la figure 4.7.

Tableau 4.2 – Résumé des houles régulières générées

Fréquence (Hz)	Amplitude (m)		
	$\epsilon = 0.015$	$\epsilon = 0.03$	$\epsilon = 0.06$
0,143	-	0,400	0.8
0,127	-	0,500	1
0,119	-	0,550	1.1
0,111	-	0,650	1.3
0,103	-	0,750	1.5
0,087	-	1,000	2
0,079	-	1,250	2.5
0,072	-	1,500	3
0,064	-	1,950	3.9
0,059	-	2,250	4.5
0,053	-	2,850	5.7
0,048	1.7	3,400	-
0,045	1.975	3,950	-
0,040	2.475	4,950	-
0,036	3.175	-	-

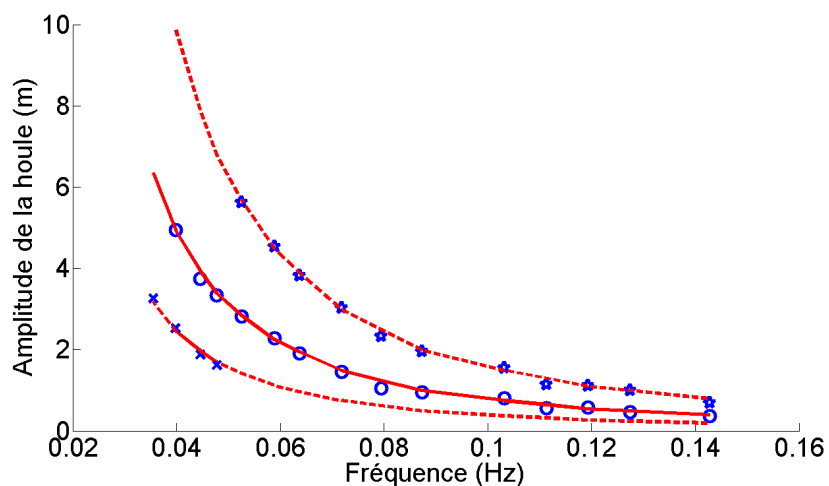


Figure 4.7 – Résumés des houles régulières générées (\circ : $\epsilon = 0.03$, \times : $\epsilon = 0.015$, \star : $\epsilon = 0.06$)

4.3.2 Houle irrégulière

L'étude en houle régulière donne des informations importantes en terme de réponse aux fréquences de houle du système. Néanmoins, il s'agit d'un environnement très simplifié. C'est pourquoi des études plus réalistes en houle irrégulière sont également effectuées. Les houles irrégulières générées ici sont bidimensionnelles et se dirigent dans le sens du vent.

Plusieurs spectres de houle sont communément utilisés, les plus connus étant le spectre de Pierson-Moskowitz et le spectre de Jonswap. Pour les essais en bassin, c'est le spectre de Pierson-Moskowitz qui a été utilisé (figure 4.8). Il provient d'observations effectuées dans l'Atlantique. Ce spectre est fonction de la hauteur significative H_s et de la période moyenne up-crossing T_z :

$$S(\omega) = \frac{1}{4\pi} H_s^2 \left(\frac{2\pi}{T_z}\right)^4 \omega^{-5} e^{-\frac{1}{\pi} \left(\frac{2\pi}{T_z}\right)^4 \omega^{-4}}$$

avec la période de pic T_p qui se définit comme :

$$T_p = 1.408 T_z$$

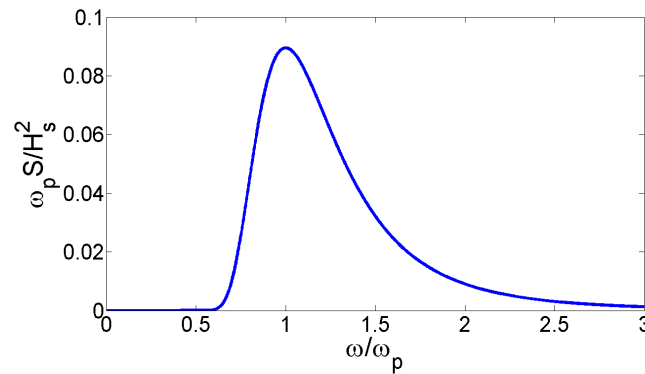


Figure 4.8 – Spectre de Pierson-Moskowitz

Les séries temporelles de houle s'obtiennent par une transformation de Fourier inverse avec une hypothèse de phases aléatoires (comme pour la génération d'un vent fluctuant). Connaissant la fonction de transfert du batteur, on accède ainsi au signal de consigne. Les houles générées ici étant bidimensionnelles, la même consigne est envoyée aux 48 batteurs.

Les différents types de houles irrégulières générées sont résumés dans le tableau 4.3. On définit pour chaque houle une cambrure représentative donnée par la formulation suivante :

$$\epsilon = k_p \frac{H_s}{2\sqrt{2}}$$

Les valeurs de hauteurs significatives, H_s , et de période de pic, T_p , ont été choisies de manière à recréer des houles réalistes (pour les 6 premiers cas). Pour une même période, plusieurs H_s ont été générées afin de quantifier l'importance de ce paramètre (effets non-linéaires). Les cas I7 et I8 (figure 4.9) représentent deux conditions de houle relativement peu

fréquentes dans la réalité. Ces valeurs plus importantes de T_p ont été utilisées afin d'étudier la partie basse fréquence des RAOs. Par opposition aux houles régulières (symboles), les houles irrégulières seront tracées en trait plein ou en pointillés.

Les houles irrégulières ont été générées sur une durée de 1h30 au réel.

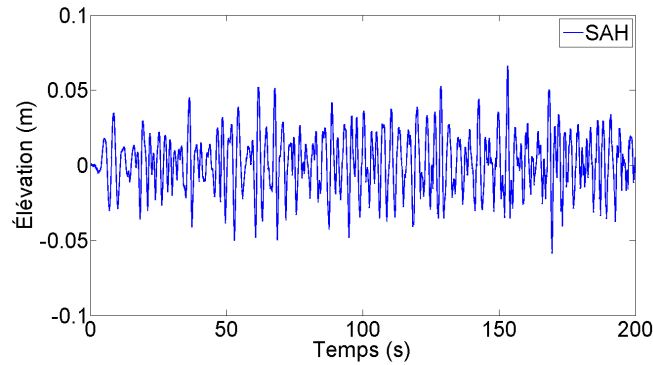


Figure 4.9 – Visualisation de l'élévation de la surface libre pour une partie de la houle irrégulière I8 (échelle bassin)

Tableau 4.3 – Résumé des houles irrégulières générées

Dénomination	H_s (m)	T_p (s)	ϵ
I1	2.0	8.0	0.045
I2	3.5	10.0	0.050
I3	5.0	10.0	0.071
I4	5.0	12.0	0.050
I5	6.5	12.0	0.064
I6	5.0	15.0	0.032
I7	5.0	20.0	0.018
I8	5.0	24.8	0.012

4.3.3 Houles irrégulières directionnelles

Les configurations d'essai effectuées précédemment correspondent au cas très particulier où la houle et le vent exercent des efforts sur la structure dans la même direction. En mer, il est fréquent d'observer ces deux paramètres se propageant dans deux directions différentes. En effet, la terminologie houle est utilisée pour parler de vagues qui ont été engendrées par un champ de vent éloigné de la zone d'observation et qui ont reçu suffisamment d'énergie pour se déplacer librement. Houle et vent peuvent donc provenir de directions tout à fait différentes.

Pour ce type d'étude, c'est la direction de la houle qui change. Le flotteur reste donc fixe et le rotor fait toujours face au vent. La référence pour les différents mouvements est donc inchangée. Les 48 batteurs du bassin de houle de l'école Centrale de Nantes permettent la génération de houles avec un angle pouvant aller jusqu'à 45° par rapport à la direction principale du bassin. Pour cela, la méthode de Dalrymple est utilisée. Cette méthode permet

de générer des houles obliques au niveau de la maquette en tenant compte des réflexions sur les bords du bassin.

Les directions de houle étudiées en bassin sont résumées dans le tableau 4.4. Ces configurations sont générées pour les houles I4 et I8.

Tableau 4.4 – Directions de houle générées en bassin pour les houles irrégulières I4 et I8

θ_0	0°	10°	20°	30°	45°
------------	-----------	------------	------------	------------	------------

Un étalement directionnel de faible amplitude (10°) est également introduit. Cet étalement directionnel se manifeste sous la forme d'une densité de probabilité de la forme.

$$D(\theta) = (\cos(\theta - \theta_0))^{n_1}$$

Le paramètre n_1 s'obtient de façon à avoir une largeur à mi-hauteur pour la densité de probabilité de 10° comme on peut le voir sur la figure 4.10. On a donc ici $n_1 = 150$.

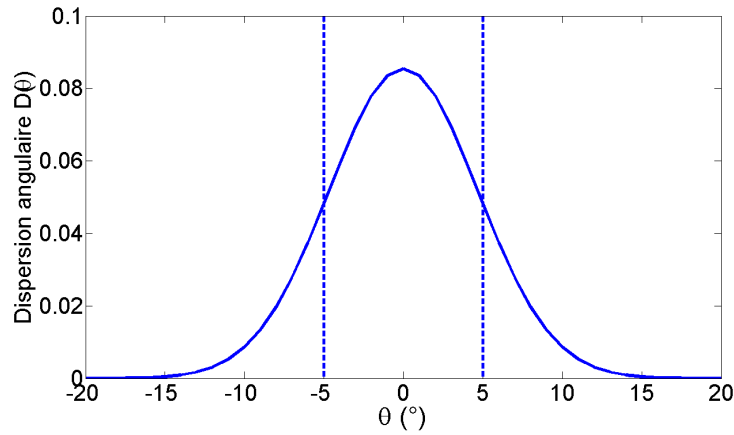


Figure 4.10 – Visualisation de l'étalement directionnel généré en bassin

4.3.4 Vent constant

Plusieurs vitesses de vent sont simulées en bassin afin de quantifier l'influence de la partie aérodynamique sur le mouvement d'ensemble du système. Ces vitesses de vent représentent différents points de fonctionnement de l'éolienne NREL 5MW (cf figures 1.2a et 1.2b). Nous n'avons pas étudié ici de conditions extrêmes. L'ensemble de ces points de fonctionnement est résumé dans le tableau 4.5 où les valeurs sont données au réel et à l'échelle maquette. Pour l'ensemble de ces vitesses de vent simulées en bassin, le moteur exerçait un couple résistant.

Tableau 4.5 – Points de fonctionnement de l'éolienne NREL 5MW simulés en bassin

Dénomination	U_p (m.s ⁻¹)	U_m (m.s ⁻¹)	$RotThrust_p$ (kN)	$RotThrust_m$ (N)	$RotSpeed_p$ (rpm)	$RotSpeed_m$ (rpm)
V1	5	2.7	268.9	2.15	7.5	53.1
V2	8	3.6	478	3.82	9.5	64.7
V3	11.2	4.6	830	6.44	12.1	85.5
V4	15	3.8	520.5	4.16	12.1	85.5

Il est à noter que le cas V4 a été obtenu en diminuant la vitesse du vent par rapport au cas V3 afin de se ramener à la poussée cible, ce qui n'est pas forcément représentatif de la réalité. Pour bien faire, il aurait fallu changer l'angle de calage de façon à garder les valeurs cibles tout en augmentant la vitesse du vent. C'est ce qui est effectué pour le prototype afin de travailler à puissance constante (5 MW). Toutefois, ce cas de figure un peu particulier ne sera utilisé par la suite que pour les essais d'extinctions avec vent en plus du cas V3.

Les conventions utilisées pour les différentes vitesses de vent dans le cas de houles régulières sont définies dans le tableau 4.6.

Tableau 4.6 – Définition des conventions utilisées pour les différentes vitesses de vent dans le cas de houles régulières

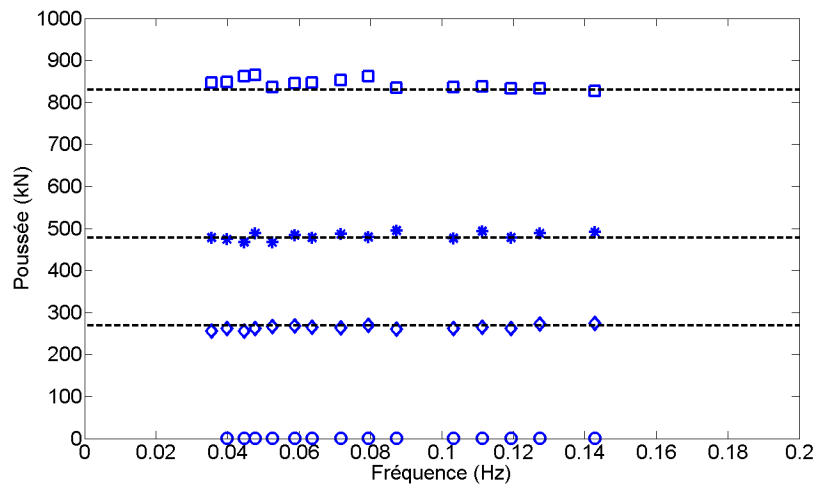
	Expérience 1		Expérience 2	
	0.03	0.015	0.06	0.03
Sans vent	○	×	*	△
V1	◇			
V2	*			
V3	□			▽

Sur la figure 4.11, nous avons tracé la poussée et la vitesse de rotation mesurées en bassin pour une houle régulière ($\epsilon = 0.03$) et les vents V1, V2 et V3. Les lignes pointillées représentent les valeurs cibles pour ces différentes vitesses de vent. On constate une bonne correspondance entre les valeurs mesurées et les valeurs cibles pour l'ensemble de la plage de fréquence vue en 4.2.

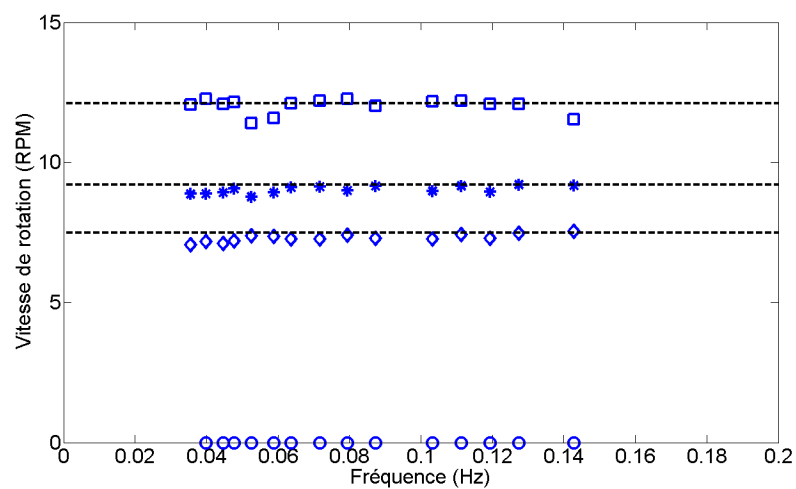
4.3.5 Spectre de vent

4.3.5.1 Méthodologie pour la génération de spectres de vent en bassin

Pour la génération de spectre de vent, nous avons dans un premier temps généré des fluctuations de vitesse caractéristiques d'un spectre de vent marin autour de la valeur de la



(a) Poussée sur le rotor



(b) Vitesse de rotation du rotor

Figure 4.11 – Valeurs cibles (\circ : sans vent, \diamond : V1, $*$: V2, \square : V3)

vitesse de vent en bassin qui génère la bonne poussée en statique. Néanmoins, après analyse, nous nous sommes rendu compte que cette méthode n'était pas correcte car les fluctuations de vitesse du vent incident ne généraient pas de fluctuations de vitesse de rotation et de poussée correctes. Pour les vitesses de rotation, le problème venait du contrôle en vitesse de rotation du moteur. En effet, nous avons utilisé dans un premier temps une résistance réglable qui était ajustée pour freiner l'éolienne à la vitesse de rotation cible. Si cette méthode est tout à fait correcte en présence de houle et d'un vent statique, elle n'est plus adaptée à la génération d'un vent fluctuant. Pour de petites fluctuations de vitesse de vent, les évolutions de vitesse de rotation restent admissibles. Néanmoins, lors de fluctuations plus marquées, les vitesses de rotation mesurées étaient bien supérieures à ce que l'on pouvait retrouver dans la réalité. On obtenait par conséquent des valeurs non admissibles pour la poussée sur le rotor (la poussée étant liée à la vitesse de vent et à la vitesse de rotation).

Nous avons donc opté pour un contrôleur qui fixe la vitesse de rotation à une vitesse cible. Il a été vérifié que les résultats obtenus avec la résistance réglable étaient inchangés avec le contrôleur dans le cas de houle avec un vent constant.

Les erreurs sur les premiers spectres de vent viennent également du fait que les fluctuations de vitesse de consigne ne donnent pas forcément des fluctuations de poussée correctes. Nous avons donc choisi d'appliquer le bon spectre de poussée par le biais de la méthodologie résumée en 4.12 et développée ci-après.

Du spectre de Ochi et Shin, on obtient un signal temporel de vitesse à l'échelle 1 (1). Ce signal de vitesse est transformé en signal de poussée échelle 1 (3) via la courbe de poussée de l'éolienne NREL 5MW donnée en Jonkman *et al.* (2009) (2). Le signal de poussée est ensuite converti à l'échelle maquette par le biais du facteur d'échelle $1/50^3$ (4). Afin d'obtenir la vitesse échelle maquette à générer en bassin pour obtenir ces fluctuations de poussée (6), nous avons réutilisé la courbe de calibration réalisée en soufflerie (5) qui relie la poussée à la vitesse du vent à l'échelle maquette². La dernière étape consiste à relier cette vitesse à la fréquence d'alimentation des variateurs de par la relation obtenue en 2.4.3.

Pour de futures expériences, il est envisageable de déterminer à partir du spectre de vitesse de vent au réel un spectre de poussée et un spectre de vitesse de rotation via les courbes de fonctionnement de l'éolienne NREL 5MW (Jonkman *et al.*, 2009) (évolution de la vitesse de rotation et de la poussée en fonction de la vitesse de vent). Néanmoins, les effets du couple exercé par le rotor sur les mouvements du flotteur sont bien moins importants que ceux de la force de poussée (Philippe, 2012). Cette étape n'est donc pas forcément nécessaire.

4.3.5.2 Caractéristiques du spectre de vent utilisé pour les essais en bassin

Comme pour les houles irrégulières, le spectre de vent utilisé est généré sur une durée de 1h30 au réel.

Les caractéristiques nécessaires à l'obtention du signal temporel sont résumées à l'échelle 1 dans le tableau 4.7. On constate que la vitesse moyenne n'est pas de 11.2 m.s^{-1} car cette vitesse correspond à un point critique sur les courbes de fonctionnement de l'éolienne (cf. figure 1.2a, chapitre 1. En effet, au-dessus de cette valeur, le système de contrôle de l'angle de calage des pales (blade pitch control) permet de conserver une puissance constante. N'ayant pas ce système de pitch control pour ces premiers essais en bassin, nous avons donc préféré

2. Cette calibration peut également se faire en bassin

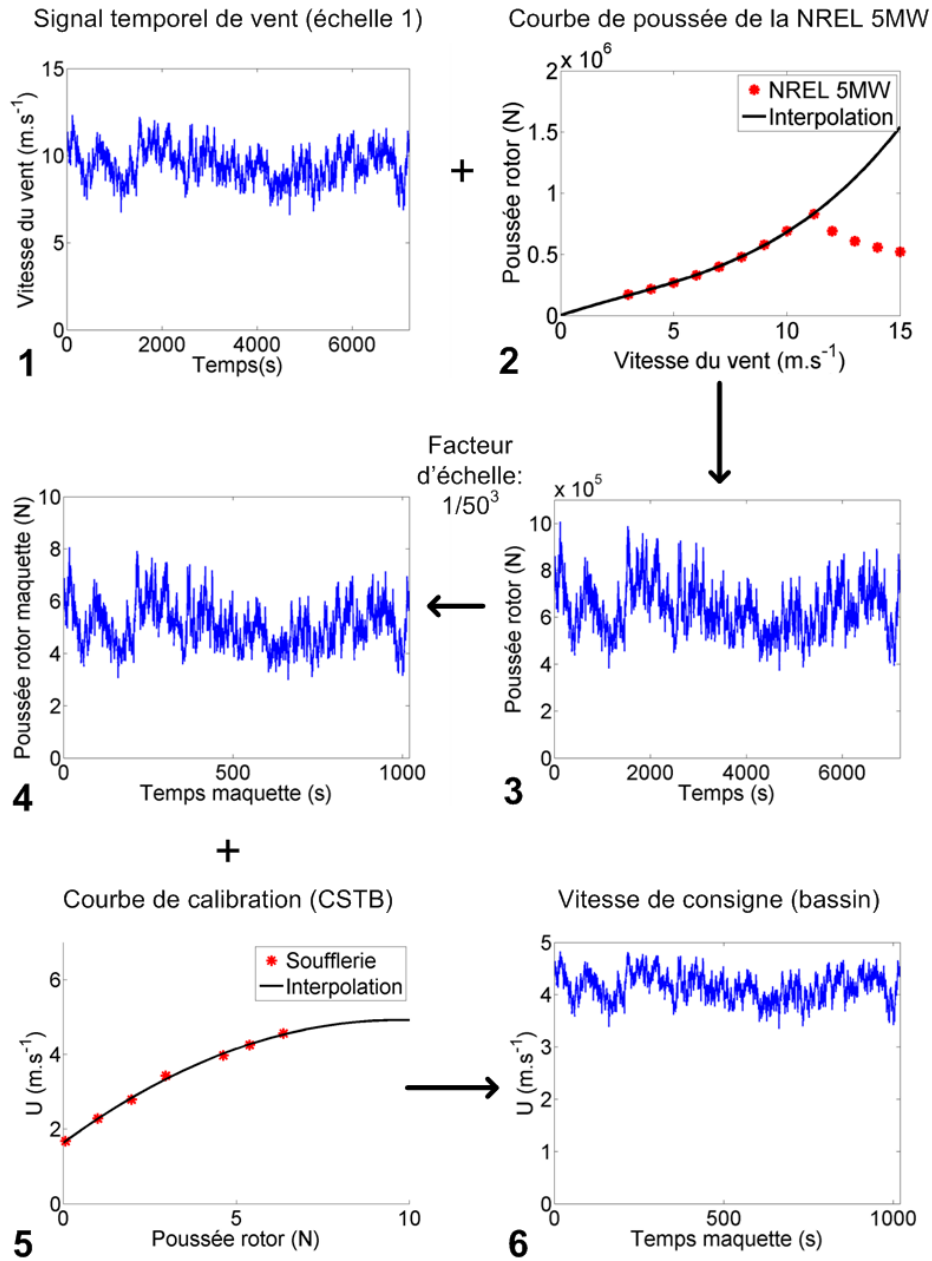


Figure 4.12 – Méthodologie utilisée pour la génération d'un spectre de vent offshore

nous placer en dessous de cette valeur avec une vitesse moyenne de 9.5 m.s^{-1} . Pour la détermination de l'intensité turbulente, la valeur de 10% a été choisie. Cette valeur correspond à des valeurs relativement classiques pour des conditions normales de fonctionnement (Neckelmann & Petersen, 2000).

On peut noter que la vitesse moyenne de 9.5 m.s^{-1} correspond en théorie à une vitesse de rotation de 11 rpm au réel. Toutefois, par souci de gain de temps, la courbe de calibration réalisée en soufflerie a été réutilisée, même si elle a été effectuée pour une vitesse de rotation légèrement supérieure (12 rpm échelle 1). Les essais en bassin ont donc été effectués avec cette vitesse (soit 85 rpm échelle maquette). En effet, si la légère différence de vitesse de rotation est a priori sans grand effet sur la dynamique du système, il est en revanche essentiel que la vitesse de rotation en bassin soit la même que celle utilisée pour effectuer la courbe de calibration afin de générer le bon signal de poussée.

Tableau 4.7 – Caractéristiques (à l'échelle 1) du vent fluctuant généré en bassin

Tt (durée totale)	5400 s
V_m (vitesse moyenne à l'altitude z)	9.5 m.s^{-1}
I_{uu} (intensité turbulente à l'altitude z)	10%

Sur la figure 4.13, nous avons tracé le signal mesuré et le signal théorique de la poussée sur le rotor obtenus avec cette méthodologie. On constate que la poussée mesurée suit bien l'enveloppe basse fréquence du signal théorique. Les fluctuations plus hautes fréquences sont liées au mouvement du flotteur dans la houle ainsi qu'à la rotation du rotor, comme nous le verrons au chapitre 5.

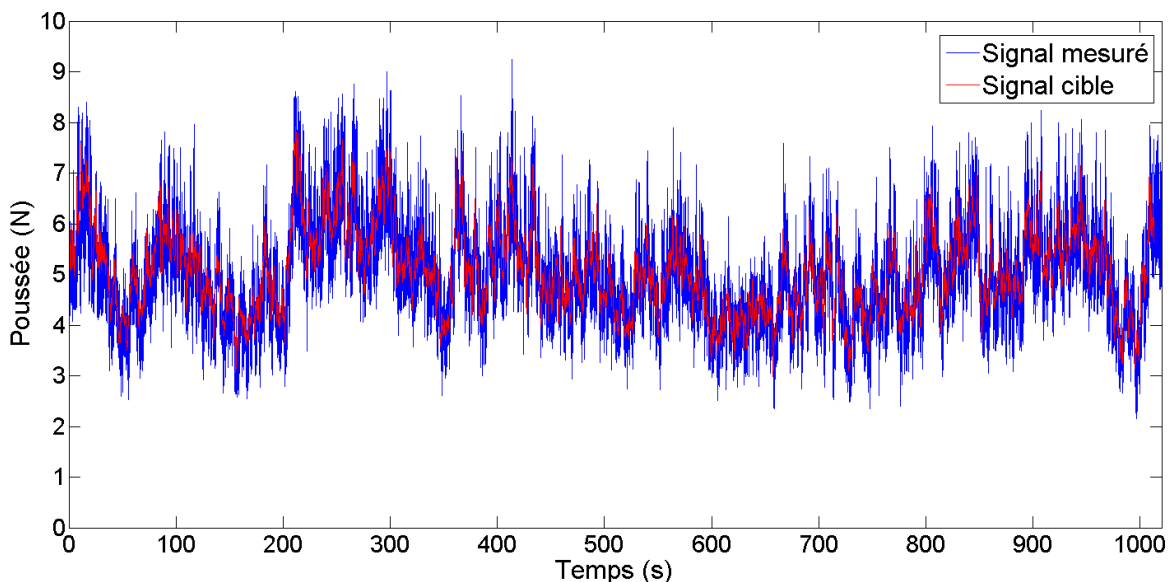


Figure 4.13 – Comparaison entre le signal de poussée mesuré et le signal cible (échelle bassin)

Le spectre de vent ainsi obtenu est tracé à l'échelle du bassin sur la figure 4.14. Cette figure met en évidence une bonne répétitivité pour la génération d'un spectre de vent par

contrôle de la vitesse de rotation des ventilateurs.

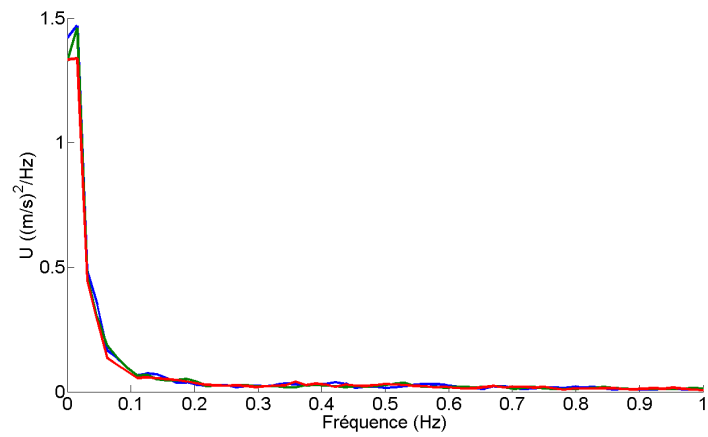


Figure 4.14 – Répétitivité pour la génération d'un vent fluctuant (échelle maquette)

4.4 Qualification hydrodynamique de la maquette

4.4.1 Ancrages

4.4.1.1 Modélisation des lignes d'ancrage

Dans le cas du Dutch Tri-floater, les ancrages sont de type caténaire. En bassin, nous avons choisi d'utiliser des ancrages aériens (élastiques tendus) pour la modélisation des lignes d'ancrage afin de simplifier l'étude. On s'affranchit ainsi des problèmes de similitude de masse et de profondeur (une profondeur de 5 m en bassin correspondrait à une profondeur de 250 m au réel, ce qui n'est pas forcément admissible pour de l'éolien flottant). Les ancrages caténaux sont également le siège d'effets non linéaires et de couplages importants que l'on ne souhaitait pas étudier pour ces premiers essais. De plus, un des objectifs de ce test est également de valider le code numérique développé par [Philippe \(2012\)](#). Ce code utilise une matrice de raideurs équivalentes. Les coefficients de cette matrice ainsi que son point d'application sont donc facilement modifiables. L'utilisation d'élastiques dont la raideur quasi-linéaire s'obtient simplement a permis de comparer rapidement le code numérique aux données issues de l'expérience.

La maquette de l'éolienne flottante est placée au centre du bassin. Seules deux lignes d'ancrages, de même longueur et de même raideur, sont utilisées. Elles relient la maquette au générateur de vent et assurent un maintien en position du flotteur contre la dérive lente liée à la houle et aux efforts aérodynamiques. Ce système d'ancrage ne permet en revanche pas de modéliser de raideur en pilonnement. L'équivalent de 1.5 kg d'efforts verticaux d'ancrages à l'échelle de la maquette n'est donc pas représenté ici. On observe donc un décalage de 22 mm entre la flottaison théorique et la flottaison réelle soit 1.1 m au réel. Le centre du rotor de la maquette est donc à 1.822 m de la surface libre au lieu des 1.8 m prévus par le cahier des charges.

En tenant compte de ce décalage de 22 mm, on mesure un décalage de 13 cm entre le point le plus bas du cercle décrit par le rotor (cercle bleu sur la figure [3.3a](#)) et le bas de la buse de soufflage. Le centre du rotor est donc situé à 139 cm du bas de la buse de soufflage qui en mesure 280. Le rotor est donc centré par rapport à la buse de soufflage.

La figure [4.15](#) présente une vue de dessus du système d'ancrage utilisé lors de ces essais. Les lignes d'ancrage côté maquette sont fixées sur les bras de liaison de la plateforme à 3.5 cm de la surface libre. La distance entre les deux lignes d'ancrage est donc de 87 cm. Pour les deux essais, nous avons essayé de garder ces mêmes distances. Deux capteurs d'effort ont été utilisés comme on peut le voir sur la figure [4.16a](#).

4.4.1.2 Qualification des ancrages

Les efforts mesurés couplés au cavement de la maquette, obtenu par trajectographie, nous ont ainsi permis de quantifier la raideur des ancrages.

Pour cela, une rampe montante et descendante a été générée à l'aide des ventilateurs. Cette rampe a été obtenue en augmentant et diminuant la vitesse de manière constante et lente afin de ne pas exciter les autres degrés de liberté (lacet, roulis, ...). L'évolution des 6 degrés de liberté ainsi que des efforts d'ancrage pour les capteurs bâbord et tribord est visible sur la figure [4.16](#). La bonne superposition des courbes obtenues pour les deux capteurs d'effort

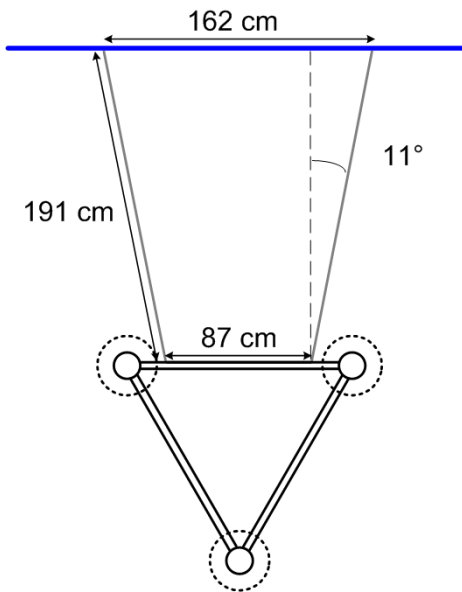


Figure 4.15 – Vue de dessus du système d’ancrages (échelle maquette)

ainsi que les faibles déplacements en embardée, roulis et lacet mettent en évidence une bonne symétrie des ancrages bâbord et tribord.

Connaissant la distance entre la position des capteurs, la longueur des ancrages et la distance séparant ces ancrages, on peut alors déterminer la valeur de l’effort d’ancrage total dans la direction x . Cet effort d’ancrage dans la direction x , tout comme le tangage, la poussée sur le rotor et le cavalemt, est proportionnel au carré de la vitesse. La valeur de l’effort d’ancrage dans la direction x est donc logiquement proportionnelle au cavalemt (figure 4.17a). On peut ainsi déduire une raideur équivalente dont l’évolution en fonction du cavalemt est donnée sur la figure 4.17b. La raideur a été tracée dans la zone effectivement balayée par l’éolienne lors de ses déplacements. La valeur moyenne des ancrages est obtenue sur la valeur montante et est représentée en trait plein. Les lignes pointillées représentent une erreur de 10% par rapport à cette valeur moyenne. Des légères non-linéarités dans les ancrages et surtout le couplage avec le mouvement de tangage peuvent permettre d’expliquer ces différences. On constate également la présence d’un phénomène d’hystérésis entre la rampe montante et descendante. Néanmoins, cette méthode permet d’obtenir rapidement et avec une précision relativement bonne la raideur des lignes d’ancrage. Pour la comparaison avec le code numérique développé par le LHEEA, la valeur moyenne de 26 N/m sera utilisée (soit 65 kN/m à l’échelle 1). Il s’agit ici des résultats obtenus lors de la première campagne d’essais. La comparaison entre les valeurs obtenues lors des deux expériences est tracée en annexe B.1.1 et met en évidence une bonne répétabilité pour la qualification des ancrages.

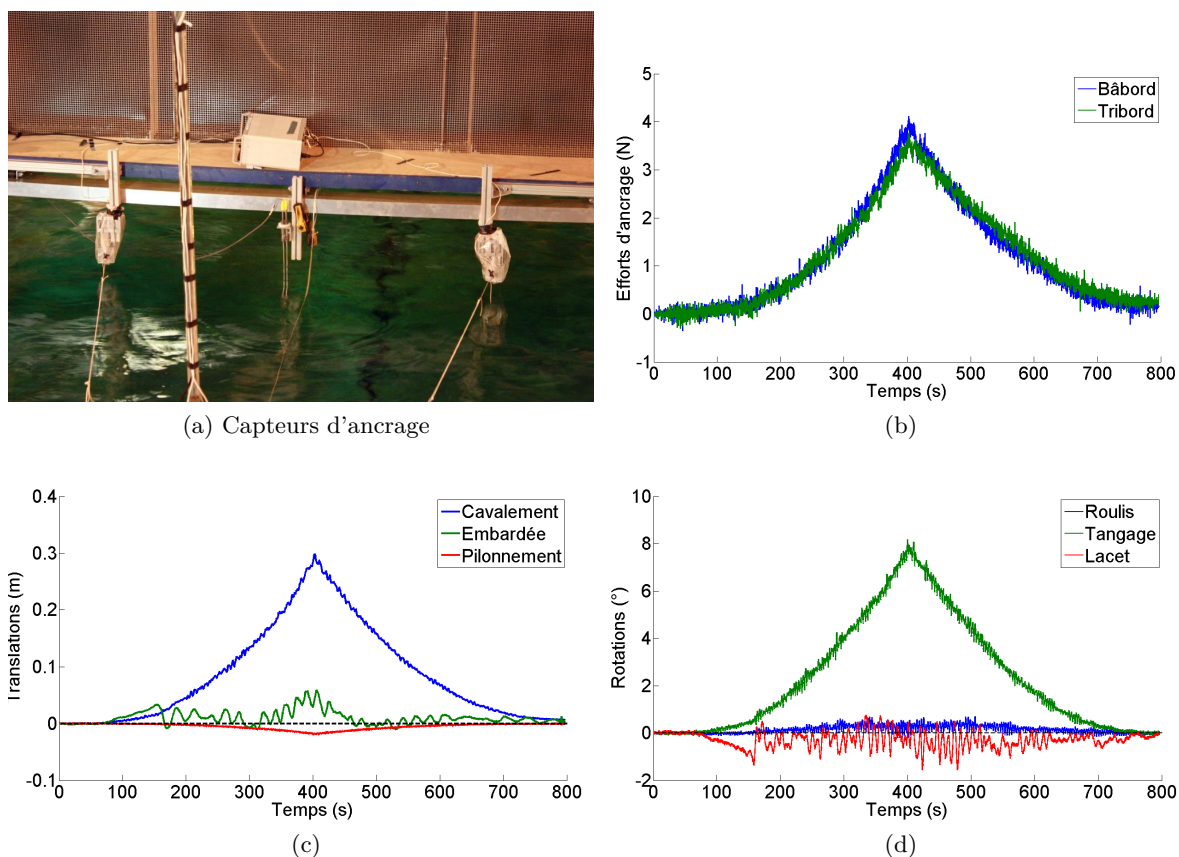


Figure 4.16 – Évolution de l'effort d'ancrage et des mouvements du flotteur en fonction du temps (échelle maquette)

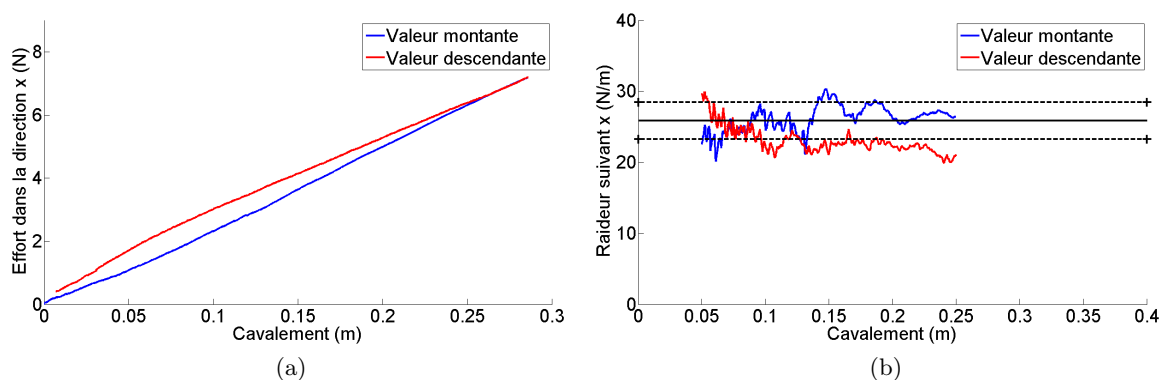


Figure 4.17 – Évolution de l'effort et de la raideur des ancrages avec le cavalement (échelle maquette)

4.4.1.3 Réponse des ancrages

Symétrie

La figure 4.18 témoigne d'un comportement symétrique entre les ancrages bâbord et tribord pour une houle irrégulière I4, en l'absence de vent.

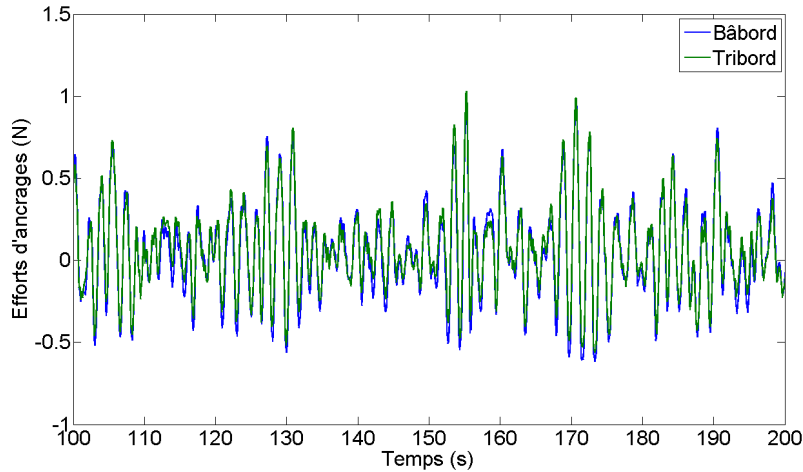


Figure 4.18 – Réponse symétrique des ancrages pour une houle irrégulière I4 (échelle maquette)

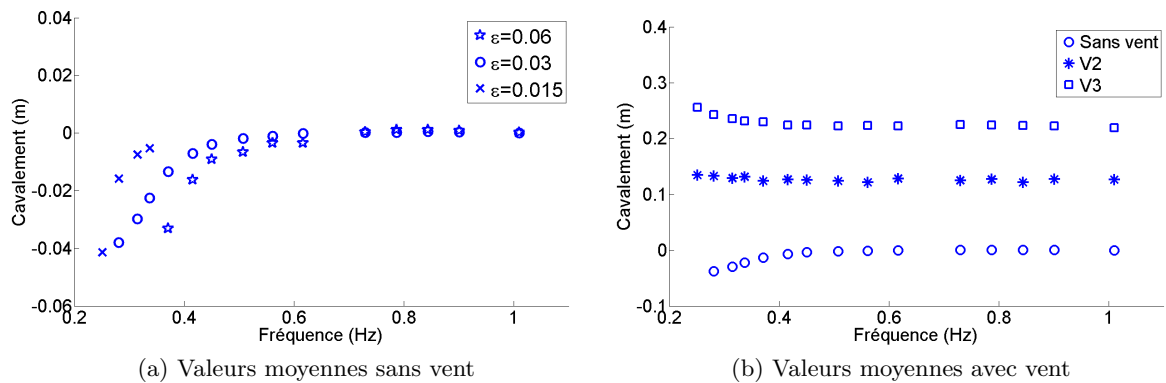


Figure 4.19 – Influence de la cambrure (\circ : $\epsilon = 0.03$, \times : $\epsilon = 0.015$, \star : $\epsilon = 0.06$) et de la vitesse du vent (\circ : sans vent, \star : V2, \square : V3) sur les valeurs moyennes pour le cavalemt (échelle maquette)

Commentaire sur l'absence de ligne arrière

L'analyse des valeurs moyennes des houles régulières obtenues sans vent et pour les différentes cambrures développées en 4.3.1 met en évidence une valeur de dérive négative (l'éolienne a tendance à se rapprocher du caisson) lorsque la fréquence de houle diminue (figure 4.19a). Cette dérive augmente en valeur absolue avec la période de houle et avec la

cambrure. Ce mouvement s'explique par l'absence de ligne arrière. En effet, dans cette configuration, nous avons uniquement deux ancrages élastiques à l'avant qui contraignent le mouvement et aucun ancrage à l'arrière. La seule force de rappel à l'arrière est due aux câbles de mesure (sous-marins). Pour de futures expériences, il serait donc préférable de placer un ancrage arrière de façon à avoir la même raideur pour $+x$ et $-x$ comme c'est le cas numériquement. Toutefois, cette dérive ne perturbe que la valeur moyenne en cavement à basses fréquences sans vent. En effet, le vent joue en quelque sorte le rôle d'un ancrage arrière car il tend à reculer la maquette dans ses lignes (figure 4.19b).

La comparaison des résultats avec le code numérique au chapitre 6 montre un bon accord sans vent pour le cavement. Ce mouvement de dérive négatif semble donc a priori sans grands effets sur l'amplitude des oscillations pour ce mouvement.

4.4.2 Essais d'extinction

4.4.2.1 Introduction

Un essai d'extinction consiste à isoler un degré de liberté, écarter légèrement le système de sa position d'équilibre suivant le degré de liberté choisi et le lâcher pour observer son retour à l'équilibre. En pratique, les essais d'extinction sont délicats à réaliser car un mouvement pur dans un degré de liberté est difficile à obtenir. En effet, certains mouvements comme le cavalement et le tangage sont couplés et donc difficiles à séparer. Pour les essais d'extinction présentés ci-après, nous nous sommes assurés que les autres degrés de liberté ne soient que très faiblement excités. Lorsque ce n'était pas le cas, nous avons vérifié que le mouvement parasite n'oscillait pas à une période propre proche de celle du mouvement à étudier pour ne pas fausser les essais d'extinctions. Nous avons également pris soin d'effectuer le lâcher à vitesse nulle.

Ces essais sont importants car ils permettent d'accéder aux fréquences propres et aux amortissements du système suivant ses différents degrés de liberté. C'est aussi l'occasion d'ajuster certains paramètres numériques comme les raideurs d'ancrage ou encore des coefficients de traînée et d'amortissement lors des simulations numériques comparatives.

Les extinctions ont été effectués pour les mouvements de cavalement, pilonnement, roulis et tangage. Nous n'avons pas fait d'essais d'extinction en embardée car le système ne possédait que très peu de raideur d'ancrage dans cette direction. Les extinctions en lacet n'ont pas donné de résultats satisfaisants et ne seront donc pas présentées ici. L'ensemble des essais ont été réalisés sur eau calme. Dans un premier temps, le vent n'est pas simulé. Ensuite, afin de quantifier l'influence de l'amortissement aérodynamique lié au vent, des essais ont également été réalisés en présence des vents V3 et V4 (rotor tournant à sa vitesse de rotation nominale de 12 rpm).

4.4.2.2 Modélisation

Classiquement, le principe fondamental de la dynamique pour les mouvements de translation et de rotation donne la formule suivante :

$$(M + M_a)\ddot{X} + B(\dot{X}) + (K_a + K_h)X = 0$$

Avec X , le vecteur des déplacements :

$$X = \begin{bmatrix} x \text{ (cavalement)} \\ y \text{ (embardée)} \\ z \text{ (pilonnement)} \\ \phi \text{ (roulis)} \\ \mu \text{ (tangage)} \\ \psi \text{ (lacet)} \end{bmatrix}$$

M , la matrice des masses et inerties du système

M_a , la matrice des masses et des inerties ajoutées du flotteur

K_h , la matrice des raideurs hydrostatiques

K_a , la matrice des raideurs d'ancrages

Le terme $B(\dot{X})$ caractérise l'amortissement non-linéaire du système. En effet, pour ce type de flotteur, on suppose que l'amortissement est la somme d'un amortissement linéaire et d'un amortissement quadratique (ITTC, 2011). On peut donc l'écrire sous la forme :

$$B(\dot{X}) = B^l \dot{X} + B^q \dot{X} |\dot{X}|$$

L'amortissement linéaire est imputable aux efforts de radiation (transfert d'énergie du flotteur aux vagues qui tend à diminuer l'amplitude des mouvements) et au frottement visqueux alors que l'amortissement quadratique est lié aux détachements tourbillonnaires.

4.4.2.3 Mesures et observations

4.4.2.3.1 Sans vent

Les différences observées sur les mouvements normalisés par l'amplitude initiale (figure 4.20) montrent que des effets non-linéaires (détachements tourbillonnaires, notamment au niveau des jupes) prennent place. En effet, c'est lorsque l'amplitude des mouvements est la plus forte que les termes quadratiques sont maximum.

La bonne répétitivité en roulis et tangage témoigne de la qualité des essais d'extinction réalisés.

4.4.2.3.2 Avec vent

Du fait de l'effort excitateur du vent et de la turbulence de l'écoulement, les signaux sont plus irréguliers et on n'observe pas de retour à l'équilibre (mouvements visibles sur la figure 4.21). D'un point de vue pratique, ces essais avec vent sont également plus délicats à mettre en oeuvre du fait de la rotation de la turbine.

4.4.2.4 Périodes propres

Les périodes propres des différents degrés de liberté sont obtenues par analyse de Fourier des essais d'extinction et tracées sur les figures 4.22a et 4.22b. Nous avons également tracé en pointillé les valeurs théoriques des périodes propres obtenues avec les raideurs hydrostatiques et les masses ajoutées estimées avec le code Aquaplus (Delhommeau, 1993) et la raideur d'ancrage en cavalement précédemment calculée :

$$\omega = \sqrt{\frac{K_h + K_a}{M + M_a}}$$

On constate également sur cette figure que l'ajout du vent est sans grande influence sur la période propre des mouvements.

Pour le cavalement, l'analyse de la période des oscillations est rendue difficile par l'absence de ligne d'ancrage arrière. Seul le poids des câbles d'instrumentation constitue un rappel dans la direction opposée. Le mouvement n'est donc pas strictement périodique. On n'obtient pas

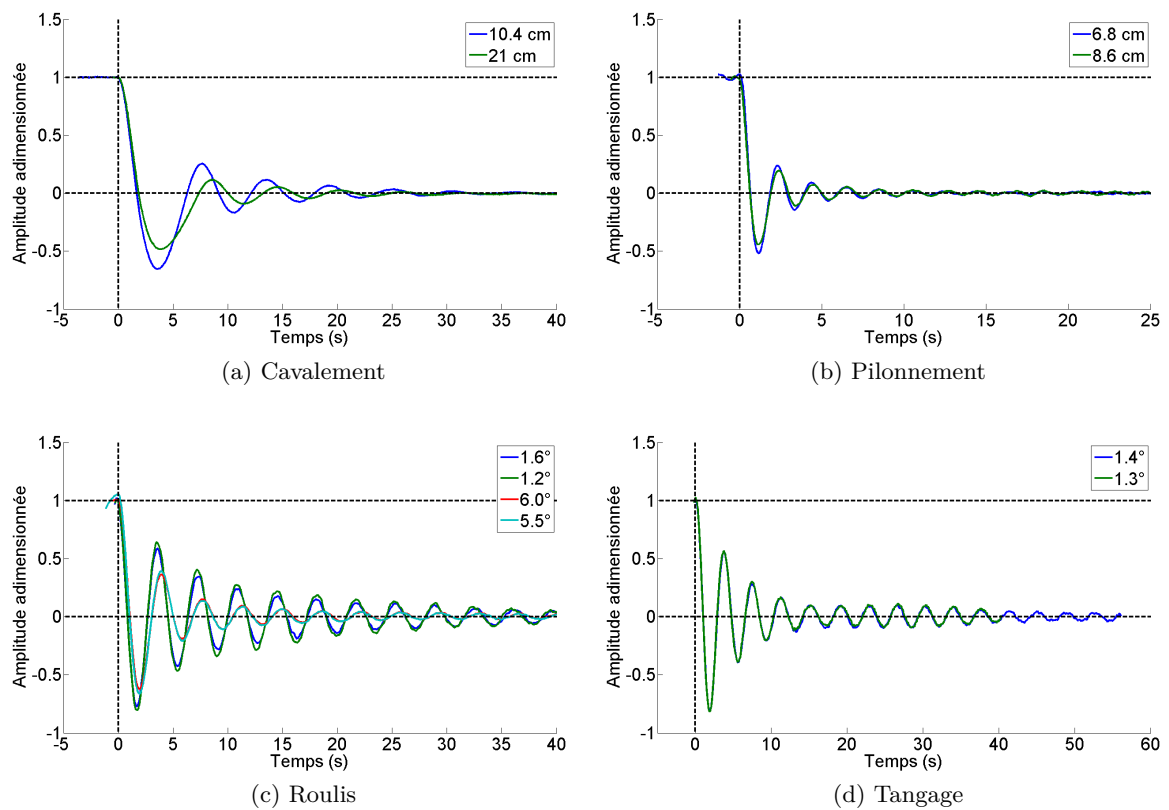


Figure 4.20 – Évolution de l'amplitude du mouvement sans vent en fonction du temps (échelle maquette)

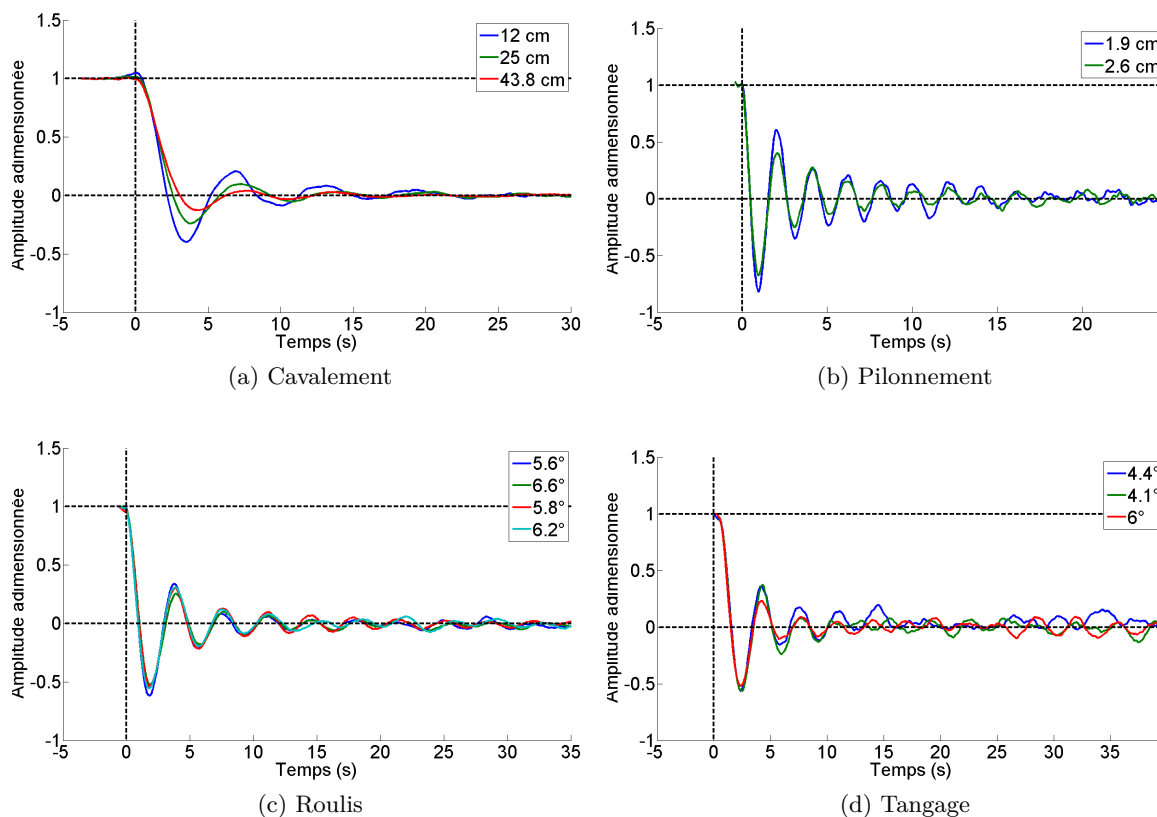


Figure 4.21 – Évolution de l'amplitude du mouvement avec vent en fonction du temps (échelle maquette)

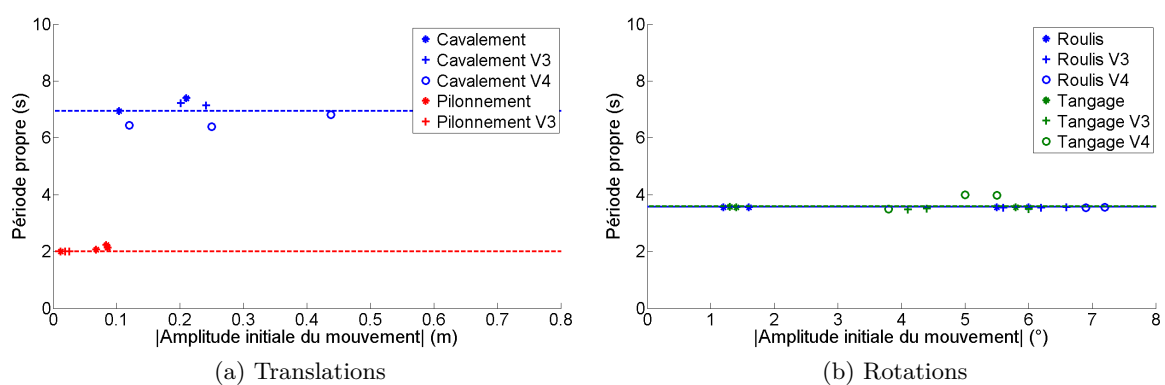


Figure 4.22 – Évolution de la période propre en fonction de l'amplitude initiale du mouvement (échelle maquette)

un pic net sur la transformée de Fourier en cavement, ce qui explique la dispersion des points autour de la valeur théorique.

Les périodes propres des différents mouvements sont résumées dans le tableau 4.8.

D'après Molin (2002), "les périodes où la houle présente une énergie significative couvre une plage allant - grossièrement - de 3 à 20 s. A ces périodes (plus particulièrement dans la gamme 8-16 s), la houle exerce des sollicitations importantes sur les structures flottantes (ou déformables) et elles y répondent par un mouvement de même période et dont l'amplitude se relie de façon à peu près linéaire à celle de la houle. Des réponses catastrophiques peuvent être atteintes en cas de résonance." Il est donc d'usage de reporter les périodes propres des mouvements d'un système flottant en dehors de ces périodes de houle. C'est ce qui a été effectué pour le Dutch Tri-floater avec une période propre en roulis/tangage de 25 s échelle 1. Pour le cavement, le choix d'ancrages souples permet d'avoir une période propre pour ce mouvement basse fréquence (T=49 s).

A la lecture de ce tableau, on peut également remarquer que la période propre en pilonnement tombe dans les périodes de houle. La réponse pour ce mouvement peut donc être de forte amplitude si le taux d'amortissement associé est faible. La présence des jupes devrait néanmoins permettre de réduire considérablement l'amplitude des mouvements pour ce degré de liberté.

A titre de comparaison, les valeurs des périodes propres données pour le Dutch Tri-floater seul sont de 16.5 s pour le pilonnement et 25.9 s pour le roulis/tangage (Bulder *et al.*, 2002). La présence de l'éolienne et des câbles d'instrumentation modifie légèrement ces valeurs.

Comme expliqué précédemment, les extinctions en lacet n'ont pas donné de résultats satisfaisants et ne seront donc pas présentées dans ce tableau. La période propre pour ce degré de liberté est malgré tout estimée entre 7 s et 8.5 s soit entre 50 s et 60 s pour l'échelle 1.

Tableau 4.8 – Périodes et fréquences propres

Mouvements	Période maquette (s)	Période prototype (s)	Fréquence prototype (Hz)
Cavement	6.9	49	0.020
Pilonnement	2.0	14	0.071
Roulis	3.5	25	0.04
Tangage	3.5	25	0.04

4.4.2.5 Analyse de l'amortissement

Pour l'analyse de l'amortissement, nous avons choisi de suivre la procédure ITTC (International Towing Tank Conference) décrite dans ITTC (2011). Cette procédure est développée pour le roulis. Nous l'avons généralisée pour l'ensemble des rotations et des translations.

4.4.2.5.1 Une première approche, l'amortissement linéaire équivalent

En première approche, l'amortissement non linéaire $B(\dot{X})$ est souvent remplacé par un amortissement linéarisé équivalent de coefficient B_e :

$$B(\dot{X}) = B_e \dot{X}$$

On se ramène ainsi à l'étude classique d'un oscillateur amorti.

$$\frac{d^2 X}{dt^2} + 2\zeta\omega_0 \frac{dX}{dt} + \omega_0^2 X = 0$$

avec ω_0 la pulsation de l'oscillateur non amorti et ζ une constante appelée le paramètre d'amortissement. Pour un système pseudo-périodique, on a $0 < \zeta < 1$ et la solution à l'équation différentielle développée ci-dessus peut s'écrire :

$$x(t) = e^{-\zeta\omega_0 t} (A \cos(\omega_d t) + B \sin(\omega_d t))$$

Le système oscille donc à une pulsation réduite (ω_d) par rapport au cas non amorti avec $\omega_d = \omega_0 \sqrt{1 - \zeta^2}$. L'enveloppe est caractérisée par le paramètre d'amortissement ζ . Ce paramètre est obtenu en interpolant les pics des périodes d'amplitude significative à l'aide d'une exponentielle décroissante. Compte tenu de l'amortissement important et donc du faible nombre de périodes, nous n'avons pas sélectionné uniquement les maxima mais aussi les minima (passage à la valeur absolue) lors des cas sans vent afin d'augmenter le nombre de points.

L'allure des enveloppes caractérisées par ce paramètre ζ est tracée en rouge sur la figure 4.23 pour chaque degré de liberté pour les cas sans vent.

L'évolution du paramètre d'amortissement, en pourcentage de l'amortissement critique, est également tracée sur les figures 4.24a et 4.24b en fonction de l'amplitude initiale du mouvement, avec et sans vent. On retrouve une augmentation du paramètre d'amortissement ζ en fonction de l'amplitude initiale du mouvement (présence d'un amortissement quadratique). La comparaison des essais avec et sans vent met en évidence une augmentation du paramètre d'amortissement pour les mouvements les plus soumis aux efforts aérodynamiques, à savoir le tangage et le cavalement. Pour les autres mouvements, l'influence du vent est logiquement très faible.

Ce paramètre d'amortissement ζ peut-être relié aux coefficients d'amortissement linéaires et quadratiques.

Pour cela, la relation entre B_e et ζ donne :

$$B_e = 2\zeta\omega_0(M + M_a)$$

De plus, dans le cas d'un mouvement harmonique d'amplitude initiale X_0 et à la pulsation ω_0 , la procédure ITTC donne la relation suivante entre le coefficient B_e et les coefficients B_{eq}^l et B_{eq}^q :

$$B_e = B_{eq}^l + \frac{8}{3\pi} \omega_d X_0 B_{eq}^q$$

On accède ainsi par cette méthode à une valeur approchée de B_{eq}^l et B_{eq}^q par le biais de l'ordonnée à l'origine et de la pente de la droite représentant le coefficient d'amortissement

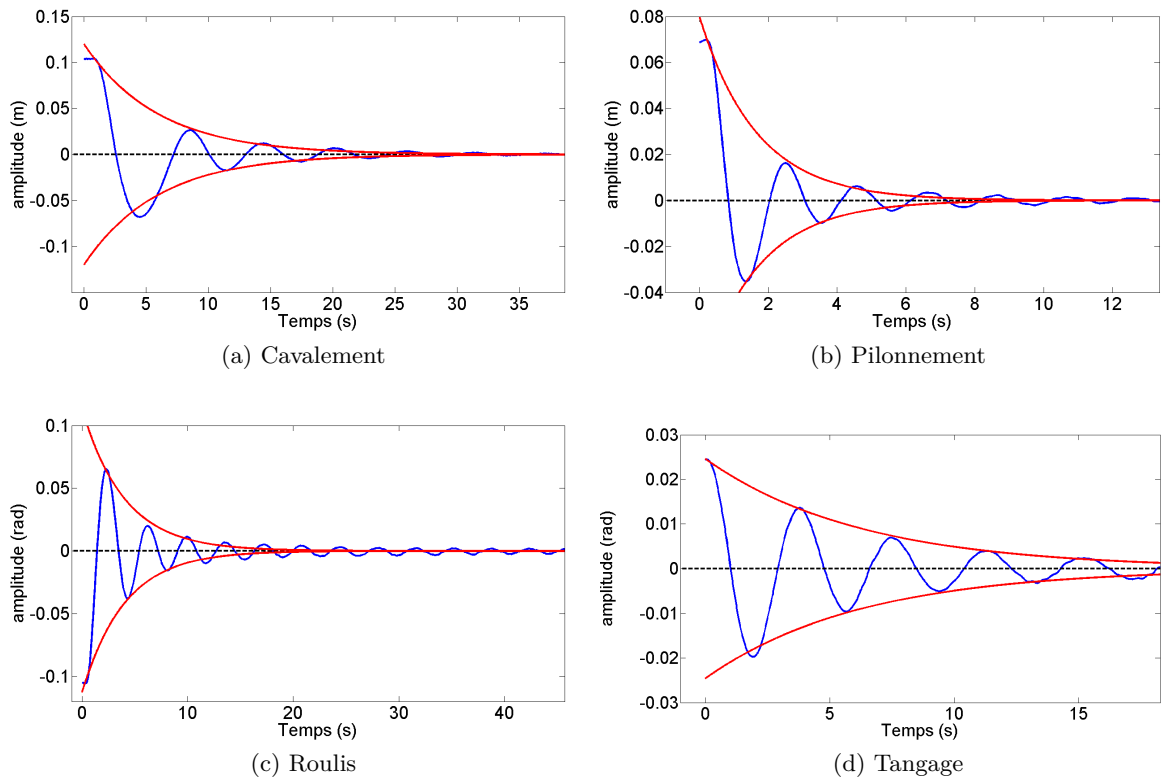


Figure 4.23 – Essais d’extinction et enveloppes pour les cas sans vent

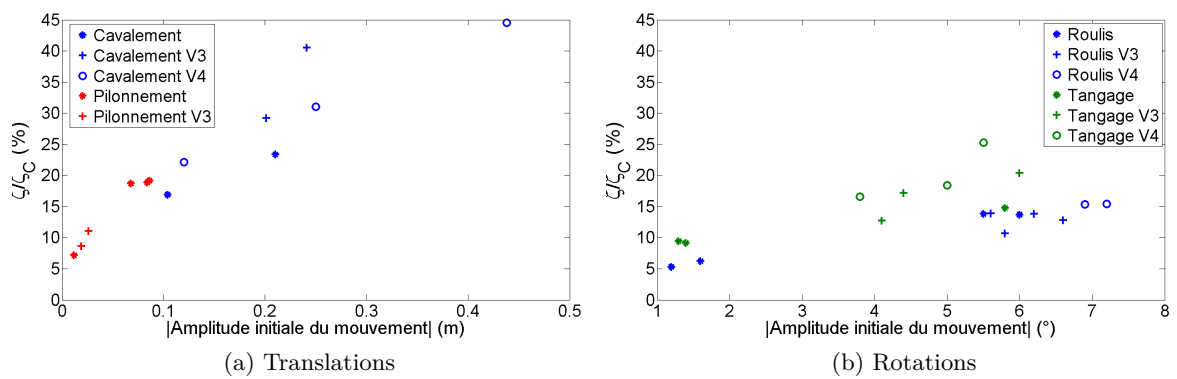


Figure 4.24 – Évolution du paramètre d’amortissement (en pourcentage de l’amortissement critique) en fonction de l’amplitude initiale du mouvement

linéaire équivalent en fonction de l'amplitude initiale du mouvement³. Cette méthode est intéressante dans le cas où plusieurs essais d'extinction ont été effectués à des amplitudes très différentes, ce qui n'est pas forcément le cas ici. Pour gagner en précision, nous avons donc choisi d'interpoler sur l'ensemble des points avec et sans vent pour le mouvement de pilonnement. En effet, nous avons pu constater sur la figure 4.24a que le vent n'a aucune influence sur l'amortissement pour ce degré de liberté.

Les valeurs obtenues avec cette méthode sont résumées dans le tableau 4.9.

4.4.2.5.2 Procédure ITTC (coefficients de décroissance)

Cette procédure a été effectuée uniquement pour les cas sans vent.

Afin de déterminer les valeurs des coefficients B et B^q , on utilise les extrema X_n repérés précédemment puis on trace la décroissance $\Delta X = X_{n-1} - X_n$ en fonction de l'amplitude moyenne $X_m = (X_{n-1} + X_n)/2$. La procédure ITTC propose de faire une régression polynomiale d'ordre 3 de la forme :

$$\Delta z = aX_m + bX_m^2 + cX_m^3$$

Les coefficients a , b et c sont appelés coefficients de décroissance. Pour notre étude, et parce que nous nous intéressons uniquement à l'obtention de B et B^q , nous avons effectué une régression polynomiale d'ordre 2 ($c = 0$). Les relations entre ces coefficients et les coefficients d'amortissement valent :

$$B^l = \frac{2}{\pi} \frac{K_a + K_h}{\omega} a$$

et

$$B^q = \frac{3}{4} \frac{K_a + K_h}{\omega^2} b$$

La figure 4.25 présente la décroissance des extrema relevés sur les différents essais d'extinction en fonction de l'amplitude moyenne. Sur cette figure, nous avons tracé en trait plein l'interpolation obtenue avec une régression polynomiale d'ordre 2 et en pointillés le polynôme d'ordre 2 utilisant les coefficients obtenus par la méthode de l'amortissement linéaire équivalent.

Nous avons choisi de regrouper les valeurs des différents essais d'extinction pour obtenir un seul jeu de coefficient par cas d'étude. Dans le cas du pilonnement, l'interpolation a été effectuée sur l'ensemble des mesures, avec et sans vent.

L'ensemble des valeurs est regroupé dans le tableau et comparé aux valeurs obtenues avec la première approche. On constate quelques différences entre ces deux approches mais les valeurs obtenues sont du même ordre de grandeur. Les valeurs d'amortissement sont également cohérentes avec des valeurs d'amortissement en roulis et tangage très proches mais aussi un amortissement quadratique plus important en pilonnement par rapport au cavement du fait des jupes.

3. Les angles sont ici en radians.

Remarque :

Ces coefficients ont été calculés à l'échelle réduite. Comme expliqué précédemment, les effets visqueux apparaissent dans le terme d'amortissement linéaire et le terme quadratique est caractérisé par les détachements tourbillonnaires. Ces deux effets étant fortement dépendants du nombre de Reynolds, ils ne sont donc pas directement transposables à l'échelle réelle.

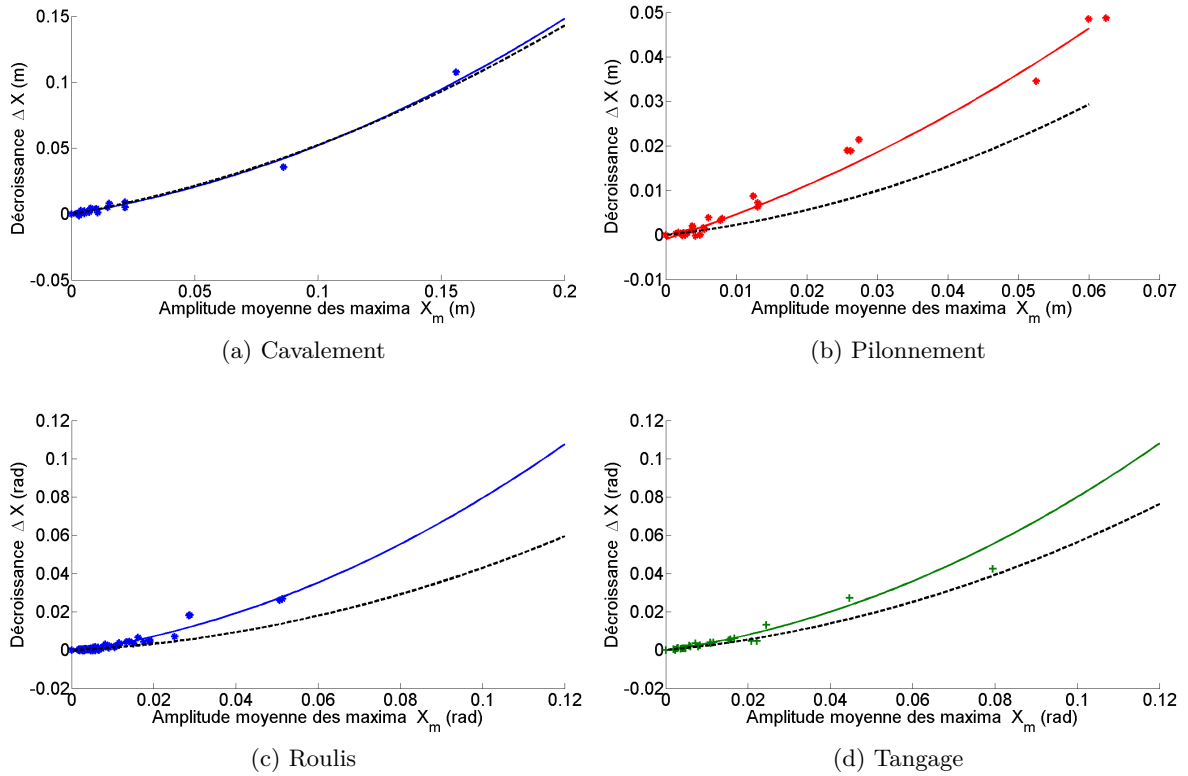


Figure 4.25 – Décroissance des extrema

Tableau 4.9 – Coefficients d'amortissement obtenus avec la méthode de l'amortissement linéaire équivalent et la méthode de décroissance de la procédure ITTC (échelle maquette)

	B_{eq}^l	B_{eq}^q	B^l	B^q
Cavalement	6 ($N.s/m$)	45 ($N.s^2/m^2$)	5.5 ($N.s/m$)	46 ($N.s^2/m^2$)
Pilonnement	23 ($N.s/m$)	262 ($N.s^2/m^2$)	68 ($N.s/m$)	230 ($N.s^2/m^2$)
Roulis	3 ($Nm.s$)	71 ($Nm.s^2$)	9 ($Nm.s$)	109 ($Nm.s^2$)
Tangage	6.5 ($Nm.s$)	79 ($Nm.s^2$)	10 ($Nm.s$)	110 ($Nm.s^2$)

4.4.2.6 Discussion sur les essais d'extinction

Malgré la simplicité apparente, les essais d'extinction sont relativement délicats à réaliser proprement et à analyser. Si la détermination des périodes propres du système ne pose pas de problème particulier, il en est autrement de l'obtention des coefficients d'amortissement à l'échelle de la maquette, sans parler du passage à l'échelle 1.

Du fait de l'amortissement important de ce type de flotteur, le faible nombre d'oscillations d'amplitude significative ne nous a pas permis de déterminer avec précision la valeur de ces coefficients d'amortissement. Néanmoins, les valeurs obtenues avec les deux approches sont du même ordre de grandeur et semblent cohérentes. Par ailleurs, l'analyse de ces essais a permis une meilleure compréhension de la méthodologie à appliquer pour ce type d'essai. Notamment, la réalisation d'un nombre important d'essai à des amplitudes très différentes devrait permettre de déterminer avec davantage de précision les coefficients d'amortissement. Des essais en mouvements forcés à la fréquence de résonance peuvent également permettre d'obtenir une valeur plus précise de ces coefficients.

L'analyse du paramètre d'amortissement avec et sans vent semble mettre en évidence un amortissement positif du vent pour les mouvements les plus soumis aux efforts aérodynamiques, à savoir le tangage et le cavement. Cet amortissement positif du vent a également été mis en évidence dans [Koo *et al.* \(2012\)](#). Toutefois, ce résultat est à prendre avec beaucoup de précaution car dans les deux cas, les essais ont été réalisés sur eau calme. On peut observer un comportement différent sur houles régulières et irrégulières.

Comportement de l'éolienne flottante

Sommaire

5.1	Introduction	134
5.2	Analyse globale	134
5.2.1	Mouvements de la maquette	135
5.2.2	Efforts	138
5.2.3	Accélération	143
5.2.4	Répétabilité	147
5.2.5	Synthèse	148
5.3	Étude de la réponse aux fréquences de houle	149
5.3.1	Introduction	149
5.3.2	Analyse du comportement du système en l'absence de vent	149
5.3.3	Influence du vent sur la réponse aux fréquences de houle	150
5.3.4	Influence de la cambrure	152
5.3.5	Influence de la direction principale de la houle	152
5.3.6	Synthèse	157
5.4	Étude de la réponse basse fréquence	159
5.4.1	Influence de la période de pic sur le comportement basse fréquence du système	159
5.4.2	Influence du vent sur la réponse basse fréquence	162
5.4.3	Fonction de transfert du système obtenue par génération de signaux de vents sinusoidaux	165
5.5	Influence de l'effort excitateur basse fréquence du vent fluctuant	167
5.5.1	Introduction	167
5.5.2	Analyse des résultats	167
5.6	Conclusion	171

5.1 Introduction

Dans ce chapitre, le comportement dynamique de la maquette dimensionnée au chapitre 3 est étudié sous l'action de la houle et du vent. Les sollicitations hydro et aérodynamiques sont celles présentées au chapitre 4. Nous effectuerons dans un premier temps une analyse globale de la réponse dynamique sur l'ensemble de la plage de fréquence pour une houle irrégulière I4. Cette analyse globale met en évidence deux types de réponse, une réponse aux fréquences de houle et une réponse basse fréquence.

En effet, même si le flotteur et les ancrages sont dimensionnés pour que les fréquences propres des différents degrés de liberté soient en dehors des fréquences de houle, *"il est naïf de croire qu'une telle technique permet d'éliminer tout risque de résonance. Pratiquement, on observe toujours une réponse aux périodes propres, même lorsqu'elles sont éloignées des périodes de houle. Des mécanismes non-linéaires sont à l'origine de l'apparition de ces mouvements, qui peuvent être de forte amplitude si les taux d'amortissement associés sont faibles."* (Molin, 2002).

Le mécanisme le plus connu est celui qui fait apparaître un calcul au deuxième ordre d'approximation des efforts hydrodynamiques. Les efforts de premier ordre prédits par la théorie linéaire s'exercent pour les fréquences de houle. Au deuxième ordre d'approximation, on retrouve des efforts supplémentaires dits efforts du second ordre.

Ces efforts de deuxième ordre sont plus faibles que ceux de la théorie linéaire mais peuvent entraîner des réponses importantes autour des fréquences propres (phénomène de résonance). Pour les structures de type TLP dont les fréquences propres sont au-delà des fréquences de houle, ce sont les efforts du second ordre dits en "mode somme" qui sont à prendre en considération. Dans notre cas (fréquences propres inférieures aux fréquences de houle), ce sont les efforts de second ordre dits en "mode différence" qui nous intéressent. Ce phénomène détaillé plus en détails dans Molin (2002) est résumé sur la figure 5.1.

Nous utiliserons donc la terminologie "réponse aux fréquences de houle" pour étudier la réponse aux composantes linéaires de houle. On utilisera également la terminologie "réponse basse fréquence" pour étudier la réponse aux fréquences inférieures aux fréquences de houle. Ce dernier type de réponse est généralement dû aux efforts du second ordre en mode différence. La turbulence naturelle du vent peut également venir exciter le système autour de ces fréquences propres.

Ces réponses seront analysées plus en détails par la suite. Pour la réponse aux fréquences de houle, nous étudierons l'effet du vent, l'effet d'un changement de cambrure mais également l'influence de la direction principale de la houle par rapport au vent sur le comportement dynamique de la maquette. Pour la réponse basse fréquence, nous étudierons l'effet de la période de pic ainsi que l'effet du vent. Au cours de cette étude, nous nous intéresserons également au comportement dynamique du système sous l'effet d'un spectre de vent marin. Nous verrons que ce type de sollicitation induit un autre type de réponse, cette fois-ci très basse fréquence.

5.2 Analyse globale

Lors de cette première analyse, nous nous intéresserons à l'évolution des mouvements de la maquette, des efforts exercés sur cette maquette ainsi qu'à l'accélération dans la nacelle pour

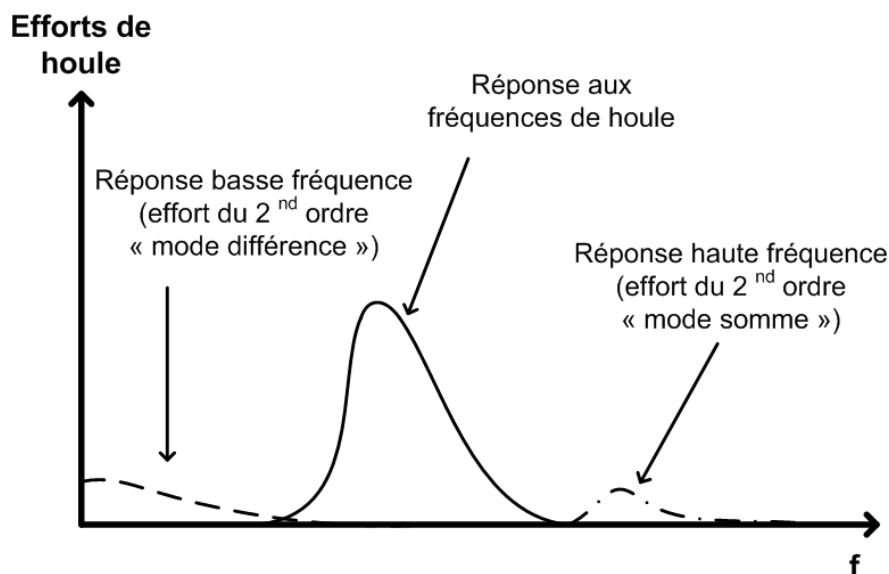


Figure 5.1 – Illustration qualitative de l'évolution des efforts de houle en fonction de la fréquence

une houle irrégulière I4 (non directionnelle). Ces signaux ont été obtenus sans vent et avec le vent V3. Les signaux temporels (graphiques de gauche) ainsi que les densités spectrales de puissance (DSP) associées à ces différents signaux (graphiques de droite) sont tracés ci-après.

5.2.1 Mouvements de la maquette

En l'absence de vent (figure 5.2, figure 5.4 et figure 5.5), on observe une valeur moyenne nulle pour l'ensemble des degrés de liberté. L'ajout du vent entraîne une augmentation de la poussée sur le rotor (figure 5.9e). La maquette recule donc dans ses lignes d'ancrage (augmentation du cavement visible sur la figure 5.3g) et prend de l'assiette (figure 5.3e). La valeur de 6.5° mesurée ici correspond à une valeur maximale. En effet, pour des vitesses plus élevées que la vitesse nominale V3, le changement du calage des pales engendre une diminution de la poussée et donc de l'angle d'assiette. L'analyse du signal temporel pour le pilonnement (figure 5.4e) montre également que le vent a pour effet d'augmenter légèrement le tirant d'eau (enfoncement de 1.5 cm de la maquette). Pour le roulis (figure 5.3), on observe une augmentation de la valeur moyenne avec vent (angle de gîte de 0.35°) du fait de la rotation du rotor.

Roulis, tangage et cavement :

Pour le tangage (figure 5.2f) et le roulis (figure 5.2d), la relative proximité de la période propre par rapport aux fréquences de houle met en évidence une réponse aux fréquences de houle et une réponse basse fréquence. On observe le même genre de comportement pour le cavement (figure 5.2h) malgré une fréquence propre plus éloignée des fréquences de houle pour ce mouvement. Ces observations sont valables avec et sans vent.

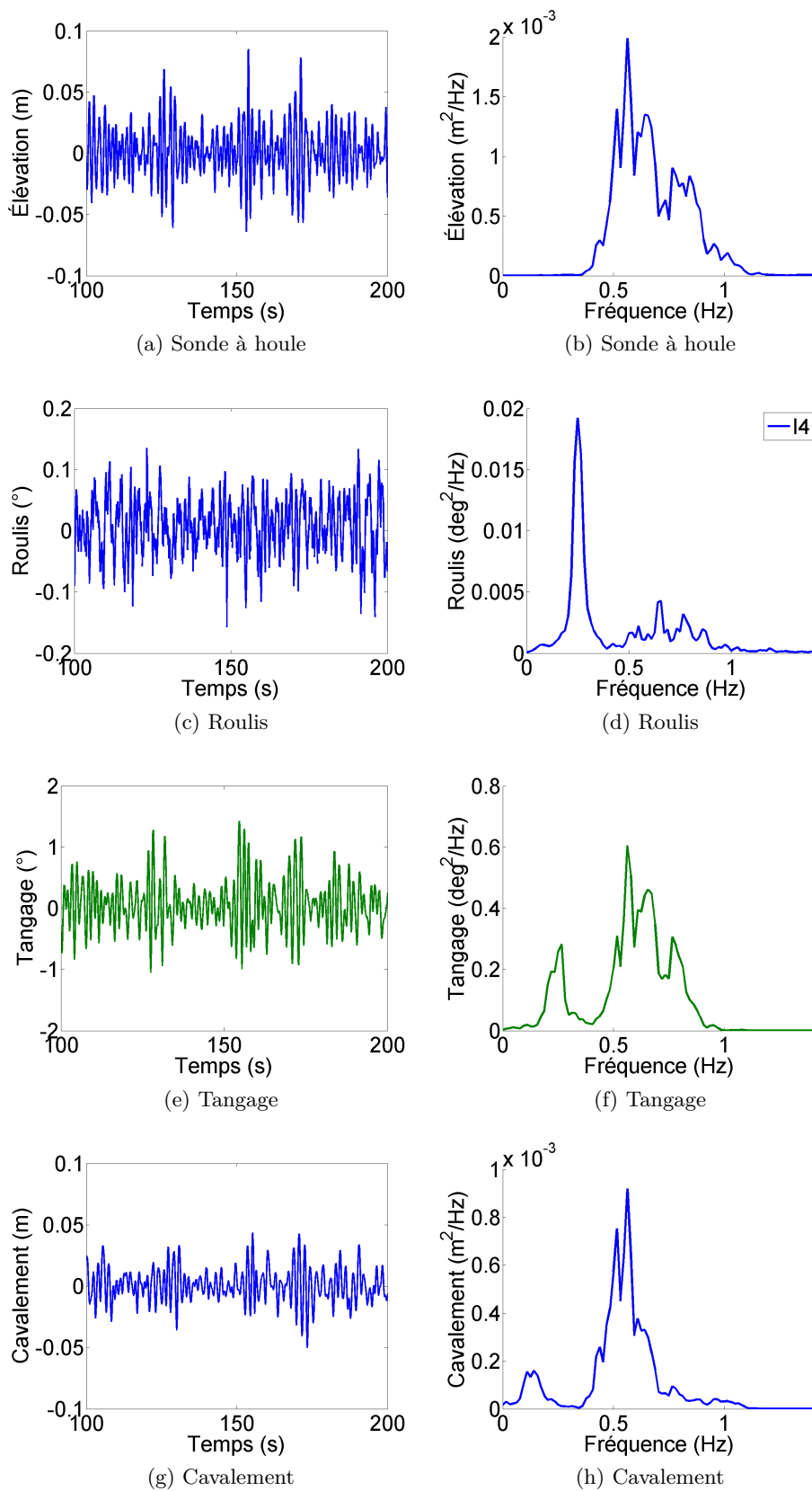


Figure 5.2 – Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) pour une houle irrégulière I4 sans vent (roulis, tangage et cavalement)

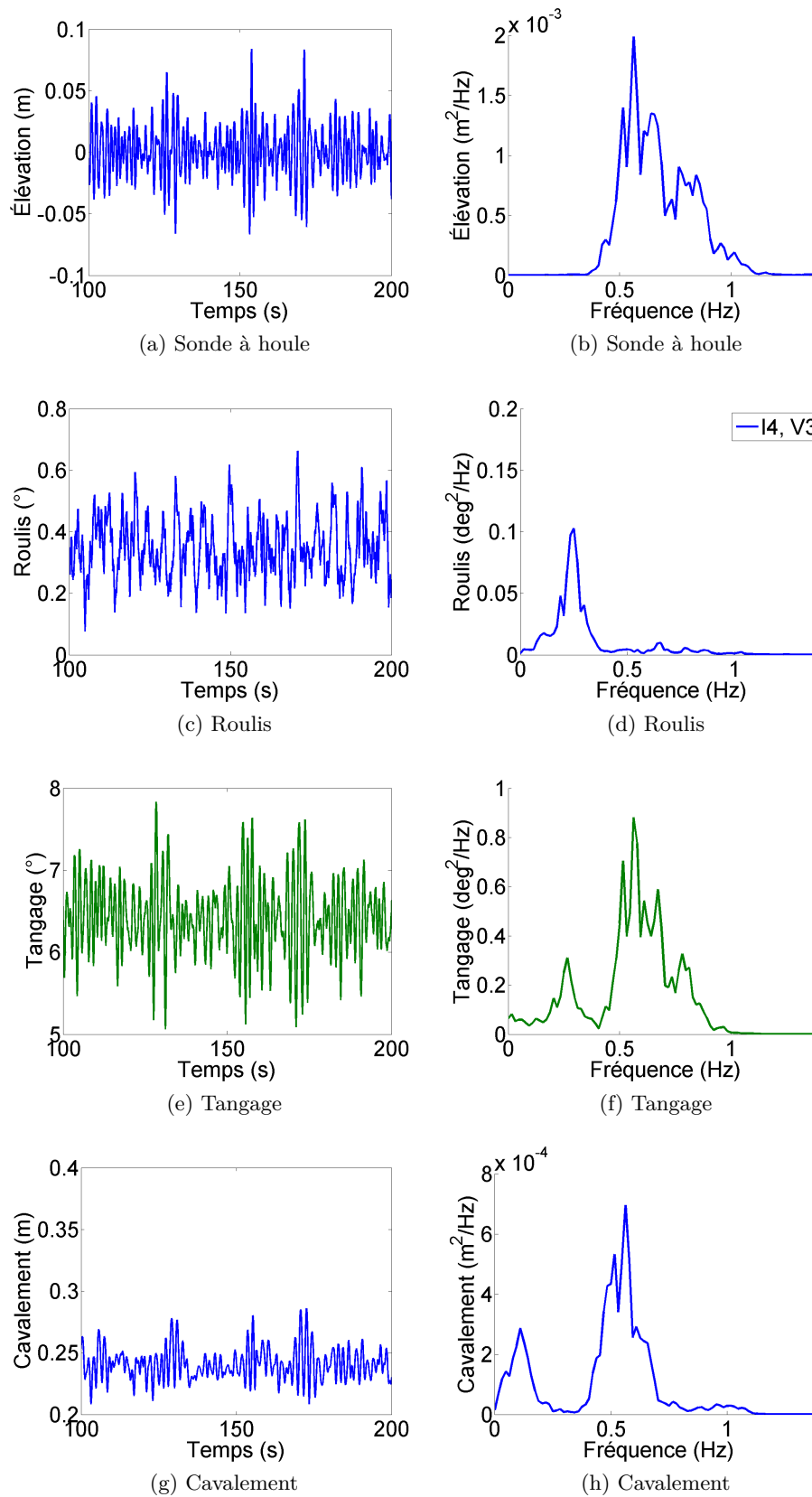


Figure 5.3 – Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) pour une houle irrégulière I4 et un vent V3 (roulis, tangage et cavalement)

Pilonnement :

Pour le pilonnement (figure 5.4), on observe uniquement une réponse aux fréquences de houle car la fréquence propre en pilonnement est comprise dans cette plage de fréquence. En revanche, on n'observe pas de comportement résonant pour ce degré de liberté et ceci grâce aux jupes qui diminuent considérablement la réponse en pilonnement (amortissement élevé pour ce mouvement vu en 4.4.2.5). Cette observation est valable avec et sans vent.

Lacet et Embardée :

La figure 5.5 met en évidence une réponse uniquement basse fréquence pour les mouvements d'embarquée et de lacet dans le cas d'une houle irrégulière non directionnelle. Cette réponse s'effectue autour de la période propre pour ces différents degrés de liberté et est observable avec et sans vent.

L'ajout du vent augmente de manière notable l'amplitude des oscillations pour le lacet. Nous reviendrons plus en détails sur ce point en 5.4.2.

5.2.2 Efforts

Sous la dénomination effort, nous nous intéresserons ici à l'évolution des efforts d'ancrage, de la poussée sur le rotor ainsi que des moments en pied de mât $M_{x'}$ et $M_{y'}$. Pour la poussée sur le rotor, il s'agit ici de la composante suivant l'axe x' vu en 4.2.

Efforts d'ancrage :

On retrouve sur la figure 5.7 un comportement symétrique entre les ancrages tribord et bâbord en l'absence de vent. L'analyse fréquentielle (figure 5.7b) met en évidence une réponse aux fréquences de houle et une réponse basse fréquence pour les cas avec et sans vent. L'effort d'ancrage semble être principalement lié au mouvement de cavement. En présence de vent V3 (figure 5.8b), l'augmentation en lacet vue précédemment dissymétrise légèrement la réponse basse fréquence des deux ancrages.

Moment en pied de mât $M_{y'}$ et poussée sur le rotor :

En l'absence de vent, on constate que la houle exerce une contribution sur l'évolution de la poussée sur le rotor (figure 5.9b) ainsi que du moment en pied de mât $M_{y'}$ (figure 5.9d). Cette contribution s'exprime principalement par l'intermédiaire du mouvement de tangage. La réponse sans vent peut donc se décomposer en une réponse aux fréquences de houle et une réponse basse fréquence.

En présence de vent, on observe des pics à la fréquence de rotation (f_0) et à la fréquence de passage (f_p) en plus des deux types de réponses précédemment observées (figure 5.9f et 5.9h).

Le pic à la fréquence de rotation semble plus lié à un petit défaut de collage d'une des pales qu'à un problème de balourd. En effet, on pouvait constater (en tournant manuellement le rotor) que l'extrémité d'une des pales passait 5 cm plus loin du mât que les deux autres. De plus, nous avons pu voir en 3.3.4 que les masses des pales sont semblables à 2% près.

Le deuxième pic à la fréquence de passage des pales $f_p = 3f_0$ peut s'expliquer par l'évolution de l'angle d'attaque des pales vue en 3.4.2.4 au cours de leur rotation. L'absence de pic d'amplitude significative à $2f_0$ montre en tout cas qu'il ne s'agit pas d'un harmonique

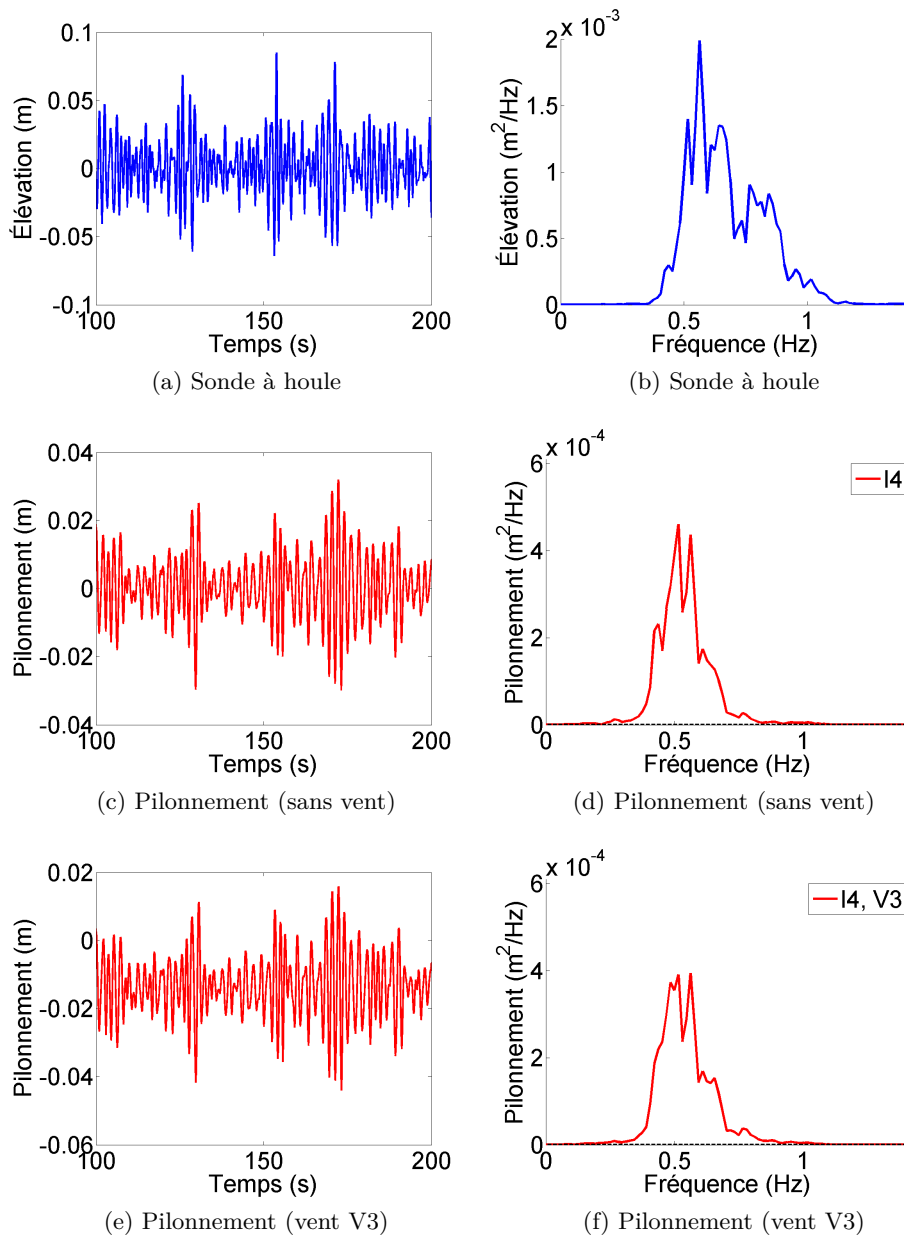


Figure 5.4 – Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) du mouvement de pilonnement pour une houle irrégulière I4 avec vent V3 et sans vent

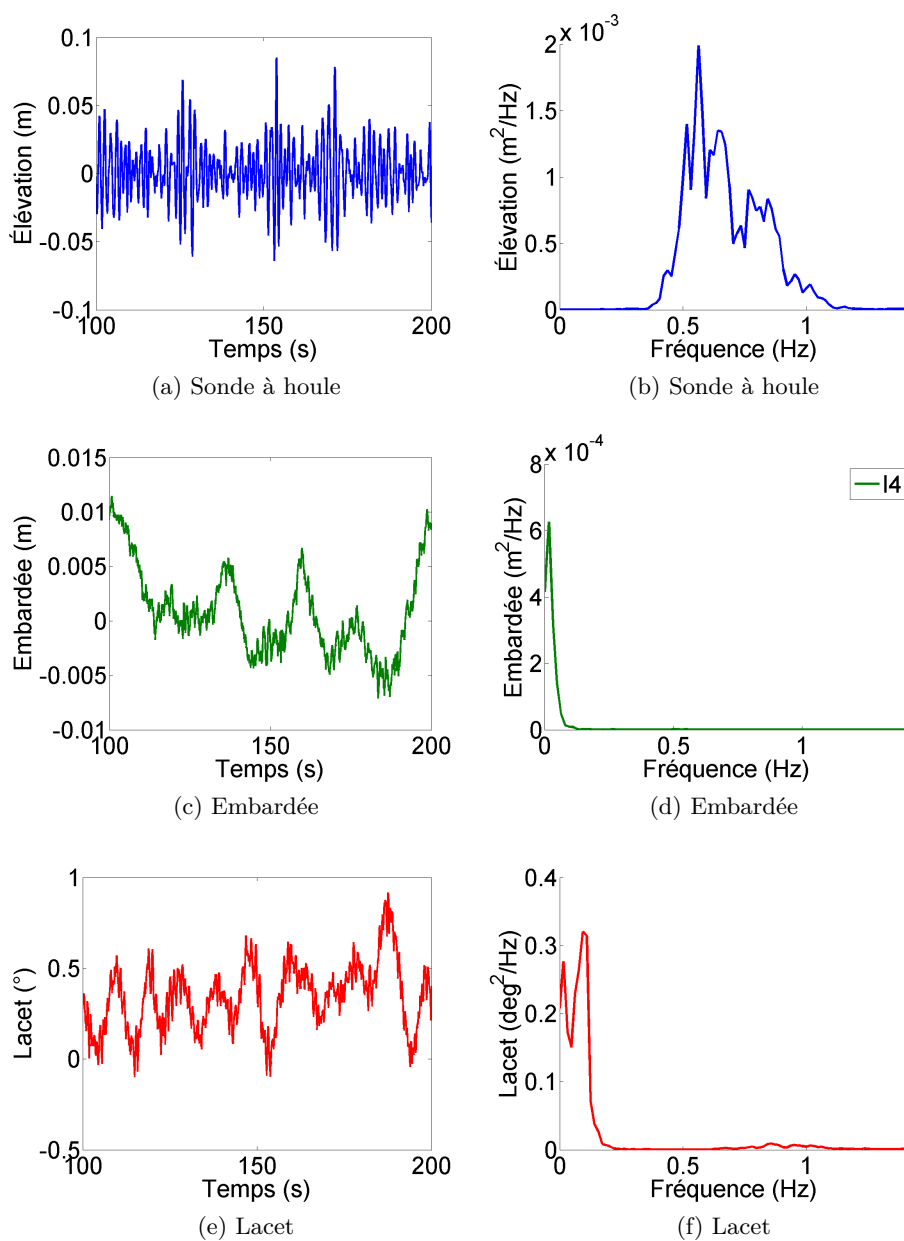


Figure 5.5 – Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) pour une houle irrégulière I4 sans vent (embarquée et lacet)

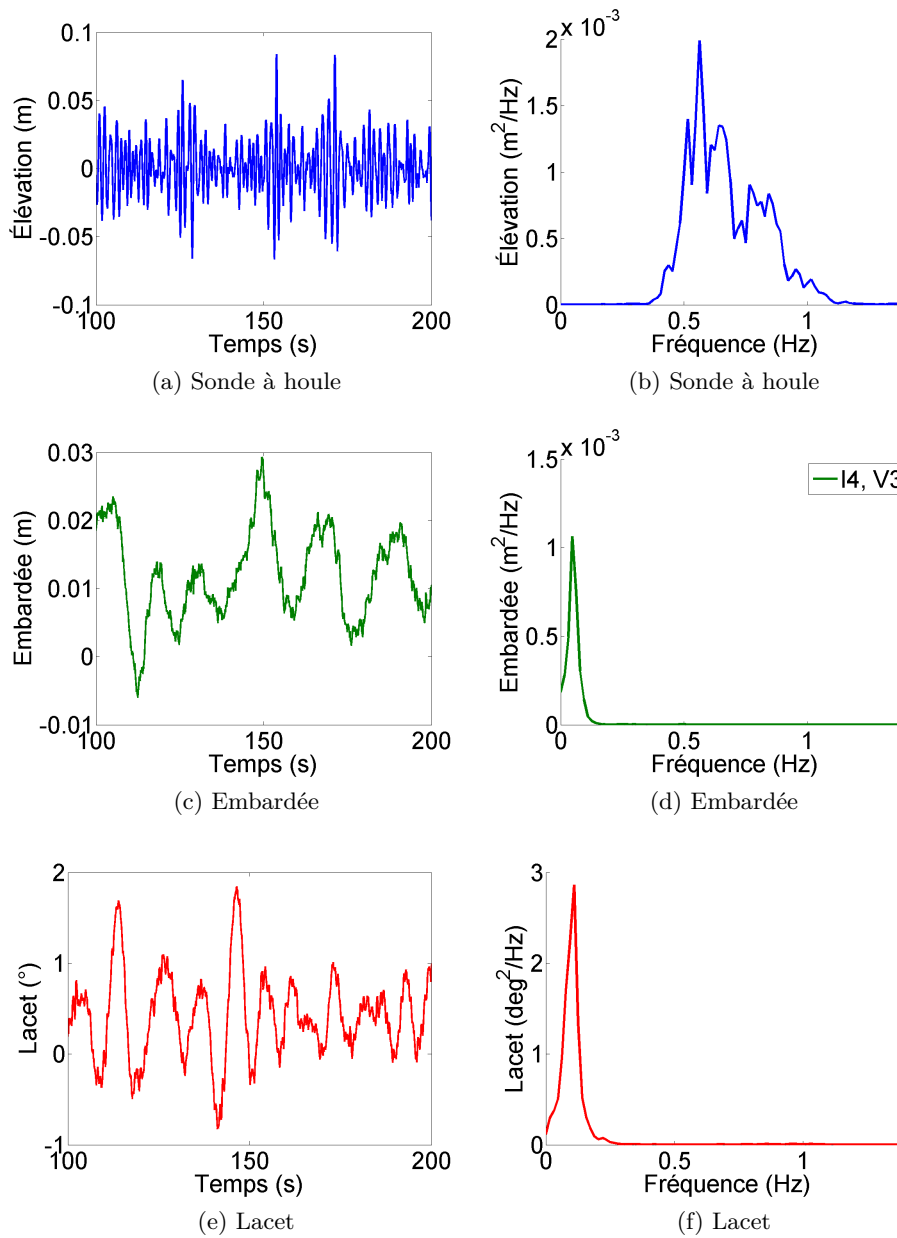


Figure 5.6 – Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) pour une houle irrégulière I4 et un vent V3 (embarquée et lacet)

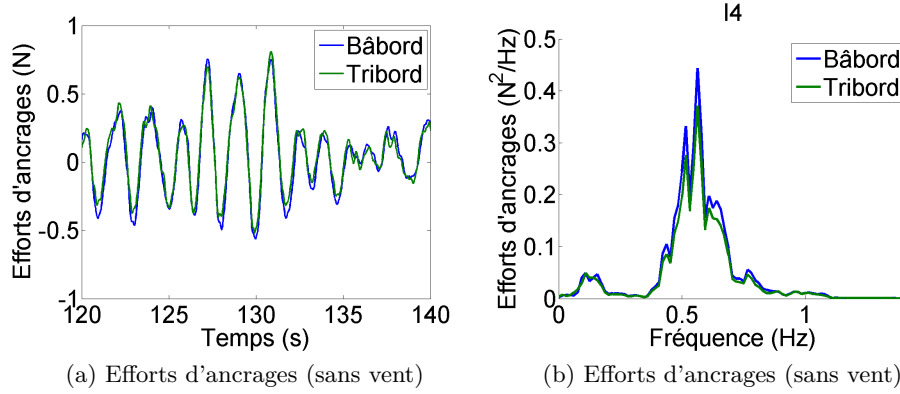


Figure 5.7 – Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) des efforts d’ancrage pour une houle irrégulière I4 sans vent

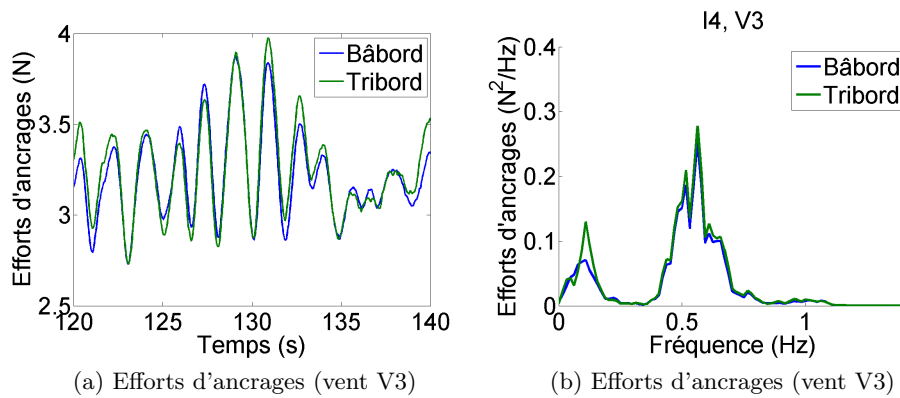


Figure 5.8 – Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) des efforts d’ancrage pour une houle irrégulière I4 et un vent V3

de la fréquence de rotation. Pour la poussée sur le rotor, le pic à la fréquence de rotation est d'amplitude supérieure au pic à la fréquence de passage. Pour le moment en pied de mât $M_{y'}$, c'est l'inverse qui est observé. Le passage des pales devant le mât peut être responsable de l'augmentation de la réponse à la fréquence de passage (phénomène de masquage).

Nous avons vu au chapitre 3 que la fréquence de passage des pales était relativement proche de la fréquence de résonance du mât. On peut donc se demander si ce deuxième pic n'est pas plutôt la conséquence d'un phénomène de résonance pour la tour. La figure 5.10 permet de répondre à cette question. En effet, sont tracées sur cette figure les densités spectrales de puissance pour une houle irrégulière I4 et trois vitesses de vent (V2, V3 et V4). Pour le vent V2, la vitesse de rotation est inférieure au cas V3 (9.5 rpm contre 12.1 rpm échelle 1) et la position des pics est donc déplacée vers des fréquences plus faibles. Ce résultat va dans le sens d'une réponse à la fréquence de passage des pales et non à la fréquence de résonance du mât. Pour V3 et V4, la vitesse de rotation est la même (12.1 rpm échelle 1) et seule la poussée change. Les pics sont donc obtenus aux même abscisses. Le premier pic est d'amplitude égale pour les vents V3 et V4. Ce phénomène vibratoire semble uniquement dépendant de la vitesse de rotation. Cette hypothèse est également confirmée par l'amplitude plus faible du premier pic pour le cas V2. Il est également intéressant de noter que la vitesse de rotation est ici comprise dans les fréquences de houle.

Pour le pic à la fréquence de passage, on observe une différence entre V3 et V4 car l'angle d'attaque des pales ainsi que l'angle d'assiette diffèrent dans les deux cas. L'amplitude est supérieure pour le cas V3 car la poussée y est supérieure au cas V4.

Moment en pied de mât $M_{x'}$:

La houle exerce également une contribution sur l'évolution du moment en pied de mât $M_{x'}$ mais cette fois-ci par l'intermédiaire du mouvement de roulis (figure 5.11). Cette contribution est néanmoins nettement marquée en intensité. On observe donc également une réponse aux fréquences de houle et une réponse basse fréquence.

En présence de vent (figure 5.12), on retrouve la présence de pics à f_0 et f_p . Le premier pic est très marqué du fait de la vibration parasite induite par ce petit défaut de collage.

La vibration à f_p peut quant à elle s'expliquer par les transferts de masse et de quantité de mouvement qui sont différents pour une éolienne tripale au cours de sa rotation (une pale à droite deux pales à gauche, l'inverse ou une configuration symétrique).

Ces vibrations à f_0 et f_p ne sont en revanche pas restituées dans les mouvements du flotteur et on ne retrouve pas de pic à ces fréquences pour les mouvements de cavalemt, roulis et tangage.

5.2.3 Accélération

L'analyse de l'accélération pour le cas sans vent (figure 5.13) met en évidence un comportement relativement similaire entre l'accélération suivant x' et le moment en pied de mât $M_{y'}$ via le mouvement de tangage.

En présence de vent (figure 5.14), on note la présence d'un pic à la fréquence de passage pour l'accéléromètre $Acc_{x'}$. Le pic à la fréquence de rotation visible sur les signaux de poussée n'est en revanche pas retrouvé.

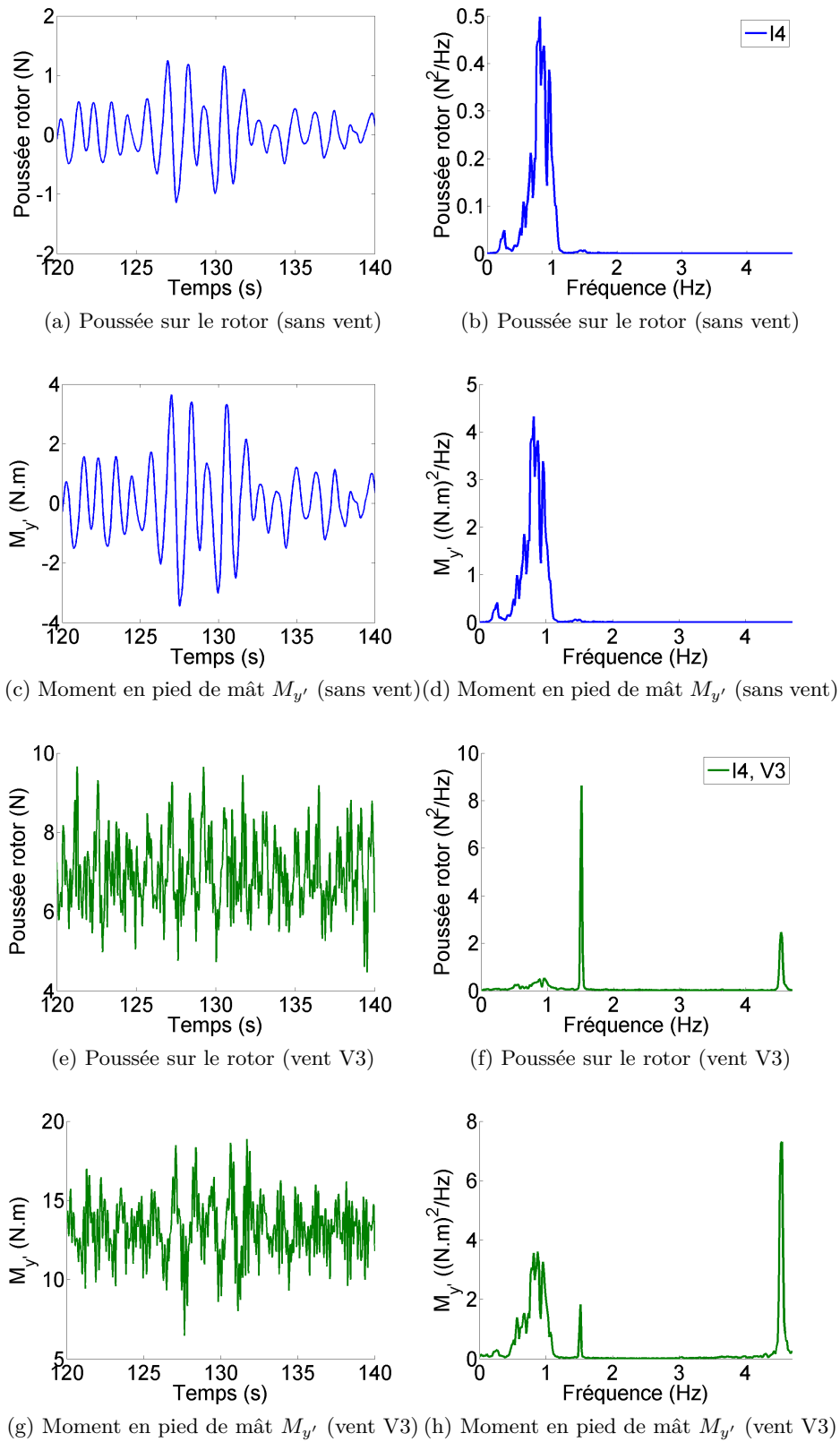


Figure 5.9 – Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) pour une houle irrégulière I4 sans vent et avec vent V3 (poussée sur le rotor et moment en pied de mât $M_{y'}$)

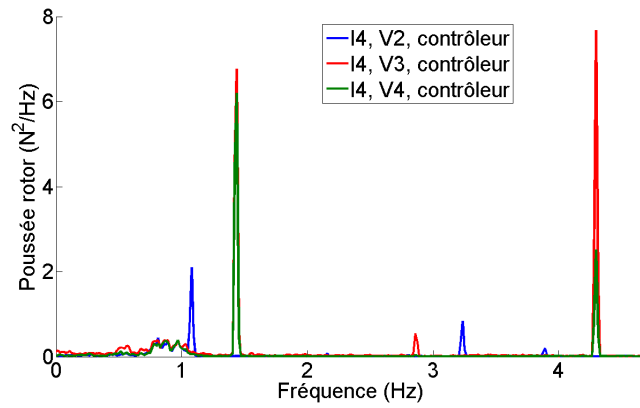
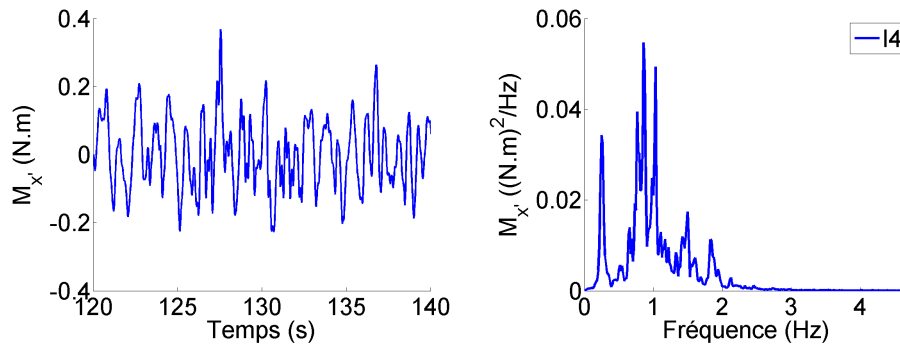
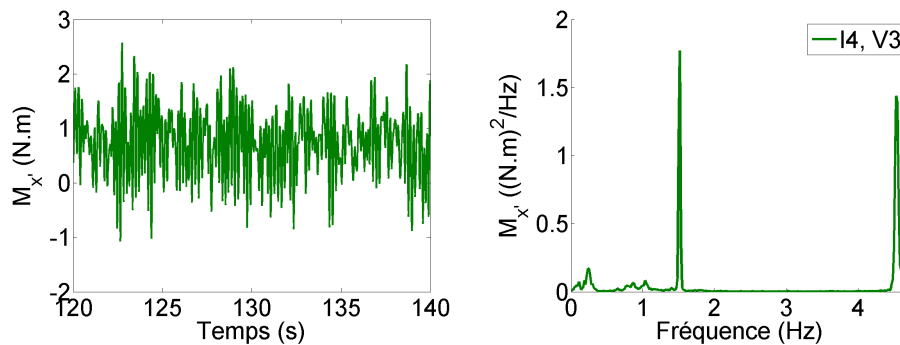


Figure 5.10 – Évolution de la la poussée sur le rotor en fonction de la vitesse du vent (avec contrôleur)



(a) Moment en pied de mât $M_{x'}$ (sans vent) (b) Moment en pied de mât $M_{x'}$ (sans vent)

Figure 5.11 – Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) du moment en pied de mât $M_{x'}$ pour une houle irrégulière I4 sans vent



(a) Moment en pied de mât $M_{x'}$ (vent V3) (b) Moment en pied de mât $M_{x'}$ (vent V3)

Figure 5.12 – Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) du moment en pied de mât $M_{x'}$ pour une houle irrégulière I4 et un vent V3

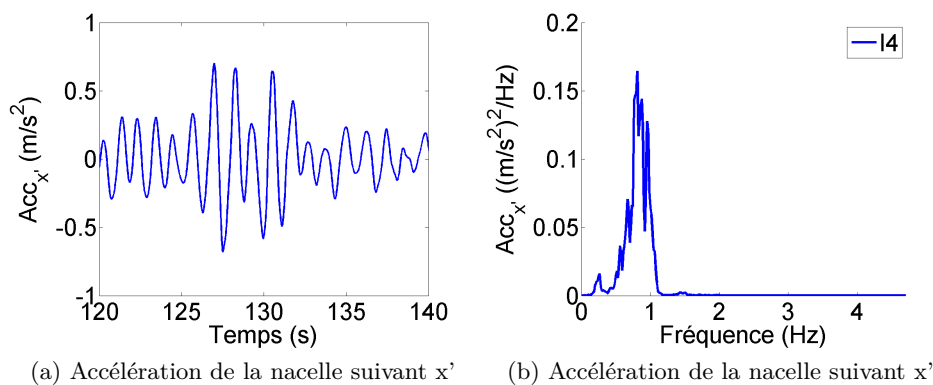


Figure 5.13 – Signal temporel (à gauche) et densité spectrale de puissance (à droite) de l'accélération de la nacelle pour une houle irrégulière I4 sans vent

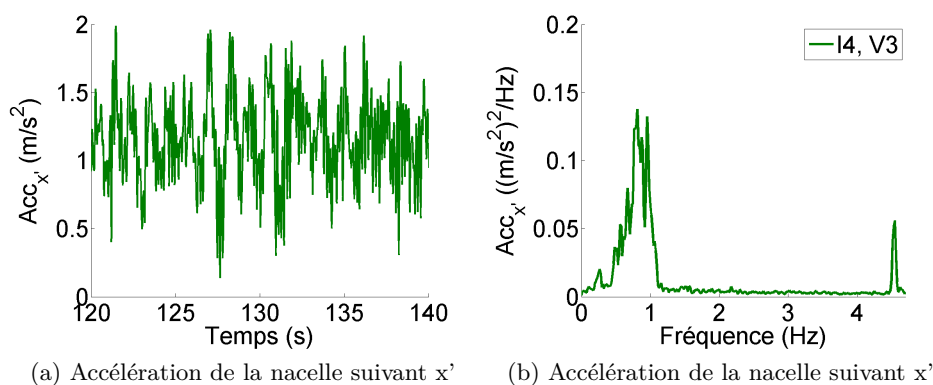


Figure 5.14 – Signal temporel (à gauche) et densité spectrale de puissance (à droite) de l'accélération de la nacelle pour une houle irrégulière I4 et un vent V3

5.2.4 Répétabilité

La répétabilité a été étudiée entre les deux campagnes d'essais et est résumée dans le tableau 5.1. Le lecteur désireux de plus d'informations pourra consulter l'annexe B.1.2.

Tableau 5.1 – Répétabilité entre les des deux campagnes d'essais (- : pas répétable, + : bonne répétabilité, ++ : excellente répétabilité

	Répétable (sans vent)	Répétable (avec vent)
Roulis	+	+
Tangage	++	++
Lacet	-	-
Cavalement	++	++
Embardée	-	-
Pilonnement	++	++
$M_{y'}$	++	+
$M_{x'}$	+	+
Poussée sur le rotor	++	+
$Acc_{x'}$	++	+

5.2.5 Synthèse

Cette première analyse a fourni des premiers éléments de réponse quant au comportement dynamique de la maquette.

Mouvements de la maquette :

Le type de réponse observé pour chaque degré de liberté dans le cas d'un angle $\theta_0 = 0$ est résumé dans le tableau 5.2. Dans la suite de l'étude, nous étudierons plus en détails et de manière séparée ces deux types de réponse (réponse aux fréquences de houle et réponse basse fréquence).

Tableau 5.2 – Résumé du type de réponse observé pour chaque degré de liberté (ddl) dans le cas d'un angle $\theta_0 = 0$

ddl	Réponse aux fréquences de houle	Réponse basse fréquence
Roulis	✓	✓
Tangage	✓	✓
Lacet	×	✓
Cavalement	✓	✓
Embardée	×	✓
Pilonnement	✓	×

Efforts :

Sans vent, le moment en pied de mât $M_{y'}$, la poussée sur le rotor et l'accélération suivant x' sont principalement liés au mouvement de tangage. Le moment en pied de mât $M_{x'}$ est quant à lui principalement corrélé au mouvement de roulis. Pour les efforts d'ancrages, on retrouve une similarité avec le mouvement de cavalement.

En présence de vent, on observe un pic à la fréquence de rotation de l'éolienne qui semble lié à un petit défaut sur le collage de l'une des pales. On observe également un deuxième pic lié à la fréquence de passage des pales. Ce pic semble lié à la variation de l'angle d'attaque des pales au cours de leur rotation comme nous avons pu le voir en 3.4.2.4.

Répétabilité :

On obtient une bonne répétabilité pour les mouvements de pilonnement, roulis, tangage et cavalement qui conduit en conséquence à une bonne répétabilité pour les efforts et accélérations associés à ces mouvements.

5.3 Étude de la réponse aux fréquences de houle

Nous nous intéresserons ici à la réponse du système uniquement aux fréquences de houle. A partir de cette section et sauf mentions contraires, l'ensemble des résultats est donné à l'échelle 1.

5.3.1 Introduction

Les RAOs peuvent s'obtenir par des essais en houles régulières comme expliqué en 4 mais également par des essais en houles irrégulières en utilisant la méthodologie suivante :

$$RAO_i(f) = \sqrt{\frac{S_i(f)}{S_H(f)}} \text{ lorsque } \gamma_i^2(f) > 0.8$$

Avec S_i la densité spectrale de puissance du i^e degré de liberté et S_H le spectre de houle mesuré.

La fonction γ_i^2 représente la fonction de cohérence entre le i^e degré de liberté et le signal de houle. De manière générale, cette fonction correspond au rapport entre le maximum d'énergie commune entre deux signaux et le produit global des énergies individuelles des deux signaux. Elle est comprise entre 0 et 1 et indique le degré de linéarité existant entre les deux signaux. Du fait de l'utilisation de ce critère, les mouvements non corrélés à la houle ne seront pas pris en compte dans les résultats des houles irrégulières ci-après.

Afin d'étudier la réponse aux fréquences de houle du système, les RAOs ont été obtenues sans vent et avec le vent V3 par le biais des houles régulières vues en 4.3.1 et pour une cambrure de 0.03. Les RAOs ont également été tracées à partir des houles irrégulières afin de comparer les deux approches.

5.3.2 Analyse du comportement du système en l'absence de vent

Nous avons tracé sur la figure 5.15 les RAOs obtenues avec des houles régulières (\circ) et irrégulières (trait plein) pour les rotations et translations de la maquette. Les réponses en amplitude et en phase sont respectivement visibles sur les figures de droite et de gauche.

Pilonnement :

On observe une augmentation importante de la réponse en pilonnement avec la période. Aucun phénomène résonant n'est observé à la fréquence propre en pilonnement du fait de l'amortissement important apporté par les jupes. A grande longueur d'onde, le flotteur "bou-chonne" (distance constante entre le haut de la bouée et la surface libre). Cela se traduit par un mouvement de pilonnement en phase avec la houle incidente et une amplitude pour ce degré de liberté proche de l'amplitude de houle. L'amplitude ne vaut pas exactement 1 car les câbles d'instrumentation introduisent une faible raideur en pilonnement. Cette valeur a été estimée à $5 \cdot 10^4 Nm^{-1}$ par Philippe (2012).

Cavalement :

Pour le cavalement, la réponse augmente également avec la longueur d'onde. Pour la phase,

on constate que le cavalement est en quadrature avance avec la houle incidente car les essais en houles régulières sont réalisés à des fréquences supérieures à la fréquence de résonance en cavalement.

Tangage :

On observe un phénomène de résonance autour de la fréquence propre en tangage ($f=0.04$ Hz). Pour une fréquence de houle de 0.055 Hz environ, l'amplitude du mouvement atteint un minimum local. Ce minimum local sépare la réponse aux fréquences de houle de la réponse basse fréquence.

Embardée, roulis et lacet :

Les mouvements d'embarquée, de roulis et de lacet ne sont logiquement pas excités par une houle bidimensionnelle d'angle $\theta_0=0$. Ils sont donc négligeables.

L'ensemble de ces observations est répétable comme en atteste l'annexe [B.1.3](#).

5.3.3 Influence du vent sur la réponse aux fréquences de houle

5.3.3.1 Comparaison avec et sans vent

Nous avons également tracé sur la figure [5.15](#) les RAOs obtenues avec des houles régulières (\square) et irrégulières (\cdots) pour les rotations et translations de la maquette avec le vent V3. Comme pour les cas sans vent, on observe un bon accord pour les fréquences de houle (théorie linéaire) entre les résultats obtenus avec les houles régulières et irrégulières. On note toutefois une différence de comportement à basse fréquence autour de la fréquence propre en tangage.

On observe sur ces graphiques que le vent n'a que très peu d'influence sur les oscillations en pilonnement, que ce soit pour l'amplitude ou la phase. Les légères différences sont imputables au couplage tangage/pilonnement. En revanche, l'influence du vent sur les mouvements de roulis, cavalement et tangage est bien présente :

- Pour le roulis, l'ajout du vent augmente la réponse à basse fréquence du fait de la rotation des pales. Toutefois, l'amplitude de ce mouvement reste faible.
- Pour le cavalement, on observe une diminution de l'amplitude des oscillations avec vent. L'ajout du vent semble en revanche sans effet notable sur la phase de ce mouvement.
- Pour le tangage, on ne retrouve pas le minimum local présent dans le cas sans vent et l'amplitude des oscillations a considérablement augmenté.

Afin d'expliquer la différence entre les cas avec et sans vent pour le tangage, les RAOs ont été tracées pour les vitesses moyennes de 5 m.s^{-1} et 8 m.s^{-1} (respectivement V1 et V2) en plus des cas sans vent et V3 (11.2 m.s^{-1}) étudiés ci-dessus. Le résultat est tracé sur la figure [5.16a](#). On constate que ce minimum local pour $f=0.055$ Hz est de moins en moins marqué à mesure que la vitesse de vent augmente. Cette évolution va dans le sens d'une modification du comportement dynamique du flotteur du fait de l'angle d'assiette. En effet, une augmentation de la poussée sur le rotor entraîne une augmentation de cet angle, comme on peut le voir sur la figure [5.16c](#).

De la même manière, les RAOs pour le cavalement ont été tracées avec le vent V2 en plus des cas sans vent et V3 étudiés ci-dessus. Le résultat est tracé sur la figure [5.16b](#). On constate

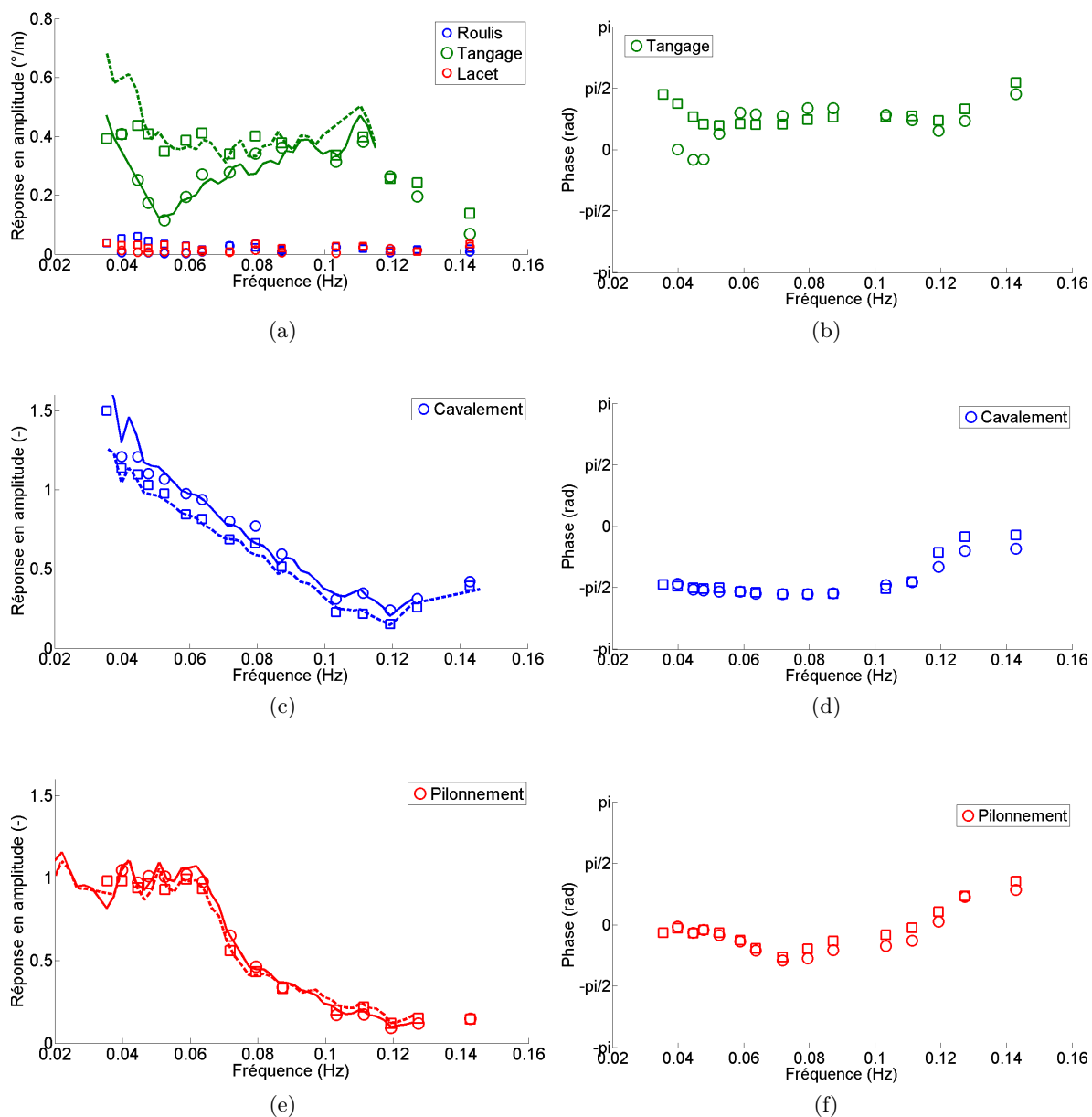


Figure 5.15 – RAOs sans vent (○ : houle régulière, – : houle irrégulière I8) et avec vent V3 (□ : houle régulière, ··· : houle irrégulière I8)

que la diminution est de plus en plus marquée à mesure que la vitesse de vent augmente. Cette diminution pourrait donc également être une conséquence de l'angle d'assiette (surface frontale des jupes plus importante vis-à-vis du mouvement de cavalement par exemple).

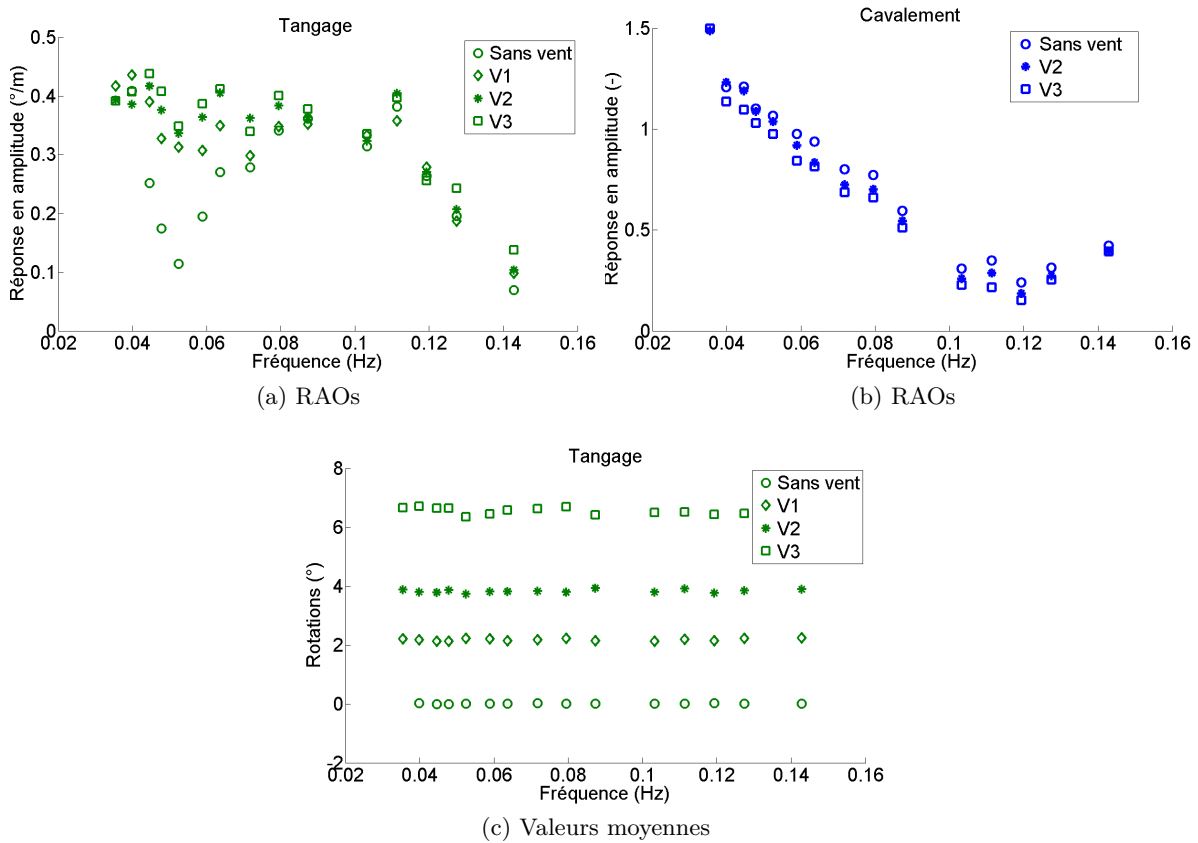


Figure 5.16 – Influence de la vitesse du vent sur le mouvement de tangage et cavalement (\circ : sans vent, \diamond : V1, $*$: V2, \square : V3)

5.3.4 Influence de la cambrure

Afin d'étudier l'influence d'un changement de cambrure sur le comportement dynamique de l'éolienne, nous avons également effectué des essais avec les cambrures $\epsilon = 0.015$ et $\epsilon = 0.06$ définies en 4.3.1. Ces cambrures sont comparées sur la figure 5.17 à la cambrure $\epsilon = 0.03$.

Pour les cambrures générées, l'ensemble des résultats met en évidence une influence très faible de ce paramètre sur la réponse du système (réponse linéaire). On note toutefois une légère augmentation de la réponse en tangage pour $\epsilon = 0.06$.

5.3.5 Influence de la direction principale de la houle

Nous allons étudier ici l'influence de la direction principale de la houle par rapport au vent sur le comportement dynamique du système aux fréquences de houle.

Les différentes directions de houle générées en bassin sont résumées sur la figure 5.18.

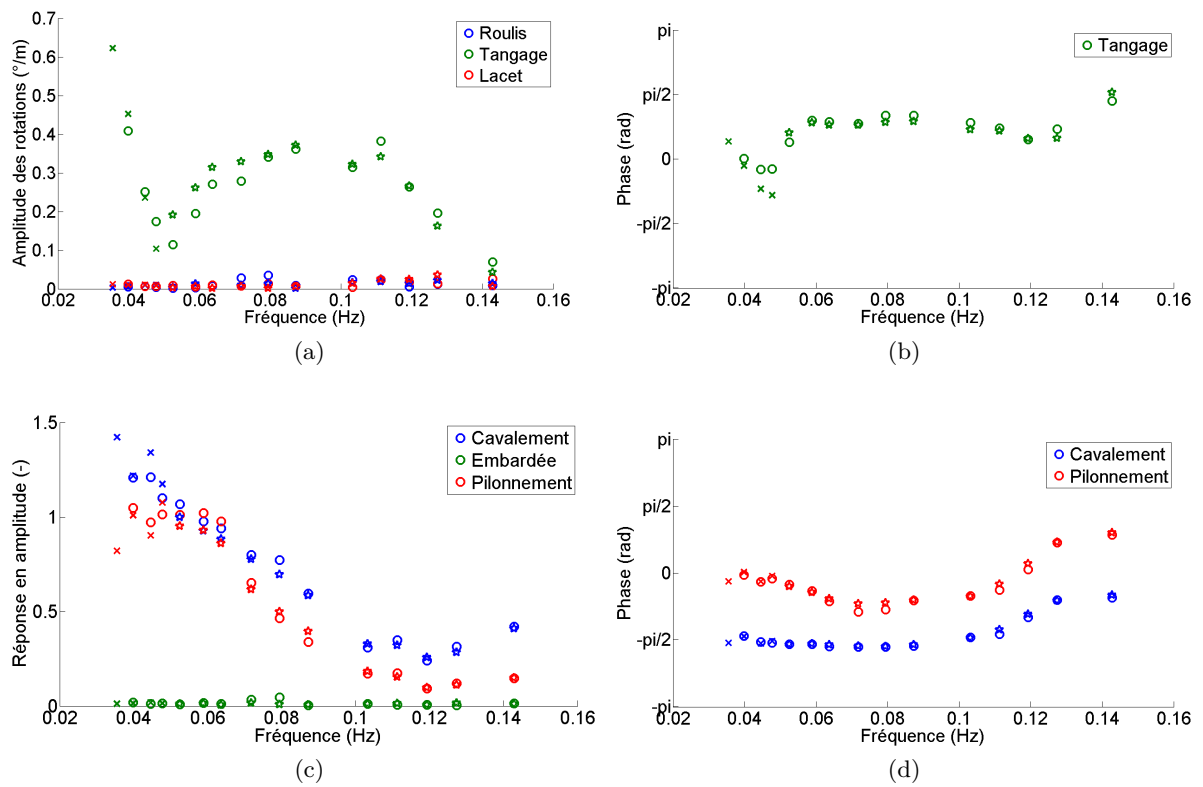


Figure 5.17 – RAOs sans vent et à différentes cambrures (\circ : $\epsilon = 0.03$, \times : $\epsilon = 0.015$, \star : $\epsilon = 0.06$)

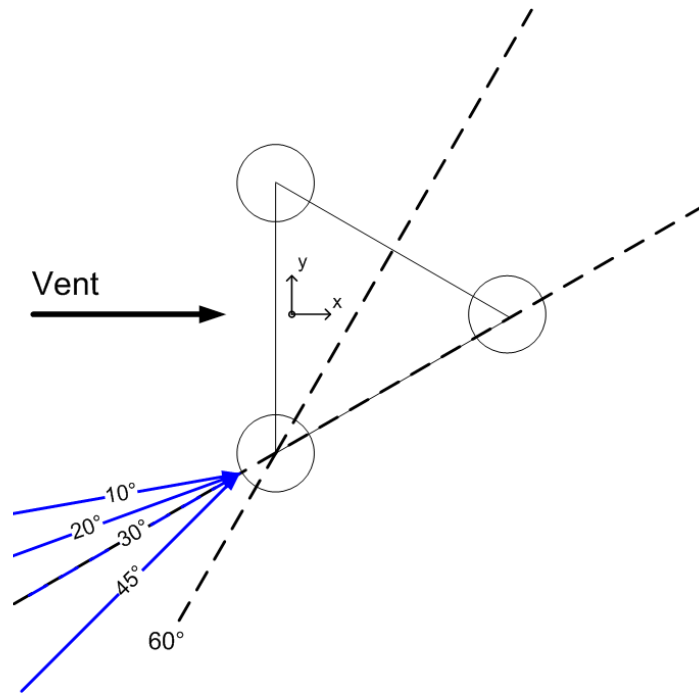


Figure 5.18 – Directions de houle générées en bassin

La bonne correspondance observée en 5.3 entre les RAOs obtenues avec une houle irrégulière et des houles régulières nous a permis d'utiliser des houles irrégulières dans cette étude. Il est en effet plus rapide de générer une houle irrégulière que l'ensemble de la plage de fréquence des houles régulières. Cela nous permet également d'accéder au contenu spectral en dehors des fréquences de houle. Les résultats sont tracés sur la figure 5.19 et sont résumés ci-après.

Les directions de propagation des vagues et du vent n'étant pas alignées ici, on observe une réponse aux fréquences de houle pour les mouvements de lacet et embardée.

Pilonnement :

La réponse en pilonnement est représentée sur la figure 5.19f. Ce mouvement est peu influencé par la directionnalité des vagues ainsi que par la présence ou non du vent.

Roulis et Tangage :

Les figures 5.19a et 5.19c représentent les réponses des mouvements de roulis et tangage.

On constate que la réponse en roulis augmente avec l'angle θ_0 . En conséquence, cette augmentation des oscillations en roulis entraîne une diminution de l'amplitude du mouvement de tangage. On peut supposer que cette augmentation de l'amplitude des oscillations en roulis atteint un maximum pour $\theta_0 = 90^\circ$. De la même manière, l'amplitude des oscillations en tangage devrait être minimale pour cette même valeur de $\theta_0 = 90^\circ$.

On peut également noter que le mouvement de roulis semble plus affecté par la vitesse du vent que le mouvement de tangage. Lorsque l'angle entre les vagues et le vent augmente,

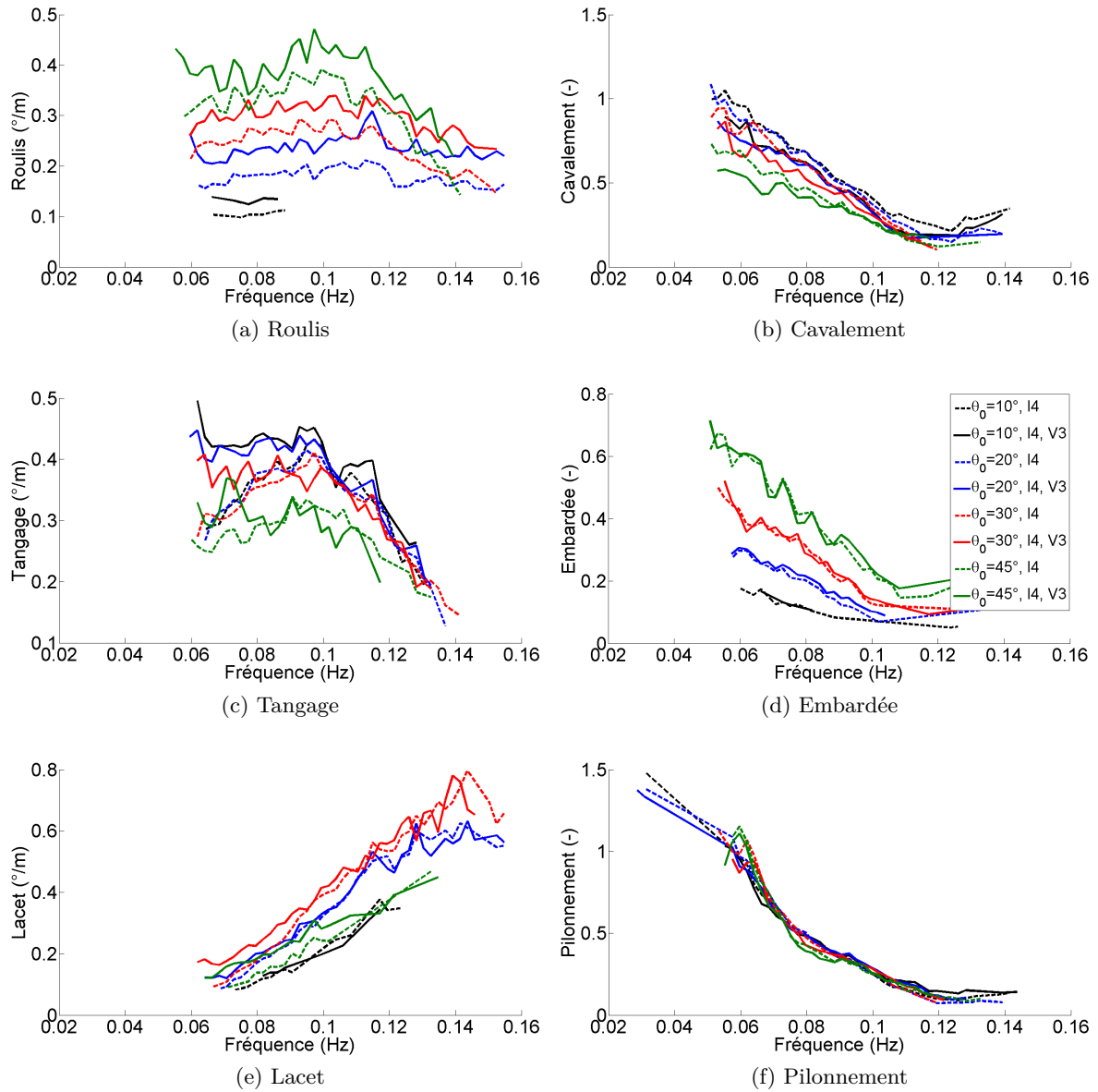


Figure 5.19 – RAO avec et sans vent pour une houle irrégulière I4 (En pointillé sans vent et en trait plein avec vent V3)

la différence entre les cas avec et sans vent pour le mouvement de tangage devient de moins en moins marquée. Pour le roulis, on constate que la présence du vent augmente l'amplitude des oscillations. La figure 5.20 nous montre qu'il s'agit uniquement de l'effet du vent et non de la rotation des pales car on observe la même augmentation en roulis pour le disque qui est non tournant.

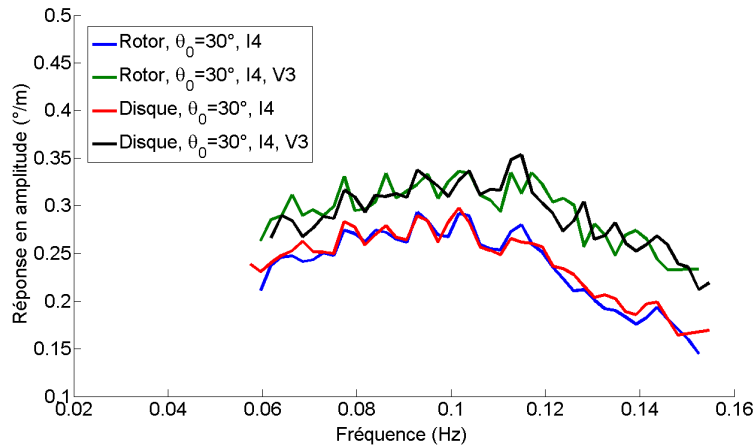


Figure 5.20 – Comparaison des RAOs en roulis obtenues avec le rotor et le disque pour une houle irrégulière I4 d'angle $\theta_0 = 30^\circ$ sans vent et avec vent V3

Cavement et Embardée :

Pour le mouvement d'embardée, on constate une augmentation de l'amplitude des oscillations à mesure que l'angle entre la houle et le vent augmente (figure 5.19d). Comme pour le roulis et le tangage, cette augmentation de la réponse en embardée entraîne une diminution de la réponse en cavement (figure 5.19b).

Pour l'ensemble des directions de houle, la réponse en cavement est diminuée en présence du vent V3. Cet effet n'est pas observé pour le mouvement d'embardée.

Lacet :

La figure 5.19e représente la réponse en lacet de l'éolienne flottante. Pour l'ensemble des directions, on observe une influence relativement limitée du vent sur la réponse en lacet. Cette influence semble augmenter avec l'angle θ_0 .

On observe également une augmentation des mouvements de lacet avec cet angle. Cette augmentation semble atteindre un maximum pour $\theta_0 = 30^\circ$ (en rouge). Ce maximum peut s'expliquer par la géométrie du flotteur (figure 5.18). En effet, pour $\theta_0 = 30^\circ$, la direction de la houle est parallèle à la droite définie par la pile bâbord et la pile arrière. La force d'excitation est donc maximale. On peut également imaginer que l'angle $\theta_0 = 60^\circ$ corresponde à un minimum pour le mouvement de lacet. En effet, dans cette configuration, la houle arrive alignée avec un plan de symétrie de la plateforme (comme pour l'angle $\theta_0 = 0^\circ$). La réponse pour $\theta_0 = 45^\circ$ permet de mettre en évidence une symétrie par rapport à $\theta_0 = 30^\circ$. En effet, la réponse en lacet pour cette direction est comprise entre la réponse obtenue pour $\theta_0 = 10^\circ$ et $\theta_0 = 20^\circ$.

Cette évolution de la réponse en lacet a également été observée par Philippe (2012) qui a simulé numériquement les directions 0° , 30° , 60° et 90° . Il observe que la réponse aux fréquences de houle est maximale pour 30° et 90° et minimale pour 0° et 60° .

L'annexe B.2.1 met en évidence une bonne répétitivité au niveau des résultats obtenus avec une houle croisée.

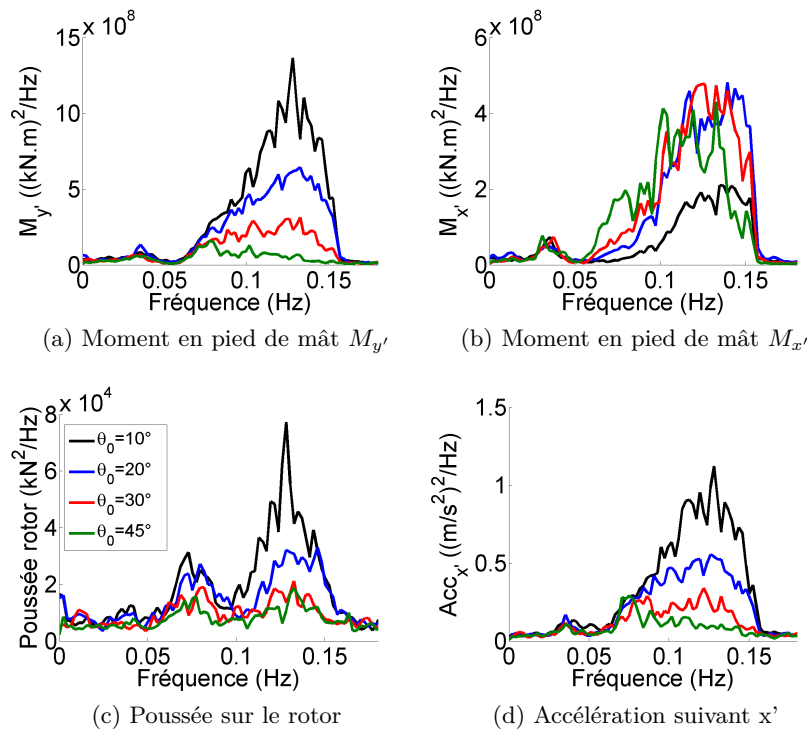


Figure 5.21 – Évolution des moments en pied de mât, de la poussée sur le rotor et de l'accélération en tête de mât en fonction de l'angle θ_0 pour la configuration I4, V3

Comportement de l'éolienne :

La direction de la houle incidente par rapport à celle du vent modifie également le comportement de l'éolienne. Les figures 5.21a et 5.21b représentent l'évolution du moment en pied de mât suivant x' et y' . On observe une augmentation importante de la réponse autour des fréquences de houle pour le moment $M_{x'}$ du fait de l'augmentation du roulis. A l'inverse, la diminution de la réponse en tangage entraîne une diminution des oscillations pour le moment $M_{y'}$. Il en est de même pour l'accélération suivant x' et la poussée sur le rotor comme en témoignent les figures 5.21c et 5.21d.

5.3.6 Synthèse

Effet du vent :

L'action du vent modifie la réponse de l'éolienne flottante aux fréquences de houle pour les mouvements de cavalemt et de tangage. Cette différence est une conséquence directe de l'angle d'assiette qui modifie le comportement dynamique de la maquette. Dans ces condi-

tions, la réponse aux fréquences de houle diminue pour le cavalement et augmente pour le tangage.

Influence de la cambrure :

Pour les cambrures générées, l'ensemble des résultats met en évidence une influence très faible de ce paramètre sur la réponse du système (réponse linéaire). Il serait néanmoins préférable de refaire des essais à cambrure bien plus importante (proche du déferlement) avant de généraliser quelque chose quant à l'influence de la cambrure sur la dynamique du système.

Influence de la direction principale de la houle par rapport au vent :

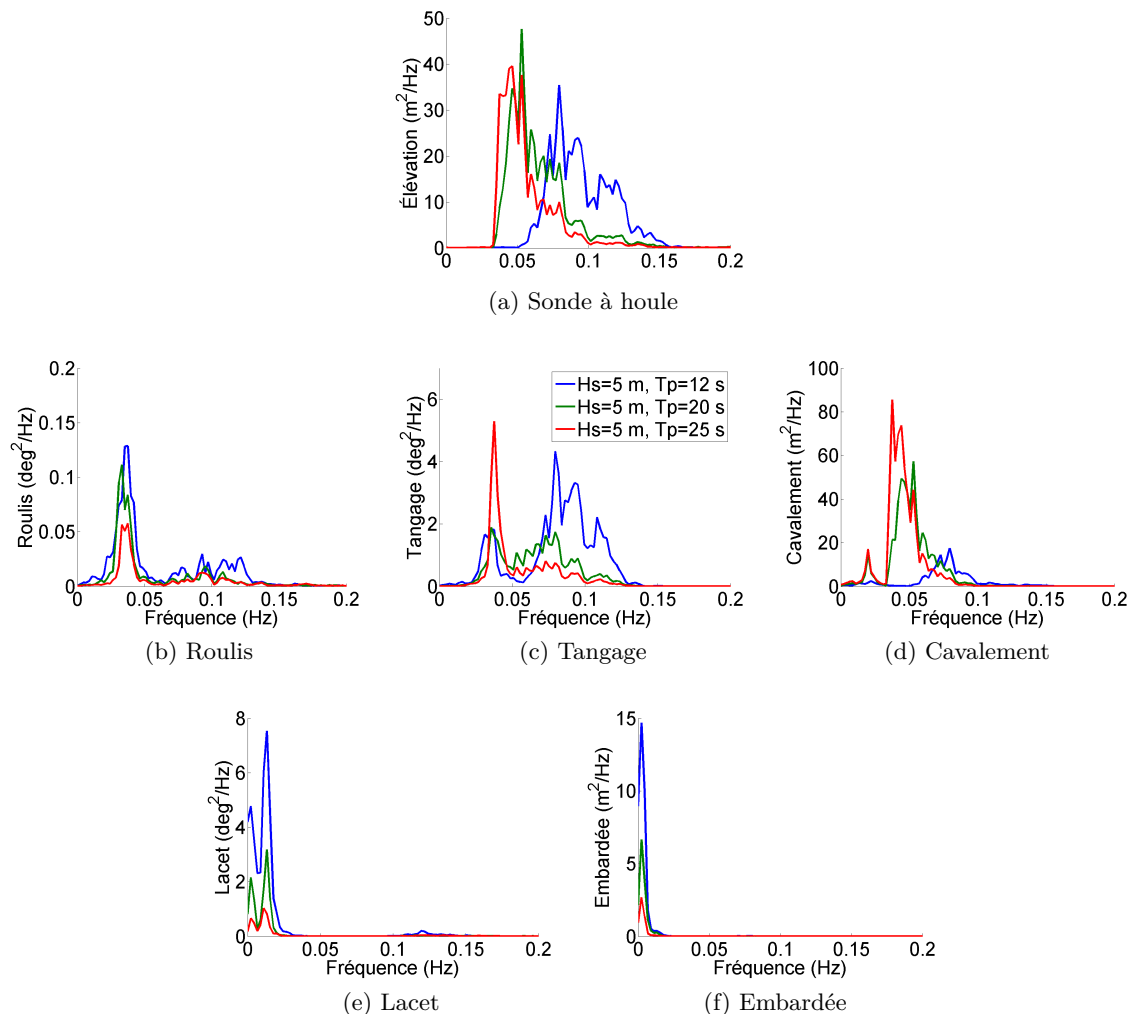
Cette configuration est importante car elle peut mettre en évidence des réponses différentes aux fréquences de houle, notamment au niveau des mouvements de roulis, embardée et surtout lacet qui n'étaient que très peu présents dans les configurations où la houle et le vent étaient alignés (absence de sollicitations). Pour le lacet, la réponse aux fréquences de houle est maximale pour 30° et 90° et minimale pour 0° et 60° .

5.4 Étude de la réponse basse fréquence

5.4.1 Influence de la période de pic sur le comportement basse fréquence du système

Les houles générées ici sont de hauteurs significatives constantes ($H_s = 5 \text{ m}$). Seule la période change lors de ces cas d'essai ($T_p=12.0 \text{ s}$ (I4), $T_p=20.0 \text{ s}$ (I7) et $T_p=24.8 \text{ s}$ (I8)) comme on peut le voir sur la figure 5.23a. Ces trois essais n'ont donc pas été réalisés à cambrure constante mais on a pu voir précédemment (5.3.4) que la réponse était linéaire pour des faibles variations de cambrure.

L'ensemble des résultats est tracé sur la figure 5.22.



Lacet et Embardée :

On constate que les houles de petite période déstabilisent davantage le système en lacet autour de la fréquence de résonance. Cette augmentation de la réponse en lacet peut s'expliquer

par l'effort de dérive qui augmente avec la période de pic. On retrouve la même évolution pour l'embarquée et le roulis.

Tangage :

Pour des périodes faibles (I4), il a été observé en 5.2 que la réponse du système peut se décomposer en une réponse aux fréquences de houle et une réponse basse fréquence. Pour des périodes plus élevées, les fréquences de houle sont très proches de la fréquence propre en tangage. L'amplitude de la réponse basse fréquence augmente donc avec la période de pic au profit de la réponse aux fréquences de houles.

Cavalement :

Pour le cavalement, on observe également une réponse aux fréquences de houle et une réponse basse fréquence. Néanmoins, dans ce cas, la composante basse fréquence est moins marquée car les périodes de houle sont plus éloignées de la période de résonance.

Comportement de l'éolienne :

La figure 5.23 trace l'évolution de la poussée sur le rotor, de l'accélération et des moments en pied de mât en fonction de la période de pic. Les sollicitations dans l'axe de l'écoulement (axe x') sont directement corrélées au mouvement de tangage. On observe alors une augmentation de la réponse basse fréquence. De la même manière, les efforts transverses (moment en pied de mât $M_{x'}$) sont liés au mouvement de roulis (figure 5.23e). On observe donc une diminution de la réponse basse fréquence lorsque la période de pic augmente.

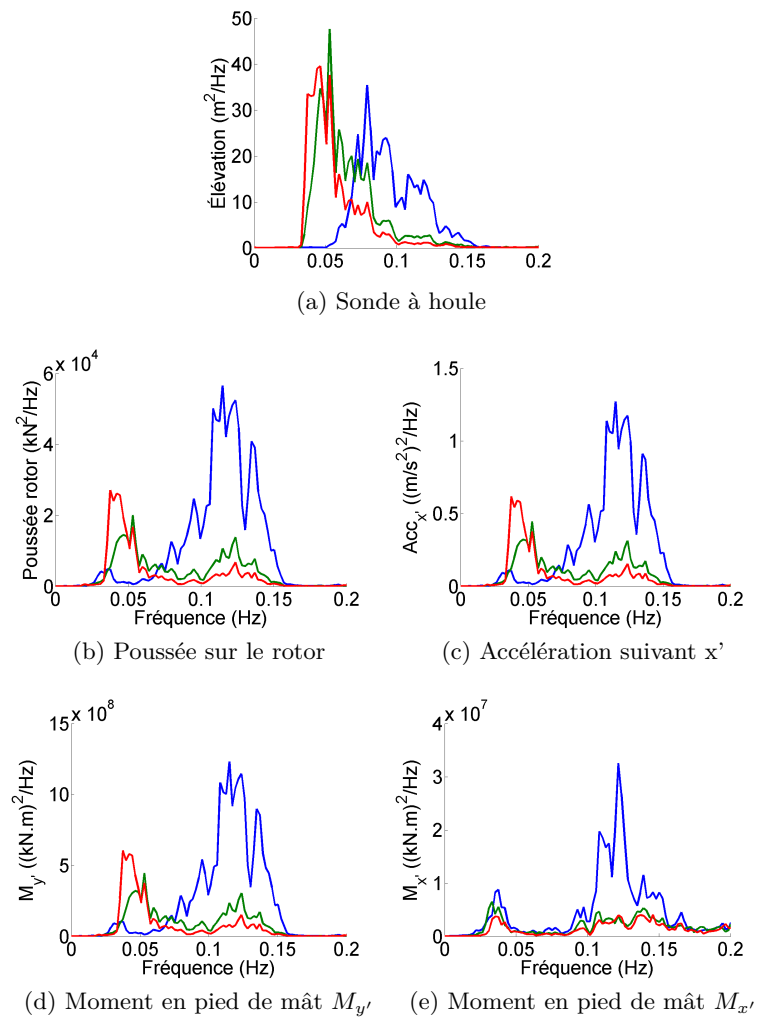


Figure 5.23 – Densité spectrale de puissance sans vent pour les houles I4, I7 et I8

5.4.2 Influence du vent sur la réponse basse fréquence

On s'intéresse ici à l'influence du vent sur la réponse basse fréquence du système. Les résultats ont donc été tracés pour une houle irrégulière seule, un vent constant seul et la combinaison de ces deux sollicitations. Les houles générées sont les houles I4 (figure 5.24), I7 (figure 5.24) et I8 (figure 5.26).

On peut voir sur ces figures que le vent modifie le comportement aux fréquences de houle comme vu précédemment mais également le comportement basse fréquence. L'analyse en vent seul met en évidence une réponse à la période propre de l'ensemble des mouvements, exceptés celui de pilonnement. En réalité, le vent n'est pas tout à fait constant et c'est la turbulence naturelle du vent qui excite les degrés de liberté du flotteur autour de leur fréquence propre.

Pour l'ensemble des houles générées, on ne peut considérer que l'action de la houle et du vent est découplée. En effet, si on étudie l'effet de la houle seule puis du vent seul sur la structure, la superposition de ces deux effets ne donne pas la même réponse que l'étude simultanée de la houle et du vent. Cet effet est plus marqué à mesure que la période de houle se rapproche des périodes de résonance.

Roulis, lacet et embardée

Pour ces trois mouvements, on observe une augmentation de la réponse en houle et vent constant par rapport au cas houle seule. Cette augmentation s'explique par l'augmentation de l'effort d'excitation en présence de vent. Pour le lacet, l'effet gyroscopique peut également permettre d'expliquer cette augmentation même si [Gueydon & Weller \(2012\)](#) ont récemment montré pour un flotteur de type semi-submersible que cet effet est important pour l'effort de torsion en pied de mât mais n'est pas restitué dans le mouvement de lacet du flotteur du fait de l'inertie importante de ce dernier.

Si on compare la réponse en vent seul et la réponse en houle et vent, on constate que la présence de la houle stabilise ces mouvements.

Cavalement et tangage :

Pour ces deux mouvements, l'action du vent peut se résumer principalement en deux effets :

- Un amortissement aérodynamique pour le tangage et le cavalement.
- Une modification de l'angle d'assiette.

La modification de l'angle d'assiette modifie la réponse aux fréquences de houle, comme nous avons pu le voir en 5.3, mais également la réponse à basse fréquence car c'est le comportement global de la maquette qui est affecté. Pour l'amortissement aérodynamique, on peut supposer qu'il modifie principalement la réponse à basse fréquence, autour de la résonance en cavalement et tangage. Le chapitre 6 permettra de confirmer cette hypothèse.

Cette analyse met en évidence un autre point important. Le comportement dynamique du système, pour ces deux mouvements, semble fortement dépendant du positionnement des fréquences propres vis-à-vis des fréquences de houle. Toute généralisation semble donc délicate.

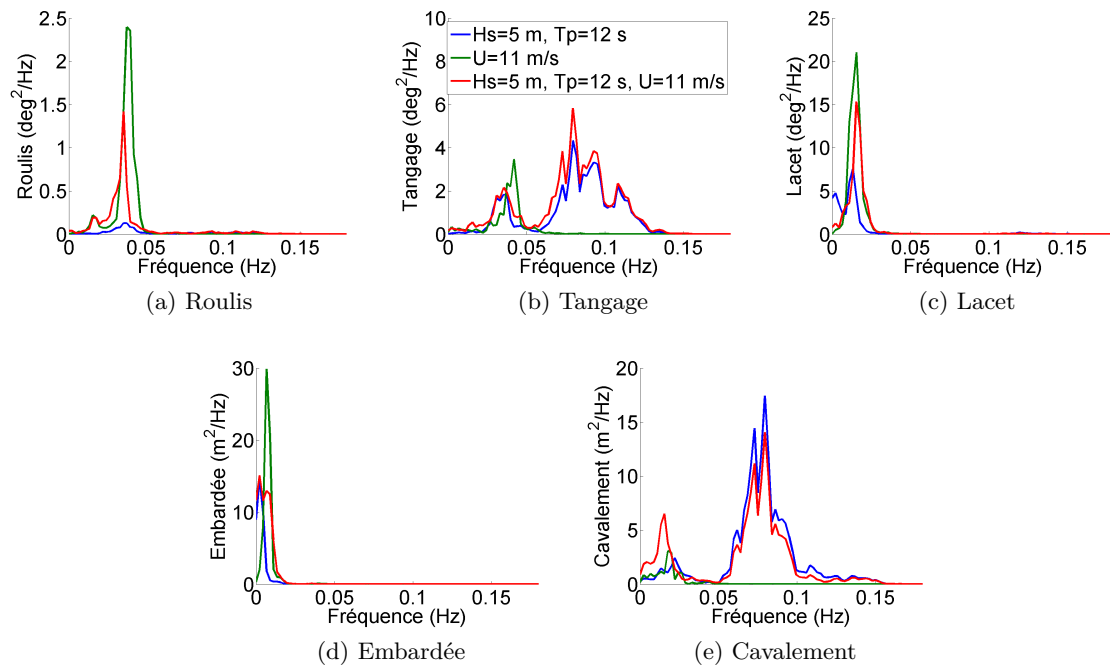


Figure 5.24 – Influence de la vitesse du vent V_3 sur le comportement dynamique du système (houle irrégulière I4)

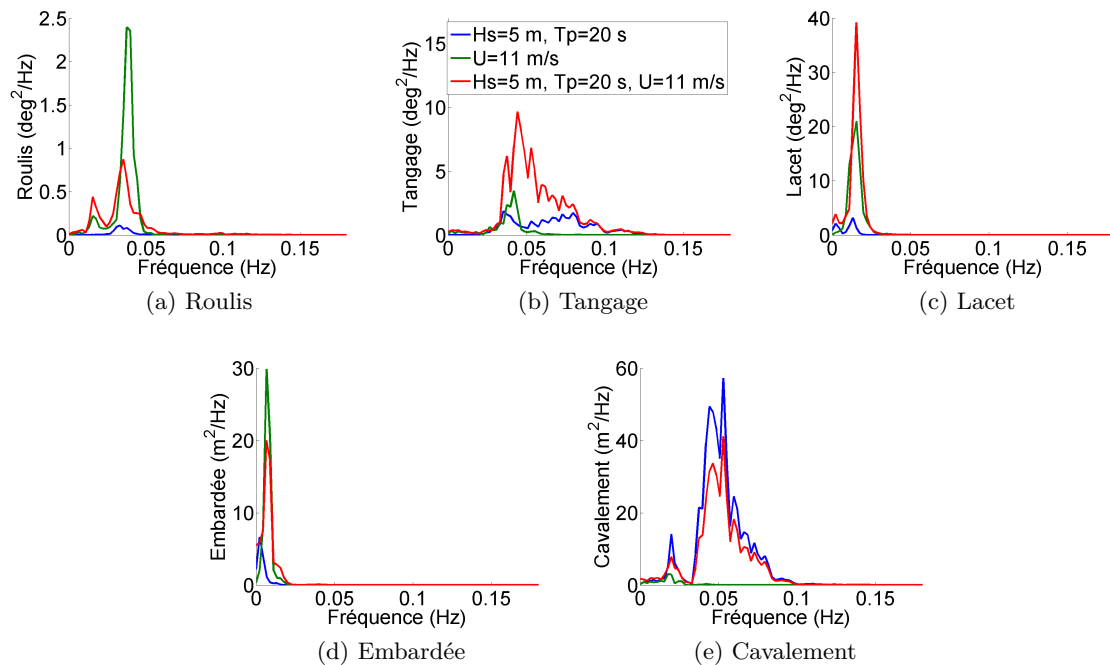


Figure 5.25 – Influence de la vitesse du vent V_3 sur le comportement dynamique du système (houle irrégulière I7)

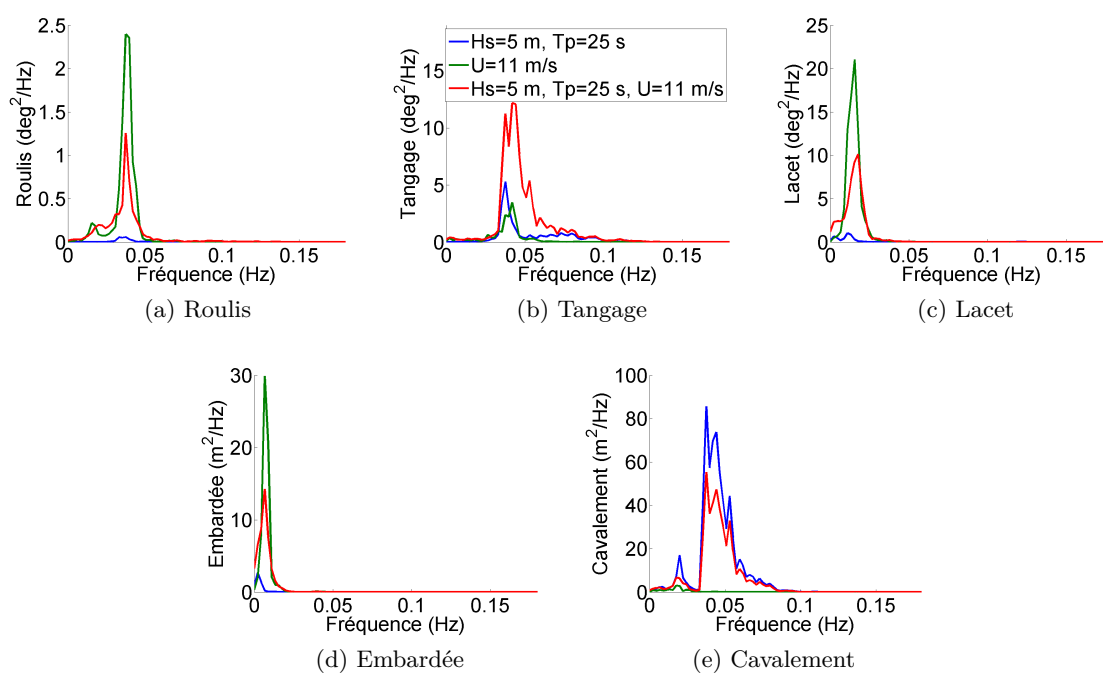


Figure 5.26 – Influence de la vitesse du vent V_3 sur le comportement dynamique du système (houle irrégulière I8)

5.4.3 Fonction de transfert du système obtenue par génération de signaux de vents sinusoidaux

En utilisant le même principe que pour la houle, nous avons voulu déterminer la fonction de transfert à basse fréquence des mouvements de la maquette soumise au vent. Pour cela, nous avons généré plusieurs signaux de vent sinusoidaux (figure 5.27) de valeur moyenne et d'amplitude constante mais de pulsations différentes. Comme pour la houle, on obtient l'amplitude des mouvements à la fréquence d'excitation. Ce type d'essai permet notamment d'étudier le comportement de la maquette à des fréquences plus faibles que pour les RAOs avec vagues (cf tableau 5.3 pour plus d'informations sur les cas de chargement réalisés). Ces essais ont été réalisés pour les vitesses V3 et V4 (respectivement 11.2 m.s^{-1} et 15 m.s^{-1}). L'amplitude des oscillations est constante et vaut environ 0.6 m.s^{-1} à l'échelle du bassin. Ici, aucun adimensionnement n'est effectué et on peut lire directement l'amplitude des oscillations des différents mouvements.

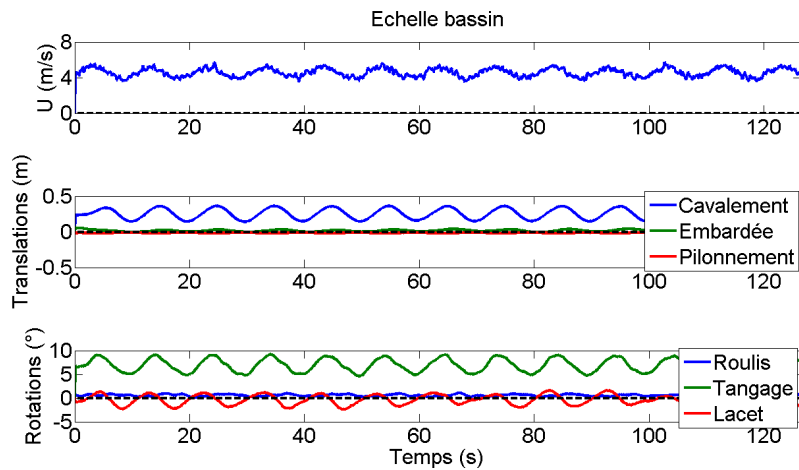


Figure 5.27 – Évolution temporelle des différents degrés de liberté avec un vent sinusoidal (échelle bassin)

Tableau 5.3 – Résumés des signaux de vent sinusoidaux générés

Fréquence (Hz)	Période (s)
0.113	8.8
0.071	14.1
0.057	17.7
0.033	30.7
0.021	47.1
0.014	70.7
0.006	176.8

5.4.3.1 Analyse des résultats et discussion

Sur la figure 5.28, on retrouve la présence de pics autour des fréquences propres développées en 4.4.2 sauf pour le pilonnement qui n'est logiquement pas excité par le vent.

On voit ici que le manque de points ne permet pas d'obtenir avec précision les fréquences de résonance du modèle ni même l'influence de la vitesse de vent sur le comportement du système à ses fréquences propres. Néanmoins, cette méthode peut permettre de caractériser le comportement dynamique à basse fréquence de la maquette. Ce type d'étude, réalisé pour différentes amplitudes de vitesse du vent pourrait même permettre d'accéder à l'amortissement du système.

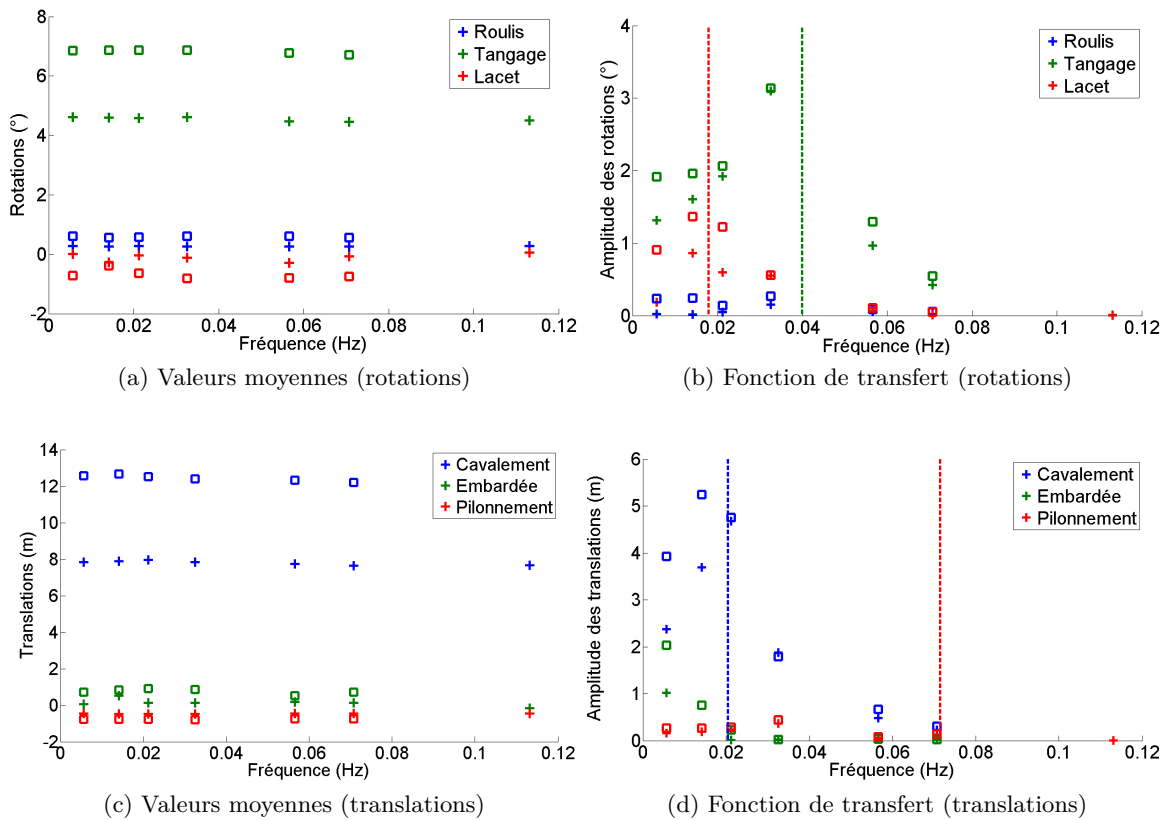


Figure 5.28 – Fonction de transfert du système obtenue par génération de signaux de vents sinusoidaux (\square : V3, $+$: V4)

5.5 Influence de l'effort excitateur basse fréquence du vent fluctuant sur la dynamique du système

5.5.1 Introduction

D'après [Molin \(2002\)](#), "les fluctuations de vitesse du vent couvrent un domaine de fréquence étendu et participent également à l'excitation basse fréquence des structures ancrées." Il est donc important de les représenter afin de modéliser avec précision le comportement d'une structure flottante.

5.5.2 Analyse des résultats

Comme les résultats sont tracés à l'échelle 1, nous avons tracé dans [5.29a](#) et [5.30a](#) le spectre de vitesse de vent obtenu par le spectre d'Ochi et Shin et qui a servi de consigne pour l'obtention du spectre de vent en bassin.

Les densités spectrales de puissance pour l'ensemble des mouvements, les efforts et l'accélération sont tracées pour une houle irrégulière I4 sur la figure [5.29](#) et pour une houle irrégulière I8 sur la figure [5.30](#). On retrouve un comportement similaire à ceux étudiés précédemment, à savoir une réponse aux fréquences de houle et une réponse basse fréquence. En revanche, on retrouve beaucoup d'énergie à très basse fréquence pour les mouvements influencés par le vent, à savoir les mouvements de cavement et de tangage. On retrouve également cette action sur le roulis de par les fluctuations de vitesse de rotation.

Pour les mouvements de cavement et de tangage, on observe également une nette augmentation de la réponse basse fréquence et cela pour les deux spectres de houle générés.

Logiquement, le comportement est similaire pour l'ensemble des sollicitations dans le sens du vent à savoir les efforts d'ancrage, la poussée sur le rotor ou encore le moment en pied de mât M_y mesuré par les jauges de déformation. Il en est de même pour l'accélération suivant x' . Le moment en pied de mât $M_{x'}$ est quant à lui affecté par les fluctuations de vitesse de rotation comme le roulis.

Cette réponse à très basse fréquence est peu dimensionnante pour le système car les mouvements sont lents. En revanche, elle peut entraîner une augmentation des valeurs moyennes maximales. A titre d'exemple, le tableau [5.4](#) récapitule les valeurs moyennes, les écarts-types et les valeurs maximales mesurées pour l'ensemble des paramètres dimensionnants. Ce résumé a été effectué dans le cas d'une houle irrégulière I4 avec un vent constant V3 et avec le spectre de vent défini en [4.3.5](#).

A la lecture de ce tableau, on constate que les valeurs maximales sont semblables entre les cas vent constant et vent fluctuant alors que la valeur moyenne est bien inférieure pour le cas vent fluctuant (11.2 m.s^{-1} pour le vent V3 contre 9.5 m.s^{-1} en moyenne pour le spectre de vent). On peut donc s'attendre à avoir des valeurs maximales bien supérieures pour une même valeur moyenne de vent dans le cas du vent fluctuant. Pour le tangage, nous avons vu au chapitre [3](#) qu'un angle d'assiette important peut venir perturber les performances de la turbine. De même, une dérive trop importante peut venir tirer sur les câbles qui relient l'électricité au réseau. Il est donc important de prendre en compte l'aspect fluctuant du vent marin pour la détermination des valeurs moyennes maximales.

L'effort excitateur basse fréquence du vent fluctuant peut également entraîner une augmentation de la réponse du système autour de ses périodes propres comme c'est le cas ici pour

le cavalement et le tangage (figures 5.29d et 5.29g). Les écart-types pour ces mouvements sont modifiés avec un facteur 2 entre le vent constant et le spectre de vent pour le tangage et un facteur 2.6 pour le cavalement.

Tableau 5.4 – Tableau récapitulatif des efforts, des mouvement principaux et de l'accélération dans le cas d'une houle I4 avec vent V3 et avec le spectre de vent défini en 4.3.5

	I4,V3			I4, spectre		
	Mean	Max	σ	Mean	Max	σ
Tangage (°)	6.4	8.3E+00	4.6E-01	4.8	7.9	9.3 E-01
Cavalement (m)	1.2E+01	1.4E+01	6.2E-01	8.9	1.4E+01	1.6
$Acc_{x'}$ en tête de mât (m.s ⁻²)	1.1	2.1	2.9E-01	8.6E-1	2.1	3.1E-01
Ancrage tribord (kN)	4.1E+02	5.2E+02	3.0E+01	3.0E+02	4.8E+02	6.1E+01
Ancrage bâbord (kN)	4.1E+02	5.0E+02	2.8E+01	3.1E+02	5.0E+02	6.0E+01
Poussée (kN)	8.7E+02	1.3E+03	1.1E+02	6.1E+02	1.2E+03	1.3E+02
$M_{y'}$ en pied de mât (kN/m)	8.2E+04	1.2E+05	9.5E+03	6.1E+04	1.2E+05	1.3E+04

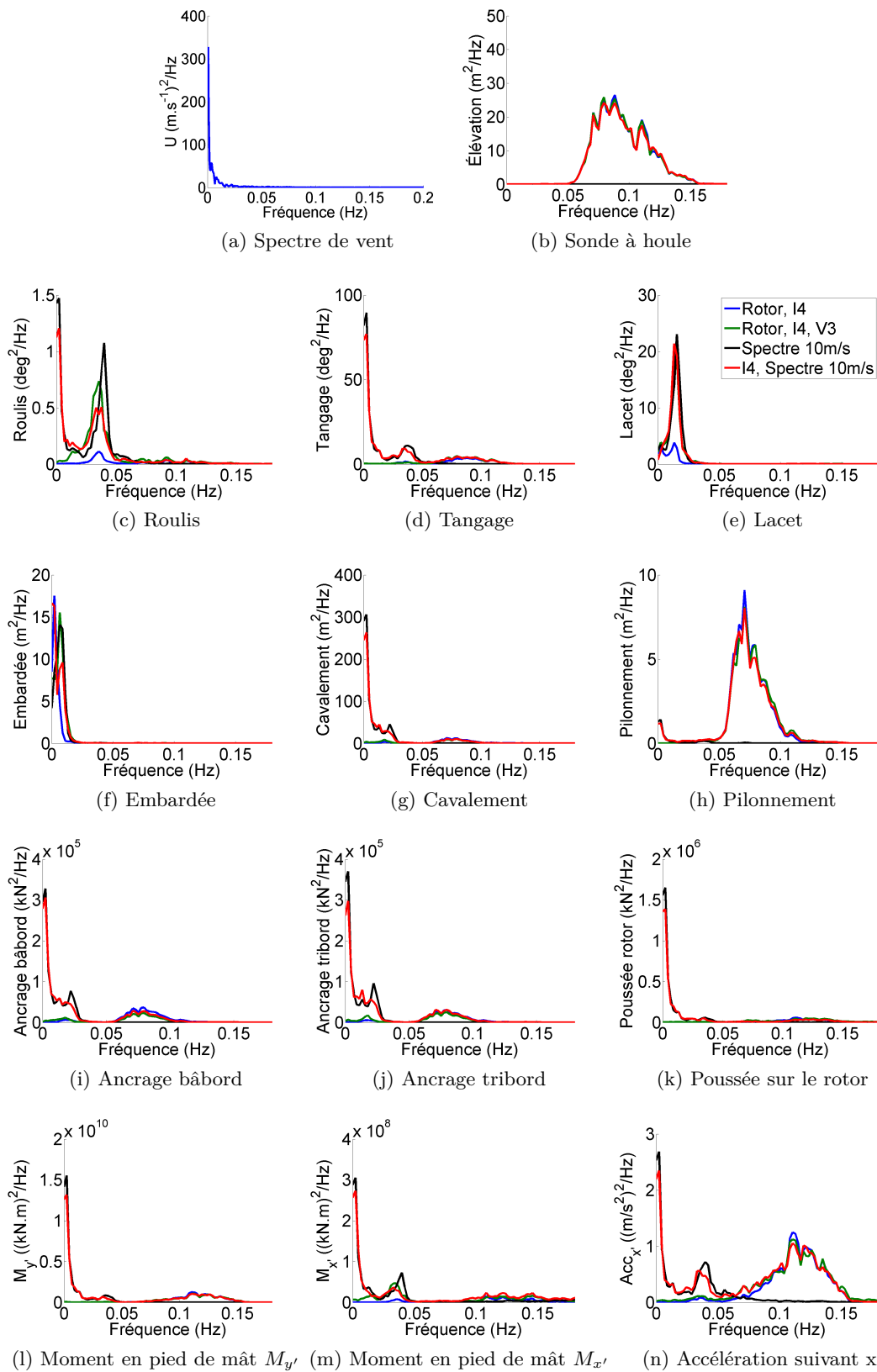


Figure 5.29 – Influence des fluctuations basses fréquences du vent sur le comportement dynamique du système (houle irrégulière I4)

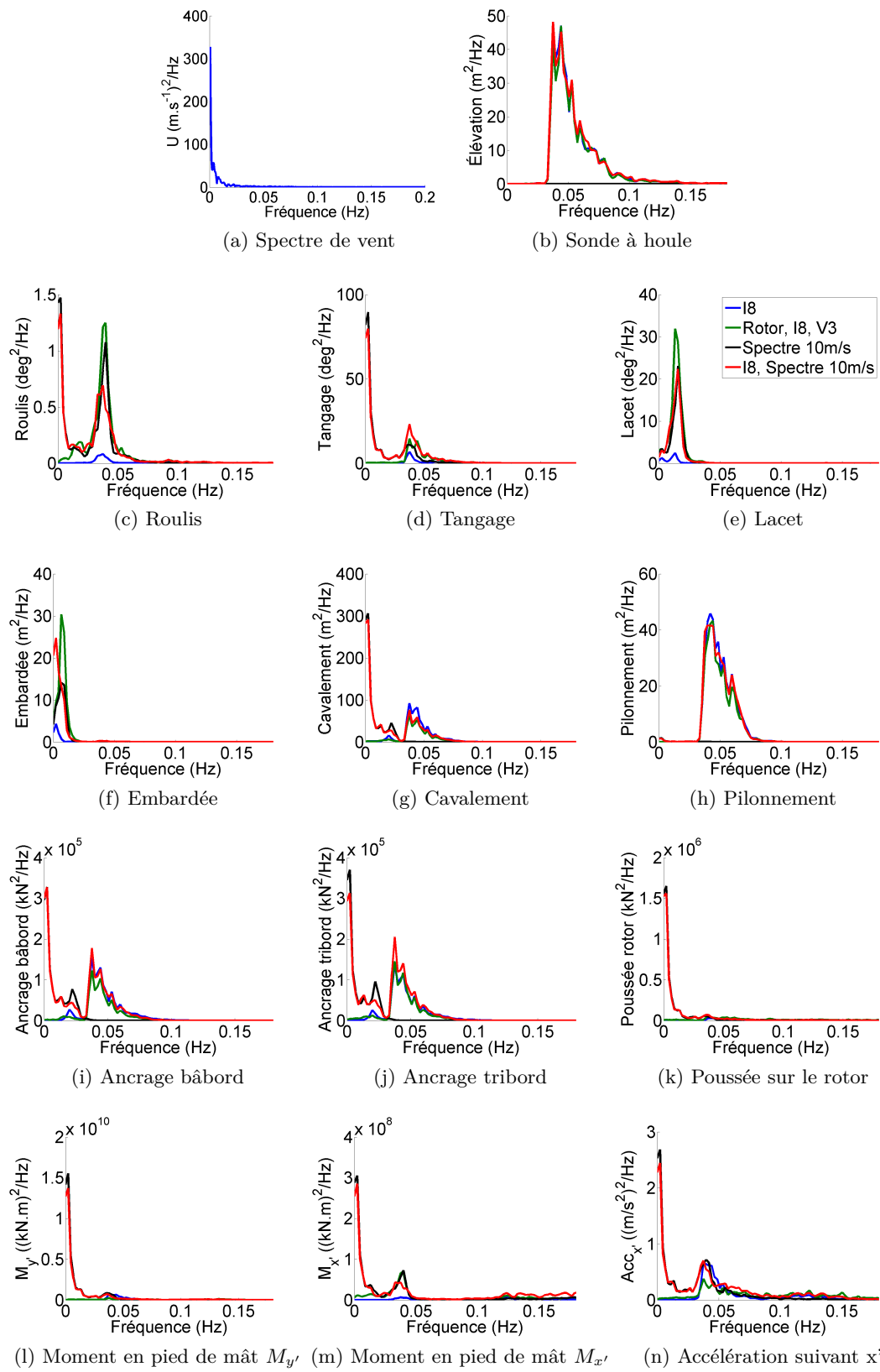


Figure 5.30 – Influence des fluctuations basses fréquences du vent sur le comportement dynamique du système (houle irrégulière I8)

5.6 Conclusion

Ce chapitre a permis de caractériser le comportement dynamique de la maquette d'éolienne flottante sous l'effet de la houle et du vent. Les essais ayant eu lieu sur deux campagnes distinctes, nous avons également pu mettre en évidence une très bonne répétabilité pour ce type d'expérience.

Les principales conclusions issues de ces résultats expérimentaux sont synthétisées ci-dessous :

- L'action du vent entraîne des modifications notables dans le comportement dynamique de la maquette. Ces modifications sont une conséquence directe de plusieurs facteurs : l'inclinaison prise par la maquette, la présence d'un amortissement aérodynamique mais aussi la rotation de la turbine.
- Les fluctuations basses fréquences du vent sont à prendre en compte pour la détermination des valeurs moyennes maximales en cavement et tangage. Elles peuvent également entraîner une nette augmentation de l'intensité de la réponse basse fréquence pour ces mêmes mouvements ainsi que pour les efforts et accélérations associés.
- De manière générale, on ne peut pas considérer que l'action de la houle et du vent est découplée. Cet effet est plus marqué à mesure que la période de houle se rapproche des périodes de résonance.
- Lorsque la houle arrive de direction croisée par rapport au vent, on observe un comportement différent pour le système avec une augmentation de la réponse pour les mouvements transverses au vent (embardée et roulis). La réponse en lacet est également plus importante. En conséquence, le comportement des ancrages ainsi que la distribution des efforts sont également modifiés.

Comparaison avec différents modèles

Sommaire

6.1	Introduction	174
6.2	Comparaison expérimentale entre le rotor tournant et un modèle simplifié (disque)	174
6.2.1	Introduction	174
6.2.2	Dimensionnement du disque	174
6.2.3	Étude en houle seule	176
6.2.4	Étude avec houle et vent	178
6.2.5	Conclusion	182
6.3	Comparaison entre les essais en bassin et un modèle numérique	185
6.3.1	Introduction	185
6.3.2	Modèle numérique des essais extrapolés à l'échelle réelle	185
6.3.3	Comparaison entre l'expérience et le numérique pour la réponse aux fréquences de houle	186
6.3.4	Conclusion	188

6.1 Introduction

Dans ce chapitre, nous nous intéresserons à la comparaison obtenue entre les essais et deux modèles. Le premier modèle est un modèle numérique de tenue à la mer d'éoliennes offshore flottantes développé au LHEEA. Le deuxième modèle est un modèle expérimental simplifié qui remplace le rotor par un disque plein, non tournant.

6.2 Comparaison expérimentale entre le rotor tournant et un modèle simplifié (disque)

6.2.1 Introduction

Dans cette partie, un disque plein est placé en lieu et place du rotor afin de générer une poussée équivalente (figure 6.1a). Il s'agit d'une configuration simplifiée utilisée par la société Windfloat (1.3.2) pour l'étude de son concept de trifloater. Cette configuration a depuis été étudiée à plusieurs reprises. Il n'a en revanche jamais été démontré que son effet était équivalent à celui d'un rotor complet.

C'est donc tout l'objet de ces essais. Des différences entre le rotor et le disque mettraient en défaut cette approche. En revanche, une bonne comparaison permettrait de diminuer le coût de revient d'une telle maquette. En effet, si la définition d'un modèle CAO des pales est relativement aisée, sa fabrication a un coût non négligeable.

Cette expérience doit donc apporter des premiers éléments de réponse sur le degré de simplification envisageable pour l'étude de la dynamique d'éoliennes flottantes et surtout sur la plage de fonctionnement dans laquelle cette simplification est adaptée.

Il est important de préciser que l'on compare ici les mêmes essais (expérience 2) pour le disque et pour le rotor.

6.2.2 Dimensionnement du disque

Pour le dimensionnement, et contrairement à l'étude de Windfloat, nous n'avons pas tenu compte des inerties car le disque est non tournant. En effet, un deuxième objectif pour cette expérience est de quantifier l'effet de la rotation des pales sur les efforts et les mouvements du système complet.

Le dimensionnement a en revanche été effectué de façon à conserver la même masse que celle de l'ensemble rotor. Nous avons également souhaité obtenir la même poussée que le rotor pour la vitesse de vent $V3$. Le fait de conserver la même vitesse de vent et la même masse nous permet de comparer le rotor et le disque dans les mêmes conditions. Les différences observées sont donc directement imputables au disque.

En prenant un coefficient de traînée de 1.2 pour un disque placé perpendiculairement à l'écoulement (comme dans Cermelli *et al.* (2009)) et une masse volumique de l'air de 1.23 kg.m^3 (compte tenu des conditions de température et de pression du bassin), la formulation théorique pour la traînée ($F_x = 1/2\rho SC_x U_\infty^2$) conduit à un diamètre de rotor de 0.7 m. Afin de conserver la même masse que l'ensemble rotor (0.90 kg), nous avons choisi d'enlever de la matière en découpant 24 trous répartis uniformément sur le disque. Pour ne pas changer

2. Comparaison expérimentale entre le rotor tournant et un modèle simplifié (disque)

la valeur de la poussée, ces trous ont été rebouchés par du ruban adhésif transparent comme on peut le voir sur la figure 6.1b. La nouvelle partie rotor, comprenant le disque en bois d'épaisseur 5 mm et la pièce de jonction pour venir se fixer sur l'arbre moteur pèse donc 0.95 kg soit une erreur de 5 % par rapport au cahier des charges théorique.

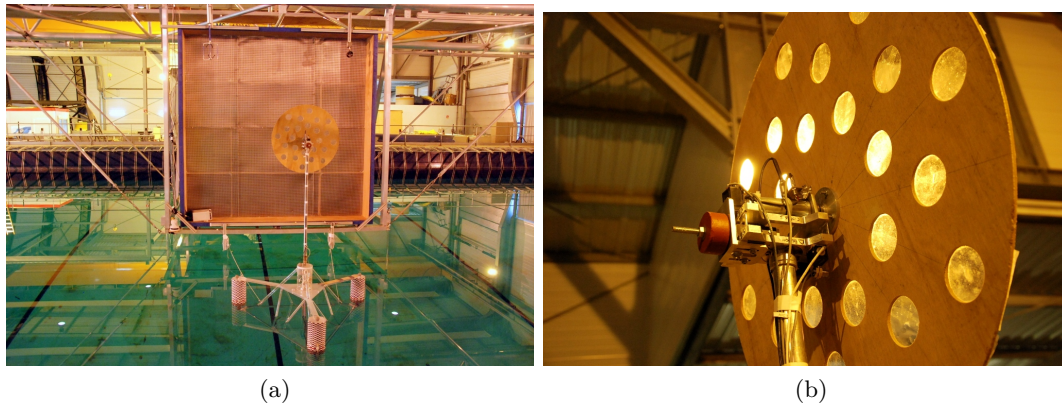


Figure 6.1 – Disque

Les essais en bassin ont montré une bonne correspondance entre la formulation théorique et les valeurs obtenues pour le disque comme on peut le voir sur la figure 6.2. En conséquence, la vitesse à l'échelle maquette obtenue pour avoir une poussée équivalente au vent V3 (cerle vert) est très proche de celle utilisée pour le rotor (respectivement 4.9 m s^{-1} contre 4.6 m s^{-1}) comme nous l'avions souhaité.

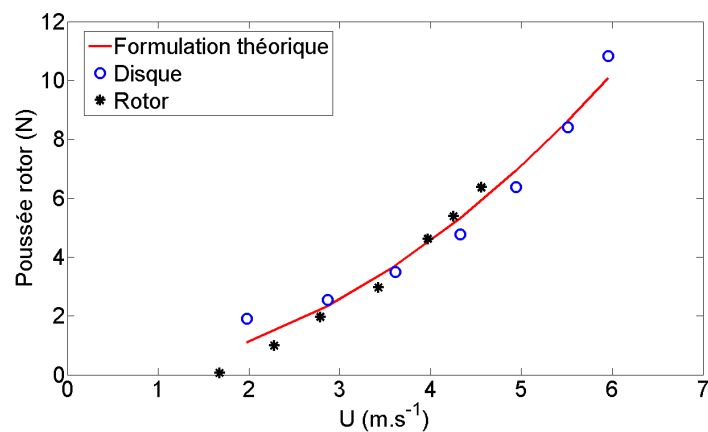


Figure 6.2 – Évolution de la poussée en fonction de la vitesse du vent pour la formulation théorique de Morison, le disque et le rotor

6.2.3 Étude en houle seule

6.2.3.1 Réponse aux fréquences de houle

Afin de vérifier si le changement du rotor par le disque n'a pas modifié la réponse du système aux fréquences de houle, nous avons simulé une houle irrégulière sans vent pour comparer les deux modèles (figure 6.3). On observe une très bonne correspondance entre le rotor et le disque. La dynamique du système est identique pour le rotor et pour le disque.

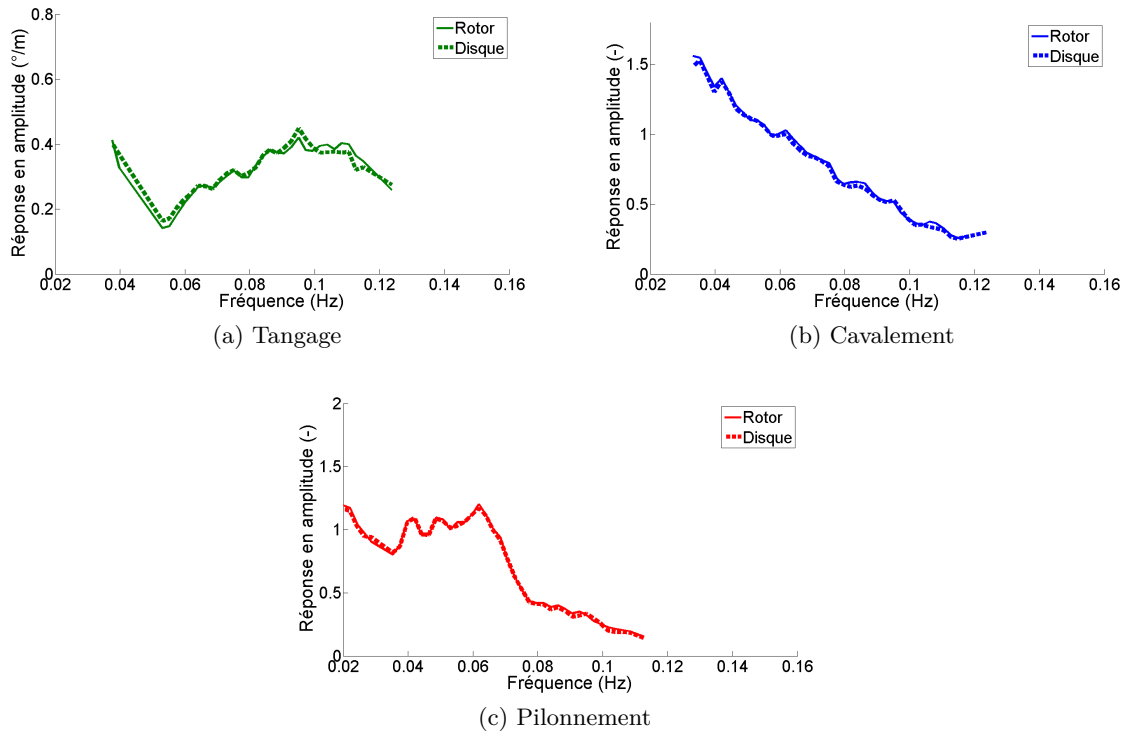


Figure 6.3 – Comparaison des RAOs obtenues avec le rotor (—) et avec le disque (⋯)

6.2.3.2 Réponse basse fréquence

De même que pour les RAOs, les densités spectrales de puissance visibles sur la figure 6.4 mettent en évidence un très bon accord entre le disque et le rotor pour le cas sans vent.

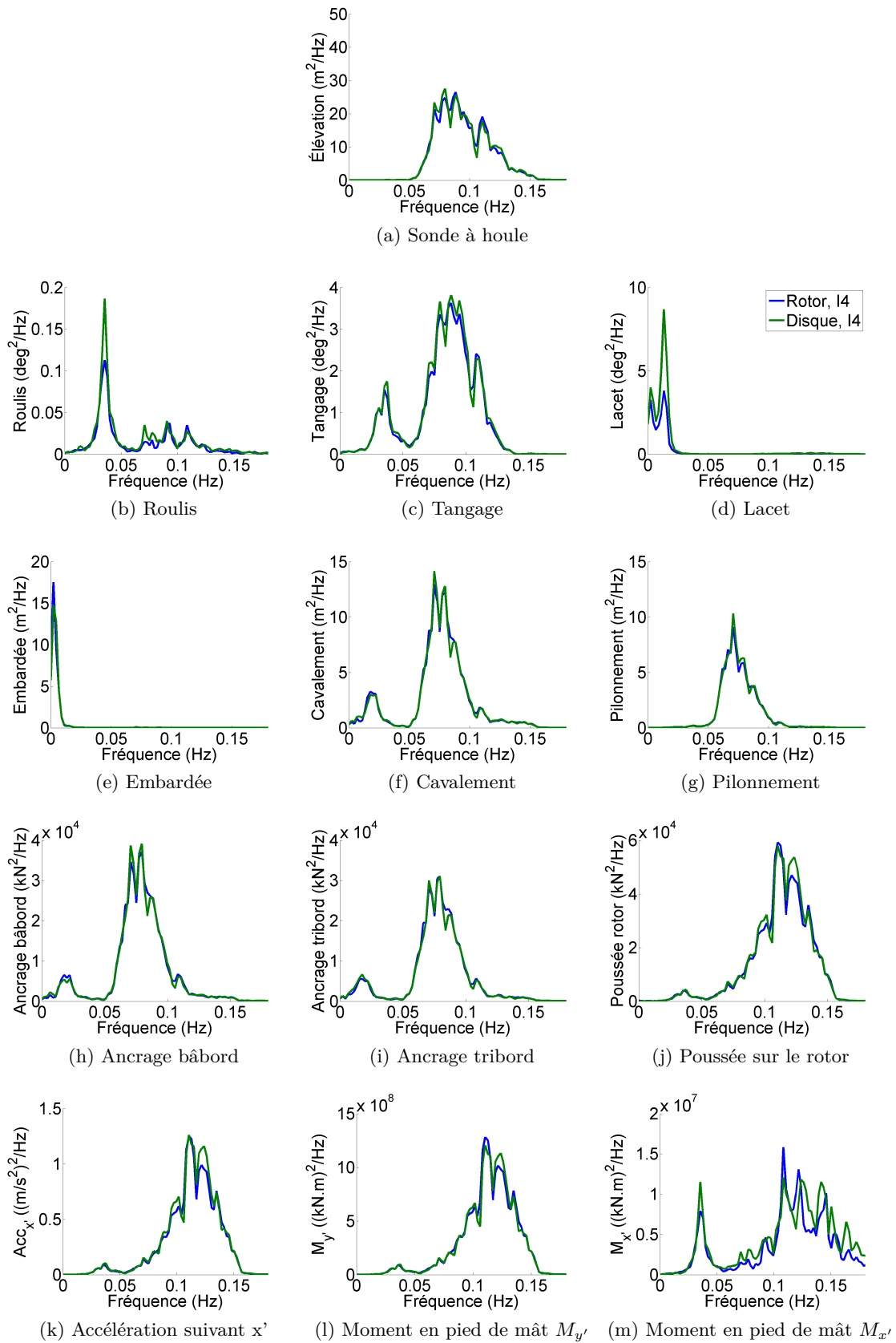


Figure 6.4 – Comparaison des densités spectrales de puissance obtenues avec le rotor et avec le disque pour une houle irrégulière I4

6.2.4 Étude avec houle et vent

6.2.4.1 Réponse aux fréquences de houle

Le vent généré dans cette partie est le vent constant V3 de vitesse 11.2 m s^{-1} à l'échelle 1. Les RAOs sont tracées à partir de houles irrégulières et régulières. Pour le disque, nous avons uniquement généré les 6 houles régulières les plus longues vues en 4.3.1 ($\epsilon = 0.03$). Les caractéristiques de ces houles sont résumées dans le tableau 6.1. Pour le tangage avec disque (figure 6.5a), les houles irrégulières I4 et I8 (pointillés) ont été concaténées afin de parcourir toute la période de houle. Cette concaténation est possible car nous avons observé précédemment (5.3.4) une faible influence de la cambrure.

Tableau 6.1 – Caractéristiques des houles régulières générées avec vent dans le cas du disque et pour une cambrure $\epsilon = 0.03$

Fréquence (Hz)	Période (s)	Amplitude (m)
0,064	15,70	1,95
0,059	16,99	2,25
0,053	19,04	2,85
0,048	20,93	3,40
0,045	22,42	3,95
0,040	25,10	4,95

Comme expliqué précédemment, le disque est non tournant. L'angle de gîte est donc nul. Cette absence de rotation entraîne également une diminution de l'amplitude des mouvements de roulis pour le disque (figure 6.5a). Un disque tournant peut permettre de retrouver un mouvement de roulis correct à condition de respecter l'inertie du rotor par rapport à son axe de rotation.

L'analyse des RAOs pour les autres mouvements (figure 6.5) met en évidence une réponse aux fréquences de houle quasiment identique entre le disque et le rotor tournant. La réponse aux fréquences de houle semble principalement dominée par la géométrie et l'inclinaison du flotteur. Or ici, les masses de chaque sous-système sont respectées de même que la géométrie du flotteur. Le fait d'imposer la poussée permet également de travailler avec la même assiette. Vis à vis de la houle c'est donc le même système qui est étudié.

On observe néanmoins des différences en tangage autour de la fréquence de résonance. Cette différence de comportement est analysée plus en détails ci-après.

6.2.4.2 Réponse basse fréquence

L'analyse de la réponse basse fréquence (figure 6.6 et 6.7) met en évidence des différences importantes autour des périodes propres en tangage et cavement avec une augmentation conséquente de la réponse à ces fréquences pour le disque. Par voie de conséquence, on modifie également les efforts et l'accélération dans la direction x' . La bonne répétabilité observée précédemment pour ces deux mouvements nous montre que les différences observées entre le disque et le rotor sont donc bien réelles. Ces différences sont imputables à l'amortissement

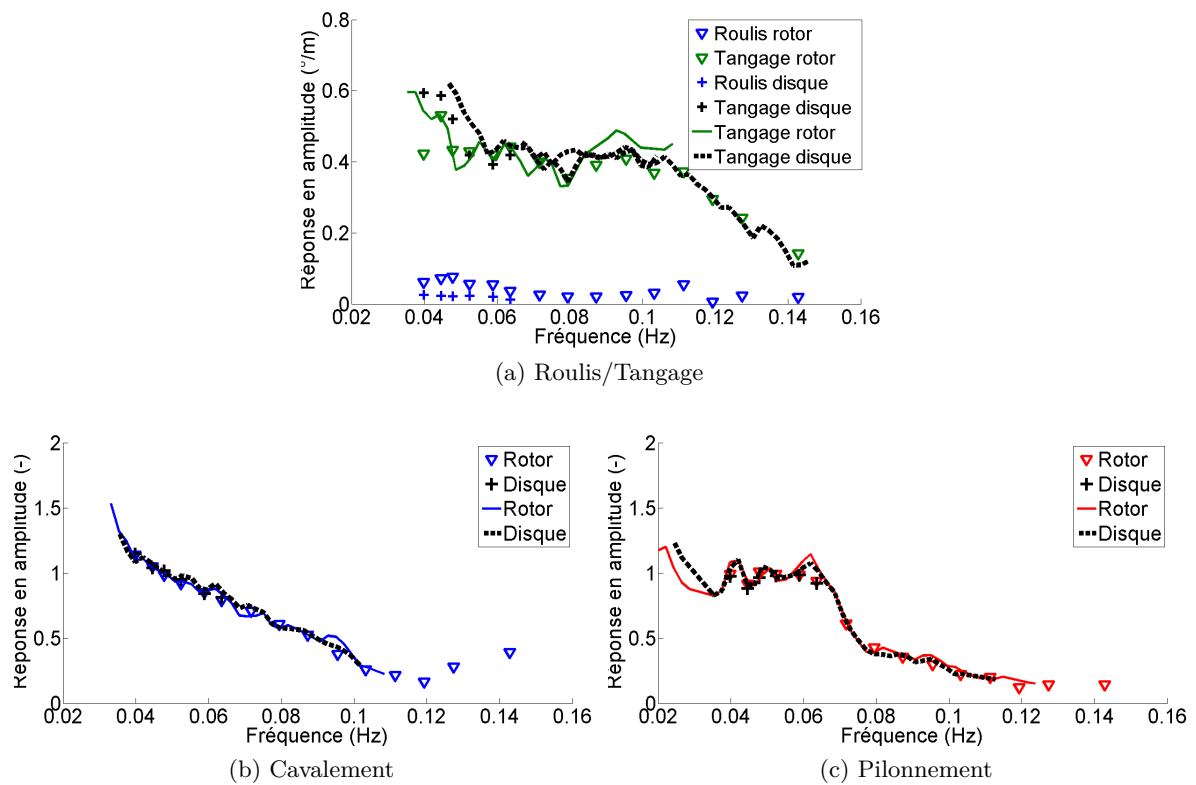


Figure 6.5 – Comparaison des RAOs obtenues avec le rotor (∇ et $-$) et avec le disque ($+$ et \dots) pour un vent constant $V3$

aérodynamique qui diffère entre les deux configurations ¹.

Ces résultats montrent les limites de l'utilisation d'un disque en lieu et place du rotor. On voit également l'intérêt de ne pas se limiter à la réponse aux fréquences de houle pour l'étude de ce type de système car on omet une plage fréquentielle importante.

Remarque :

Le bon accord entre le disque et le rotor aux fréquences de houle et les différences à basse fréquence justifient l'hypothèse faite en 5.4.2. L'amortissement aérodynamique modifie la réponse à basse fréquence, autour de la résonance en cavement et tangage, et non la réponse aux fréquences de houle.

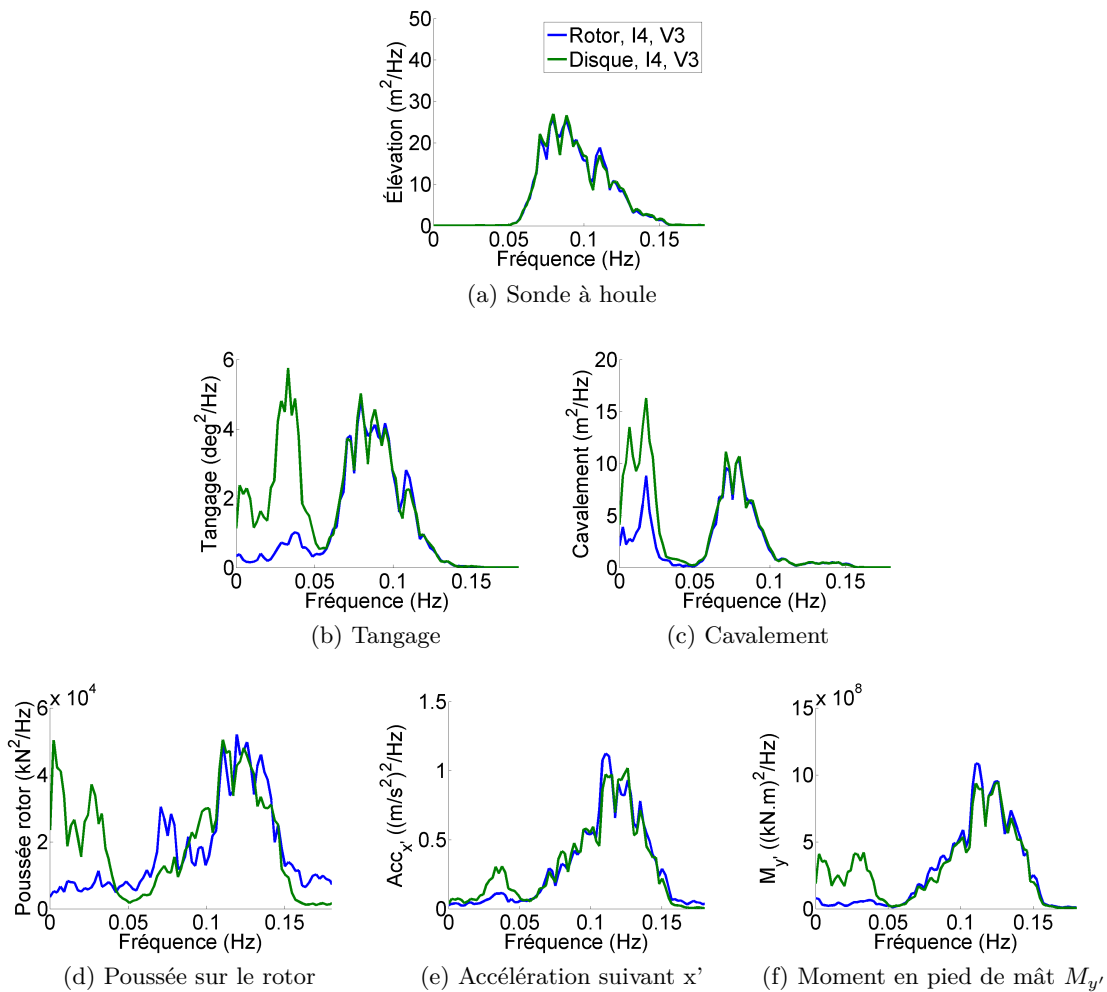


Figure 6.6 – Comparaison des densités spectrales de puissance obtenues avec le rotor et le disque pour la configuration I4

1. Cet amortissement aérodynamique semble plus important dans le cas du rotor, ce qui peut s'expliquer par une plus grande surface balayée par ce dernier au cours de sa rotation par rapport à la surface du disque

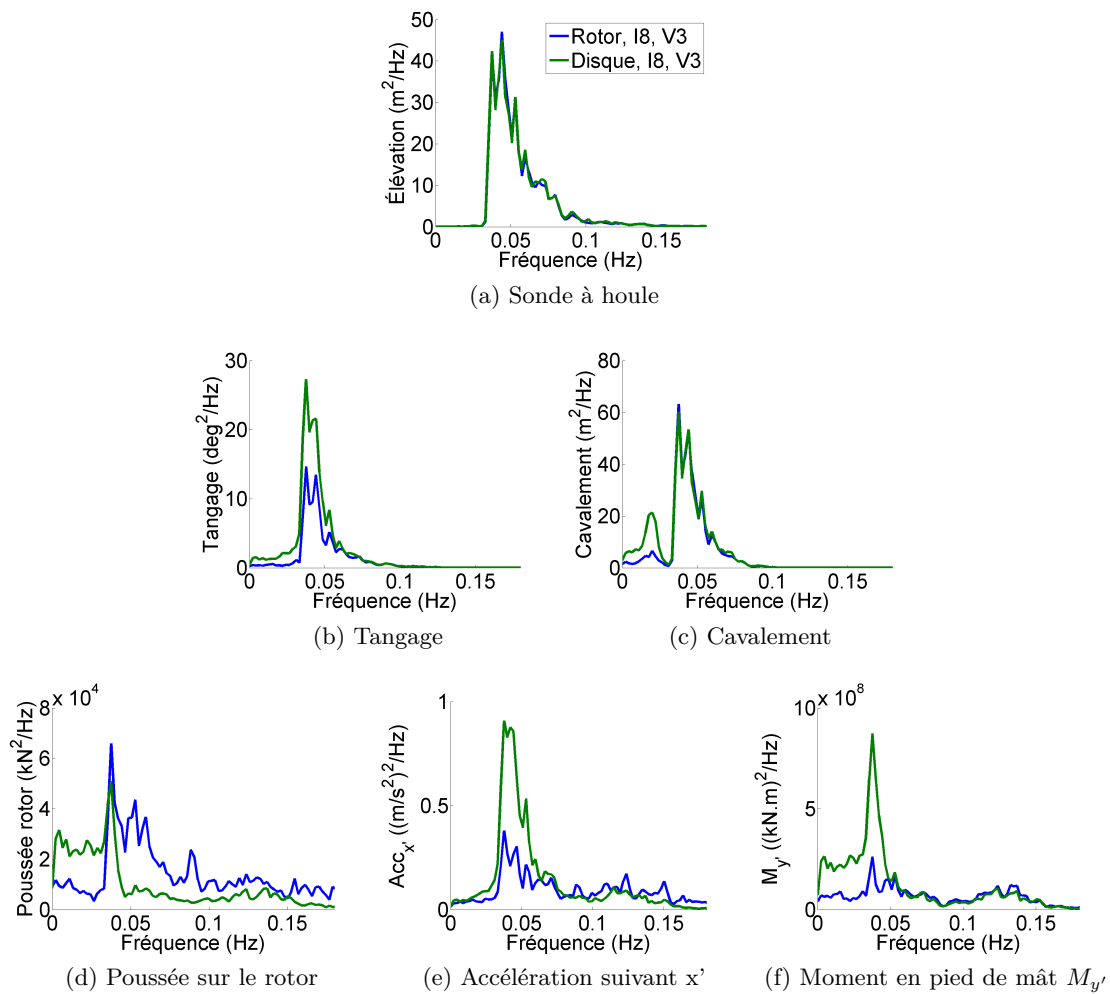


Figure 6.7 – Comparaison des densités spectrales de puissance obtenues avec le rotor et le disque pour la configuration I8

6.2.4.3 Effort excitateur basse fréquence du vent fluctuant

On s'intéresse ici à l'effort excitateur basse fréquence du vent fluctuant. Afin de comparer les résultats entre le rotor et le disque, nous avons gardé le même signal temporel de poussée (échelle maquette). Nous avons ensuite appliqué le même principe qu'en 4.3.5.1 sauf qu'ici, la calibration ayant été effectuée en bassin, nous avons déterminé directement l'évolution de la poussée en fonction de la fréquence d'alimentation des ventilateurs (figure 6.8a). Le signal temporel résultant pour la vitesse du vent est tracé sur la figure 6.8b. L'écart avec le signal de consigne du rotor s'explique par la courbe de poussée qui diffère entre ces deux approches.

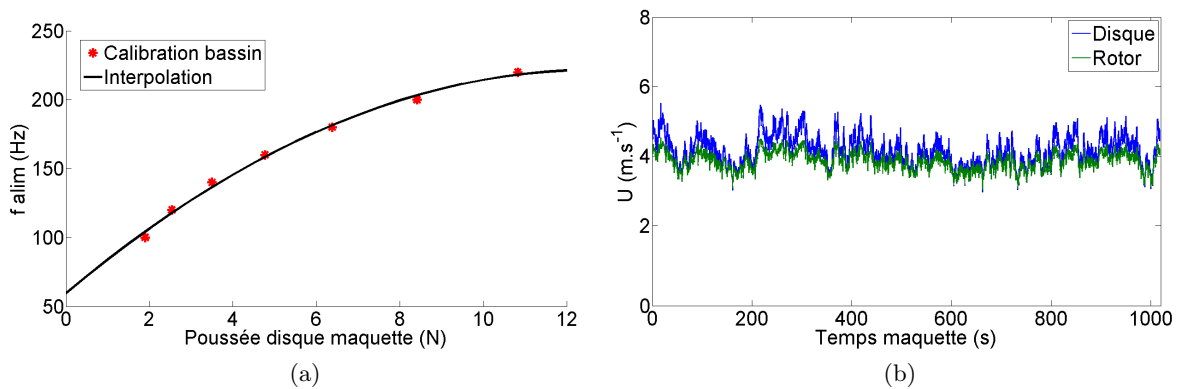


Figure 6.8 – Calibration du disque et comparaison entre les signaux de consigne en vitesse de vent pour le rotor et le disque

On observe sur les figures 6.9 et 6.10 une bonne correspondance pour le tangage et le cavalement entre le disque et le rotor pour les très basses fréquences (plage de fréquence où le vent fluctuant a de l'énergie). Cette bonne correspondance s'explique par la méthodologie développée ci-dessus qui consiste à utiliser le même signal temporel de poussée pour les deux approches. En conséquence, le spectre de poussée est correctement recréé dans sa partie très basse fréquence (figure 6.9k).

6.2.5 Conclusion

Pour l'étude de la réponse du système aux fréquences de houle, le rotor peut-être remplacé par un disque à condition de générer la même poussée.

On observe en revanche des différences importantes à basse fréquence pour le mouvement de cavalement et de tangage ainsi que pour les efforts et accélérations associés à ces mouvements. Ces différences, qui s'expliquent par un amortissement aérodynamique différent entre le disque et le rotor, mettent en évidence les limites de ce type de simplification.

De manière générale et comme on l'avait supposé en 5.4.2, des différences sur l'amortissement aérodynamique entraînent donc uniquement des modifications de la réponse à basse fréquence. La réponse aux fréquences de houle semble quant à elle principalement dominée par la géométrie du flotteur, son inclinaison et les masses de chaque sous-système.

2. Comparaison expérimentale entre le rotor tournant et un modèle simplifié (disque)

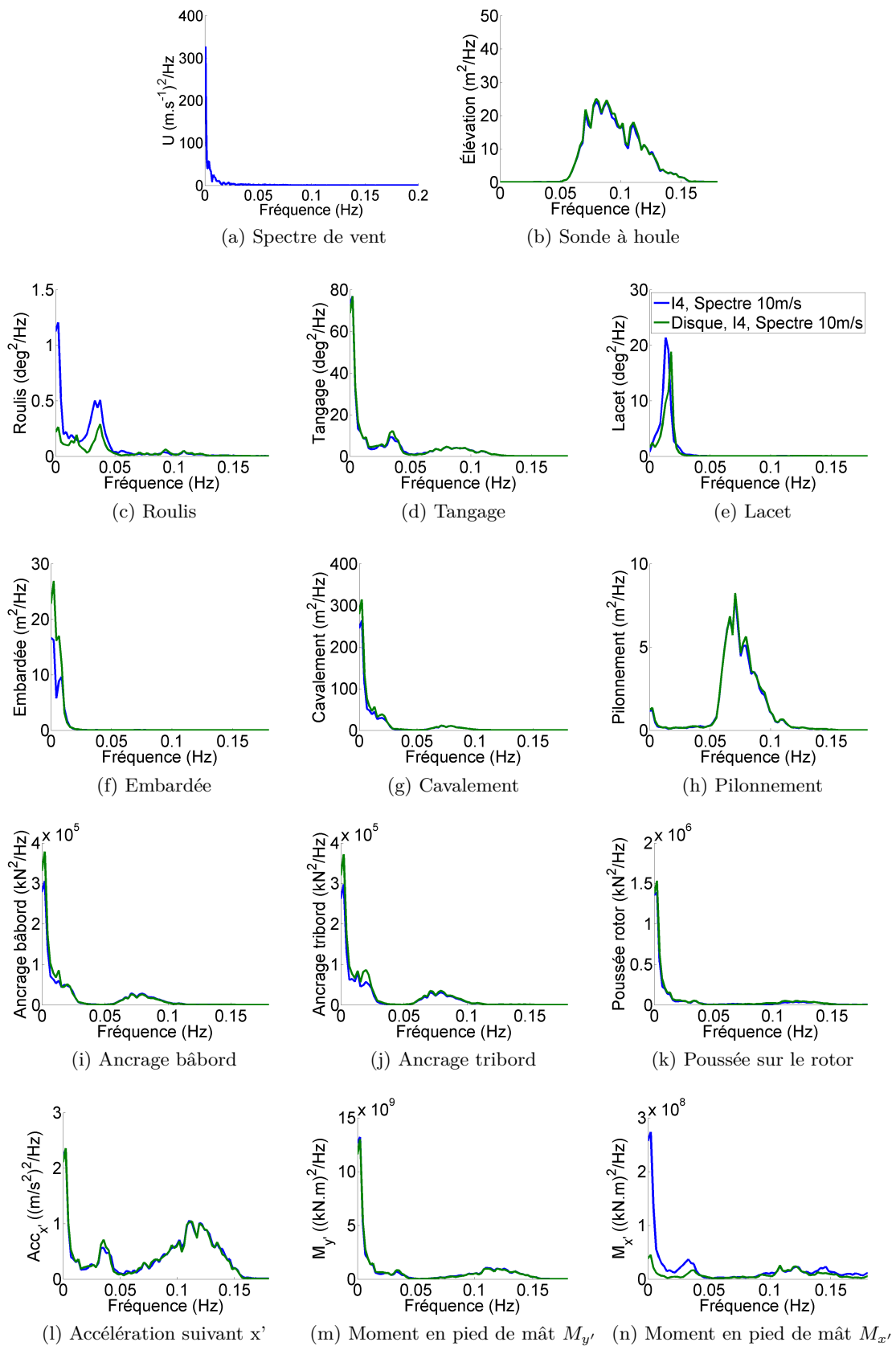


Figure 6.9 – Comparaison des densités spectrales de puissance obtenues avec le rotor et le disque pour la configuration I4 et le spectre de vent

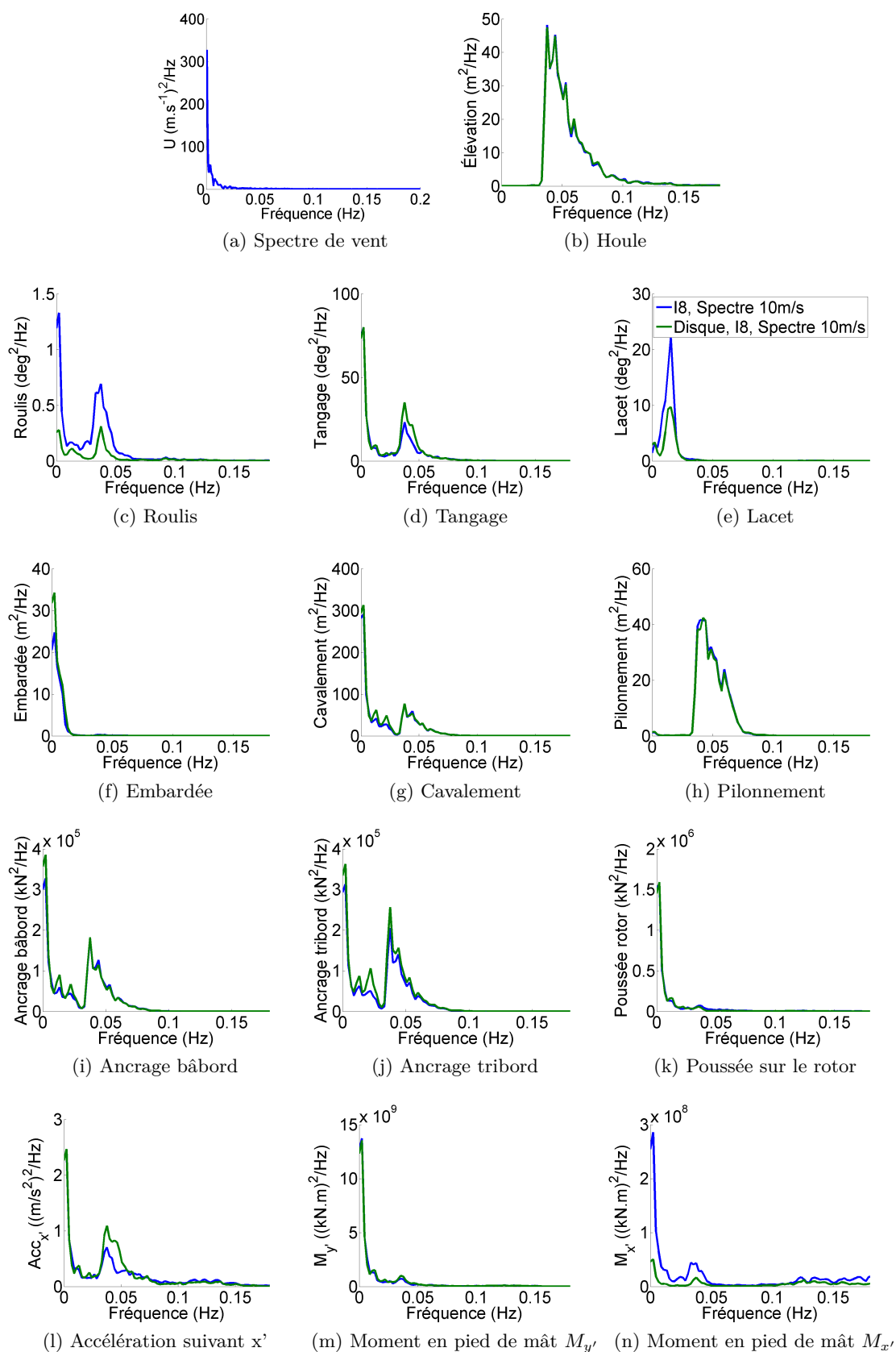


Figure 6.10 – Comparaison des densités spectrales de puissance obtenues avec le rotor et le disque pour la configuration I8 et le spectre de vent

6.3 Comparaison entre les essais en bassin et un modèle numérique

6.3.1 Introduction

Dans cette section, nous comparerons des résultats obtenus au cours des essais avec le modèle numérique (figure 6.11) développé par Philippe (2012) dans le cadre de sa thèse de doctorat (voir en 1 pour plus d'informations). Seule la réponse aux fréquences de houle a été étudiée ici.

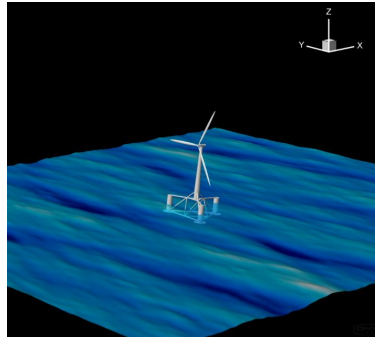


Figure 6.11 – Étude numérique d'un Tri-floater à l'aide du code développé par Philippe (2012)

6.3.2 Modèle numérique des essais extrapolés à l'échelle réelle

Afin de se ramener aux conditions expérimentales, certains paramètres numériques du code développé par Philippe (2012) ont été ajustés. En particulier le modèle d'ancrage du modèle numérique a été modifié afin de représenter au mieux celui utilisé en bassin. La raideur moyenne en cavalement calculée en a été utilisée ($k=65 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-1}$). Une raideur en lacet de $6.3 \cdot 10^7 \text{ Nm}$ a également été introduite suite à la comparaison avec les essais d'extinction. Les essais d'extinction ont également permis d'ajuster certains paramètres numériques du code comme les coefficients de traînée pour les bras de liaison de la plateforme et les jupes (cf. Philippe (2012) pour plus d'informations sur ces modifications).

De plus, comme expliqué en 4.4.1.1, le système d'ancrage utilisé lors de l'expérience n'apporte pas de pré-tension verticale. La raideur en pilonnement a donc été supprimée, ce qui permet de retrouver la même flottaison du flotteur que pour l'expérience (différence de 1.1 m au réel par rapport au système original). Les calculs hydrodynamiques de masse ajoutée, amortissement ajouté et de diffraction ont donc été effectués pour cette flottaison.

Les valeurs d'inertie, de masse et de centre de gravité initialement codées n'ont pas été modifiées du fait du bon respect du cahier des charges au moment du dimensionnement de la maquette. Le contrôle de l'angle de calage des pales (blade pitch control) n'a pas été simulé numériquement afin de se ramener aux conditions expérimentales. Les RAOs ont logiquement été calculées au même point pour le numérique et pour les essais.

Suite à ces modifications, on obtient des valeurs moyennes pour les mouvements relativement proches entre le numérique et les essais dans le cas du vent V3 (11.2 m.s^{-1}) (tableau 6.2).

Pour la dérive, le fait de ne souffler expérimentalement que sur la tour et le rotor et non sur le flotteur peut permettre d'expliquer la différence. On observe un bon accord pour l'angle de gîte lié à la rotation du rotor. Ce bon accord va dans le sens d'une prise en compte correcte de l'action de la turbine sur le système lors des essais. Pour l'angle d'assiette, la légère différence peut-être imputable à la poussée sur le mat qui est un peu plus importante lors de l'expérience (cf. 3.3.7.3).

Tableau 6.2 – Valeurs moyennes pour le vent V3

Mouvements	Expérience	Numérique
Dérive	11.9 m	12.5 m
Gîte	0.35°	0.30°
Assiette	6.4°	5.9°

Il est important de préciser que cet angle d'assiette serait inférieur avec un ancrage caténaire classique. L'estimation numérique à l'aide du code développé par Philippe (2012) prédit un angle d'assiette de 4.5° pour les mêmes conditions de vent, ce qui correspond à des valeurs plus admissibles pour de l'éolien flottant.

6.3.3 Comparaison entre l'expérience et le numérique pour la réponse aux fréquences de houle

La figure 6.12 compare les résultats numériques avec les essais sur houle et sans vent pour les mouvements de cavement, pilonnement et tangage. L'accord obtenu est bon pour les trois mouvements, ce qui donne confiance dans l'implémentation des efforts hydrodynamiques dans le code FAST (Jonkman & Buhl Jr, 2005).

La figure 6.13 représente la comparaison des résultats numériques avec les essais sur houle régulière et avec un vent constant V3.

Nous observons un bon accord entre les résultats numériques et expérimentaux pour le pilonnement, les effets de l'éolienne étant faibles pour ce mouvement.

Pour le cavement, l'accord est également bon. Il est important de souligner que la diminution de la réponse en cavement lors de l'ajout du vent vue en 5.3.3.1 est retrouvée numériquement.

L'augmentation de la réponse en roulis avec vent, notamment à basse fréquence, semble également captée par le modèle numérique. L'ajout du vent dans les simulations numériques induit une augmentation du tangage autour de la fréquence de 0.055 Hz comme pour les essais. Toutefois, cette augmentation est nettement moins marquée que lors des essais. L'écart observé ici reste encore à expliquer mais l'angle d'assiette présent dans le cas avec vent pourrait bien en être la cause. En effet, cette inclinaison de 6.5° pourrait modifier le comportement de la maquette et plus particulièrement des jupes.

L'étude avec le disque permet d'écarter l'hypothèse d'un amortissement aérodynamique différent. Il est en revanche possible que cette augmentation en tangage soit liée à la turbulence naturelle du vent. Néanmoins, l'analyse ci-après semble écarter cette hypothèse.

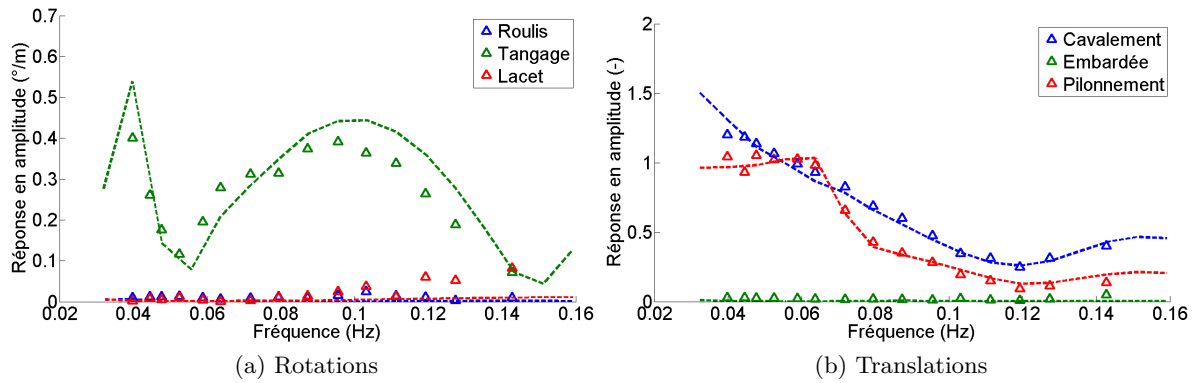


Figure 6.12 – Comparaison entre les essais (\triangle) et le modèle numérique (\cdots) des RAOs sans vent

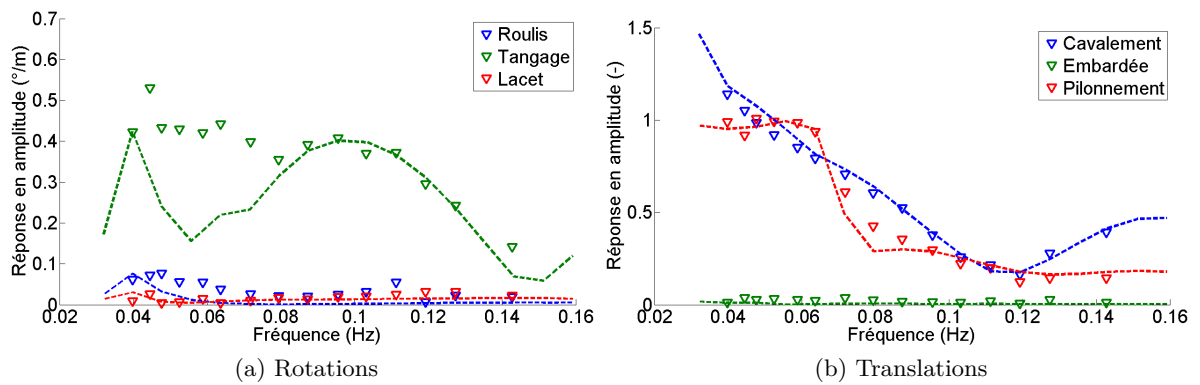


Figure 6.13 – Comparaison entre les essais (∇) et le modèle numérique (\cdots) des RAOs avec vent V3

6.3.3.1 Influence de la turbulence naturelle du vent généré sur le mouvement de tangage

Comme nous avons pu le voir en 2, le taux de turbulence de l'écoulement a été estimé à 3% au centre du jet et prend des valeurs plus élevées en bout de pale. Ces fluctuations de vitesse, même si elles sont relativement faibles pour ce type d'installation, peuvent donc engendrer des fluctuations sur les mouvements, notamment sur le mouvement de tangage. Nous avons donc voulu vérifier si l'écart observé entre le numérique et l'expérience ne pouvait pas être imputable à la génération du vent. Sur la figure 6.14a, on peut observer l'évolution de la vitesse du vent mesurée par l'anémomètre sonique ainsi que les mouvements résultants pour les 6 degrés de liberté. L'anémomètre sonique placé dans le coin de la buse de soufflage nous donne pour cette mesure un taux de turbulence longitudinale de 3.6 %. Nous avons choisi de tracer à l'échelle du bassin cette figure car la retransposition de ces fluctuations de vitesse au réel n'est pas chose aisée. La transformée de Fourier du mouvement de tangage est visible sur la figure 6.14. La zone où on observe des différences entre le numérique et les essais est matérialisée par des lignes pointillées. On constate que la turbulence du vent est responsable de fluctuations en tangage uniquement autour de la fréquence propre de ce mouvement. De plus, l'amplitude moyenne maximale est de l'ordre de 0.15° . Si on regarde l'amplitude obtenue en tangage avec houle ($\epsilon = 0.03$) et vent constant (V3 également), les valeurs dans la zone où le numérique diffère de l'expérience vont de 0.8° à 1.6° . La turbulence du vent n'est donc pas la seule explication pour le plateau sur les RAOs en tangage.

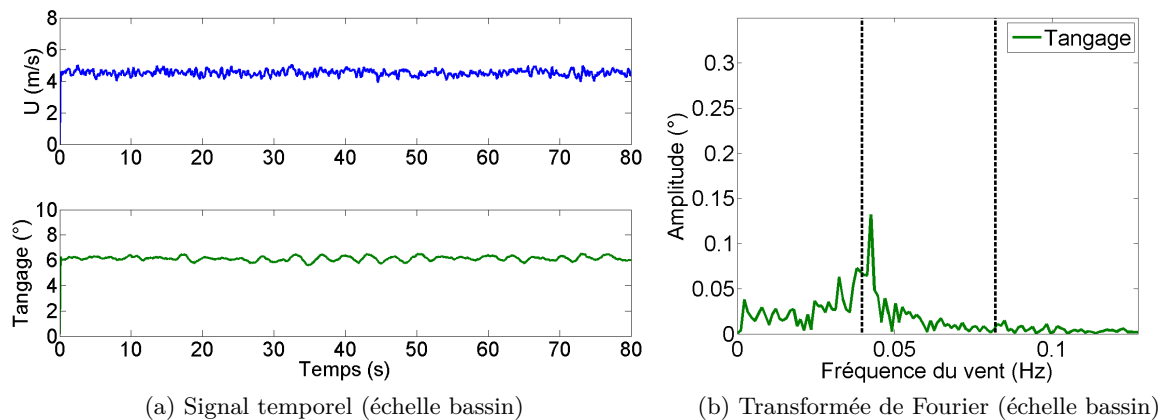


Figure 6.14 – Influence de la turbulence naturelle du vent V3 généré sur le mouvement de tangage

6.3.4 Conclusion

Il s'agit ici des toutes premières comparaisons entre les essais et le modèle numérique. Du travail reste encore à effectuer afin de calibrer au mieux le modèle numérique sur les essais en bassin néanmoins, les premiers résultats sont très encourageants en particulier pour les essais sans vent qui semblent valider l'implémentation des efforts hydrodynamiques dans le code FAST.

La RAO en pilonnement étant peu influencée par la vitesse du vent, on observe un bon accord pour ce mouvement avec vent.

Pour le cavalement, l'accord est également bon et la diminution de la réponse en cavalement avec vent est également retrouvée numériquement.

La différence observée autour de 0.055 Hz pour le mouvement de tangage reste encore à expliquer. Cependant, l'étude avec le disque nous a montré qu'un amortissement aérodynamique différent n'en serait vraisemblablement pas la cause. En effet, des différences sur ce paramètre sont sans effet notable sur la réponse aux fréquences de houle (6.2.4.1). Cette différence semble plutôt liée à la modélisation numérique du comportement du flotteur dans sa configuration inclinée. L'analyse de l'évolution du comportement hydrodynamique de ce flotteur (et notamment des jupes) avec l'angle d'assiette pourrait apporter des éléments de réponse.

Conclusion générale et perspectives

Les objectifs de ce travail de thèse peuvent se résumer en trois points principaux :

- Développer un moyen d'essai et une méthodologie permettant d'étudier en bassin le comportement dynamique d'une éolienne flottante sous l'action conjuguée de la houle et du vent,
- Appliquer ces nouveaux acquis dans le cadre d'une configuration simplifiée d'éolienne flottante,
- Comparer les résultats obtenus au cours des essais en bassin avec un modèle numérique.

Conclusions et perspectives relatives à la génération du vent

La qualification aérodynamique du dispositif de génération de vent a mis en évidence une bonne homogénéité de vitesse moyenne sur l'ensemble de la zone parcourue par la turbine au cours de sa rotation et un faible taux de turbulence longitudinale (3% au centre du jet). Ce dispositif permet également la génération de fluctuations de vitesse par contrôle de la vitesse de rotation des ventilateurs.

Ce système a été conçu pour un usage plutôt destiné à de l'éolien flottant. En revanche, l'utilisation d'une gaine souple permet une grande modularité. Il est également possible de réutiliser les connaissances acquises lors du dimensionnement. On peut ainsi imaginer souffler sur une plus grande largeur, pour l'étude du comportement aéro-hydrodynamique de navires par exemple.

Conclusions et perspectives relatives aux essais en bassin

Grâce à ce nouveau moyen d'essai, il a été possible d'étudier sur le bassin de houle de l'École Centrale de Nantes une maquette à l'échelle du 1/50^e basée sur l'éolienne NREL 5 MW et le Dutch Tri-floater. Cette étude a notamment permis de développer une procédure d'essai et a été source de nombreuses informations sur le comportement aéro-hydrodynamique de ce type de système. En plus des houles régulières et irrégulières (directionnelles ou non) classiquement générées, nous sommes maintenant en mesure d'étudier l'influence d'un vent constant et d'un spectre de vent marin. Les essais ayant eu lieu sur deux campagnes dis-

tinctes, nous avons également pu mettre en évidence une très bonne répétabilité pour ce type d'expérience.

Les essais réalisés ici ont été effectués sur une configuration d'éolienne simplifiée. On est maintenant en mesure d'étudier des systèmes plus complexes et plus proches de la réalité (ancrages caténaux, contrôle dynamique de l'angle de calage des pales). Pour les ancrages caténaux, une limite est toutefois à apporter car la profondeur d'eau n'est pas réglable, ce qui rend plus complexe le respect strict des similitudes.

Il est également possible d'étudier des prototypes de plus grandes dimensions. Néanmoins le diamètre du rotor est contraint par la dimension de la buse de soufflage (2.8 m). Le facteur d'échelle diminuerait donc inévitablement.

En plus de l'éolienne NREL 5MW, nous avons également étudié une configuration simplifiée où un disque est placé en lieu et place du rotor. La comparaison avec le rotor montre un bon accord pour les fréquences de houle et des différences importantes à basse fréquence (autour des périodes propres du système). Ces différences proviennent de l'amortissement aérodynamique qui diffère entre les deux modèles.

Conclusions et perspectives relatives à la méthodologie utilisée

L'étude en bassin a montré que la méthodologie utilisée lors de cette thèse était tout à fait adaptée. Elle comporte toutefois des limitations qu'il est bon de connaître. Le tip-speed ratio et le paramètre U/c , qui correspond au ratio de la vitesse de vent sur la vitesse des vagues, ne sont pas respectés entre le modèle et le prototype :

Tip-speed ratio :

Le non respect du tip-speed ratio n'est pas gênant pour ce type d'analyse car on s'intéresse essentiellement au comportement dynamique du système. En revanche, il ne permet pas d'étudier les performances de la turbine. La dynamique du système obtenue lors de cette expérience pourra toutefois servir de donnée d'entrée pour des codes spécialisés dans le calcul de puissance d'éolienne. Il sera ainsi intéressant d'observer l'influence des mouvements de l'éolienne sur la production d'électricité.

Le non respect du tip-speed ratio entraîne également des modifications de l'angle d'attaque des pales par rapport aux conditions normales de fonctionnement (risque de décollement). Le vrillage des pales a donc été modifié pour que cet angle d'attaque soit plus adapté aux conditions d'essai en bassin. La méthodologie utilise la Blade Element/Momentum theory (BEM) et un code de soufflerie numérique (XFLR5).

Paramètre U/c :

Le non respect du paramètre U/c modifie la vitesse relative de la maquette (vitesse de déplacement de la maquette par rapport à la vitesse du vent incident) entre l'échelle 1 et l'échelle réduite, ce qui pourrait avoir des conséquences sur l'amortissement aérodynamique de la maquette. Pour le vérifier, il serait intéressant de réaliser le même type d'essai en respectant toujours la poussée mais en choisissant un angle de calage des pales différent de manière à ce que la poussée de consigne soit obtenue pour des vitesses de vent inférieures. Cela permettrait de quantifier l'influence du paramètre U/c sur le comportement du système

pour la partie basse fréquence. La comparaison entre le disque et le rotor a en revanche montré que cette éventuelle différence d'amortissement aérodynamique serait sans effet sur la réponse aux fréquences de houle. Cette réponse semble en effet majoritairement déterminée par la géométrie du flotteur, son inclinaison et les masses de chaque sous-système.

Martin *et al.* (2012) suggèrent d'utiliser des profils bas Reynolds (Drela AG04) pour se rapprocher d'une similitude de Froude stricte. Le ratio U/c est donc mieux conservé. Il ne faut néanmoins pas perdre de vue qu'une similitude de Froude stricte sur la vitesse du vent donne une vitesse de 1.6 m/s en bassin (échelle 1/50^e) pour la vitesse nominale de 11.2 m/s. L'ajout de pertes de charge peut permettre de régler en partie ce problème. Néanmoins, de manière générale, la plupart des générateurs de vent et soufflerie ne sont pas adaptés pour travailler à ces faibles vitesses. Se pose également le problème des effets de Reynolds qui se trouvent accentués à ces faibles vitesses. Un compromis est donc à trouver.

Avant toute nouvelle expérience en bassin, il semble toutefois préférable d'exploiter un peu plus la comparaison avec le code numérique qui nous donnera vraisemblablement des premiers éléments de réponse.

Conclusions et perspectives relatives à la comparaison entre les essais et un modèle numérique

La comparaison des résultats des essais avec un modèle numérique développé par le LHEEA (Philippe, 2012) a permis de valider l'implémentation des efforts hydrodynamiques sur la plateforme dans le code FAST. En effet, les mouvements de cavement, pilonnement et tangage sont en bon accord avec les résultats expérimentaux pour les cas d'essais sur houle (non directionnelle) et sans vent. Il serait intéressant de vérifier si cet accord est toujours bon dans le cas d'une houle directionnelle qui fait apparaître des réponses différentes pour le système, notamment en lacet.

Avec houle et vent, des écarts apparaissent pour le mouvement de tangage. Ces écarts sont encore à expliquer mais pourraient provenir de l'inclinaison de la maquette sous l'effet du vent qui modifierait le comportement hydrodynamique du flotteur (et notamment des jupes). Pour vérifier cette hypothèse, il faudrait étudier plus spécifiquement le comportement hydrodynamique du flotteur dans sa configuration inclinée. Cette étude peut s'effectuer numériquement avec un code CFD mais également expérimentalement à l'aide d'essais en mouvements forcés, avec et sans angle d'assiette.

Les essais ayant été réalisés tardivement, cette première comparaison porte uniquement sur la réponse aux fréquences de houle par le biais de RAOs. Il serait donc intéressant de comparer les réponses à basse fréquence du système. Comme nous avons pu le voir ci-dessus, cette plage de fréquence est la plus dépendante de la méthodologie utilisée pour l'expérience. Une solution pour contourner ce problème consiste à se ramener numériquement aux conditions des essais en bassin. Pour cela, il suffit de changer numériquement le vrillage mais aussi les coefficients aérodynamiques des pales en utilisant les valeurs de l'expérience. On étudie ainsi deux configurations équivalentes pour l'écoulement. Cette approche, suggérée par Stewart *et al.* (2012), est possible ici car le chapitre 3 donne accès à l'évolution du coefficient de traînée et de portance entre l'échelle 1 et l'échelle réduite. Elle permet de

travailler avec le même tip-speed ratio et le même rapport U/c pour les essais et le code. Il faut pour cela modifier numériquement la vitesse du vent incident de manière à conserver la même poussée de consigne.

Bibliographie

- ABS. 2012. *Floating Wind Turbine, Final Report*. Tech. rept. American Bureau of Shipping.
- Arnal, D. 1984 (March). Special course on stability and transition of laminar flow. *In : AGARD Report No.709*.
- Babarit. 2010. *Achil3D v2.011 User Manual*. Laboratoire de Mécanique des Fluides CNRS UMR 6598 - Ecole Centrale Nantes.
- Bradshaw, P. 1965. The effect of wind-tunnel screens on nominally two-dimensional boundary layers. *J. Fluid Mech*, **22**(4), 679–687.
- Buchner, B., Cozijn, H., van Dijk, R., & Wichers, J. 2001. Important Environmental Modelling Aspects for Ultra Deep Water Model Tests. *In : Proc. Deep Offshore Technology Conference (DOT), Rio de Janeiro*.
- Bulder, H., Henderson, H., Pierik, S., & Wijnants, W. 2002. *Studie naar haalbaarheid van en randvoorwaarden voor drijvende offshore windturbines (translation : Study of the feasibility and boundary conditions of floating offshore wind turbines)*. Tech. rept. TNO Report 2002-CMC-R043, Netherlands.
- Burton, T., Sharpe, D., Jenkins, N., & Bossanyi, E. 2001. *Wind energy handbook*. Wiley Online Library.
- Cermelli, C., Roddier, D., & Aubault, A. 2009. WINDFLOAT : a floating foundation for offshore wind turbines Part II : Hydrodynamics analysis. *In : The Proceedings of the ASME 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, paper*, vol. 79231.
- Çetin, NS, Yurdusev, MA, Ata, R., & Özdemir, A. 2005. Assessment of optimum tip speed ratio of wind turbines. *Mathematical and Computational Applications*, **10**(1), 147–154.
- Chakrabarti, S. 1998. Physical Model Testing of Floating Offshore Structures.
- Cordle, A., Jonkman, J.M., & Hassan, G.L.G. 2011. *State of the Art in Floating Wind Turbine Design Tools*. National Renewable Energy Laboratory.
- Delhommeau, G. 1993. Seakeeping codes AQUADYN and AQUAPLUS. *In : 19th WEGEMT School Numerical Simulation of Hydrodynamics : Ships and Offshore Structures*.

- Farell, C., & Youssef, S. 1996. Experiments on turbulence management using screens and honeycombs. *Journal of fluids engineering*, **118**, 26.
- Feikema, G.J., & Wichers, J.E.W. 1991. The effect of wind spectra on the low-frequency motions of a moored tanker in survival condition. *In : Offshore Technology Conference, Houston*.
- FlaktWoods. 2002. *Centrimaster GT-3, Caractéristiques techniques*.
- Fluent. 2006. 6.3 User's Guide. Fluent. Inc. : Lebanon, NH.
- Gill. 2007. *WindMaster User Manual, Doc No. 1561-PS-0001*.
- Goupee, A., Koo, B., Kimball, R., Lambrakos, K., & Dagher, H. 2012. Experimental comparison of three floating wind turbine concepts. *In : Proceedings of the ASME 2012 31st International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*.
- Groth, J., & Johansson, A. 1988. Turbulence reduction by screens. *Journal of Fluid Mechanics*, **197**, 139–155.
- Gueydon, S., & Weller, S. 2012. Study of a floating foundation for wind turbines. *In : Proceedings of the ASME 2012 31st International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*.
- Hepperle, M. 2005. *JavaFoil users manual*.
- Ishihara, T., Waris, M.B., & Sukegawa, H. 2009. A study on influence of heave plate on dynamic response of floating offshore wind turbine system. *In : Proc. of European Offshore Wind Conference & Exhibition*.
- ITTC. 1984. *Report of the ocean engineering committee*.
- ITTC. 1993. Final Report and Recommendations to the 20th ITTC, The Ocean Engineering Committee. *Proceedings of the 20th ITTC*, **1**.
- ITTC. 2005. Final Report and Recommendations to the 24th ITTC, Resistance Committee and others. *Proceedings of the 24th ITTC*, **1**.
- ITTC. 2011. ITTC - Recommended Procedures : Numerical Estimation of Roll Damping.
- Jonkman, J., Butterfield, S., Musial, W., & Scott, G. 2009. Definition of a 5-MW reference wind turbine for offshore system development. *National Renewable Energy Laboratory, NREL/TP-500-38060*.
- Jonkman, J.M. 2007. *Dynamics modeling and loads analysis of an offshore floating wind turbine*. ProQuest.
- Jonkman, J.M., & Buhl Jr, M.L. 2005. FAST user guide. *Rep. No. NREL/EL-500-38230, NREL, Golden, Colorado, USA*.
- Jonkman, JM, & Buhl Jr, ML. 2007. Loads analysis of a floating offshore wind turbine using fully coupled simulation. *In : WINDPOWER 2007 Conference and Exhibition, Los Angeles, California, 3–6 June 2007*. Citeseer.

-
- Jonkman, J.M., Matha, D., (US), National Renewable Energy Laboratory, & Stuttgart, Universität. 2010. *A quantitative comparison of the responses of three floating platforms*. National Renewable Energy Laboratory.
- Kokubun, K., Ishida, S., Nimura, T., Chujo, T., Yoshida, S., & Utsunomiya, T. 2012. Model experiment of a spar type offshore wind turbine in storm condition. *In : Proceedings of the ASME 2012 31st International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*.
- Koo, B., Goupee, A., Lambrakos, K., & Kimball, R. 2012. Model tests for a floating wind turbine on three different floaters. *In : Proceedings of the ASME 2012 31st International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*.
- Kooijman, HJT, Lindenburg, C., Winkelaar, D., & van der Hooft, EL. 2003. *DOWEC 6 MW pre-design*. Tech. rept. ECN-CX-01-135, Energy Research Center of the Netherlands, Petten.
- Kulkarni, V., Sahoo, N., & Chavan, S.D. 2011. Simulation of honeycomb–screen combinations for turbulence management in a subsonic wind tunnel. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, **99**(1), 37–45.
- Laino, D.J., & Hansen, A.C. 2002. *AeroDyn User’s Guide*.
- Lange, B., Larsen, S., Højstrup, J., & Barthelmie, R. 2004. Importance of thermal effects and sea surface roughness for offshore wind resource assessment. *Journal of wind engineering and industrial aerodynamics*, **92**(11), 959–988.
- Launder, BE, & Spalding, DB. 1972. *Mathematical models of turbulence, 1972*.
- Martin, H., Kimball, R., Viselli, A., & Goupee, A. 2012. Methodology for wind/wave basin testing of floating offshore wind turbines. *In : Proceedings of the ASME 2012 31st International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*.
- Mehta, RD, & Hoffmann, PH. 1987. Boundary layer two-dimensionality in wind tunnels. *Experiments in fluids*, **5**(5), 358–358.
- Molin, B. 2002. *Hydrodynamique des structures offshores*.
- Molin, B., Remy, F., & Facon, G. 2002. Etude Expérimentale du comportement Hydro-Aéro-Elastique d’une Eolienne Offshore sur Ancrages Tendus.
- Morel, T. 1975. Comprehensive design of axisymmetric wind tunnel contractions. *Journal of Fluids Engineering*, **97**(2), 225–233.
- Murakoshi, J., Fumoto, K., Nagata, S., Niizato, H., Tanaka, H., Watanabe, E., & Utsunomiya, T. 2004. Experimental Study on Motions of Elastic Floating Bridge in Waves and Winds. *Pages 572–583 of : The 3rd Int. Conf. Advances in Structural Engineering and Mechanics, Seoul*.
- Musial, W., Butterfield, S., & Ram, B. 2006. Energy from offshore wind. *Pages 1888–1898 of : Offshore technology conference*.
-

- Neckelmann, S., & Petersen, J. 2000. Evaluation of the stand-alone wind and wave measurements systems for the Horns Rev 150 MW Offshore Wind farm in Denmark. *In : Offshore Wind Energy in Mediterranean and other European Seas, Siracuse.*
- Nielsen, F.G., Hanson, T.D., & Skaare, B. 2006. Integrated dynamic analysis of floating offshore wind turbines. ASME.
- Nihei, Y., & Fujioka, H. 2010. Motion Characteristics of TLP Type Offshore Wind Turbine in Waves and Wind. ASME.
- O. Le Calve, J.P. Giovanangeli. 1991. *Etude en soufflerie du couplage dynamique vent-vagues : liaison entre tensions du vent et état de la mer.* Ph.D. thesis, Université d'Aix-Marseille.
- Ochi, M.K., & Shin, Y.S. 1988. Wind turbulent spectra for design consideration of offshore structures. *In : Offshore Technology Conference, Houston.*
- Philippe, M. 2012. *Couplages aéro-hydrodynamiques pour l'étude de la tenue à la mer des éoliennes offshore flottantes.* Ph.D. thesis, Ecole Centrale de Nantes.
- Philippe, M., Babarit, A., & Ferrant, P. 2011. Comparison of Time and Frequency Domain Simulations of an Offshore Floating Wind Turbine. *In : ASME International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering.*
- Philippe, M., Babarit, A., & Ferrant, P. 2012. Aero-hydro-elastic simulation of a semi-submersible floating wind turbine. *In : Proceedings of the International Conference on Ocean, offshore and Arctic Engineering, Rio de Janeiro, Brazil.*
- Qualisys. 2012. *Qualisys product information, <http://www.qualisys.com>.*
- Rajaratnam, N. 1976. *Turbulent jets.* Vol. 5. Elsevier Science Ltd.
- Roddier, D., Cermelli, C., Aubault, A., & Weinstein, A. 2010. WindFloat : A floating foundation for offshore wind turbines. *Journal of Renewable and Sustainable Energy*, **2**, 033104.
- Rouault, MC, Delaunay, E., Aulanier, JP, & Nerzic, R. 2005. Modélisation du vent en bassin et dans les modèles numériques. *Proc 10èmes journées de l'hydrodynamique.*
- Scheiman, J., & Brooks, JD. 1981. Comparison of experimental and theoretical turbulence reduction from screens, honeycomb, and honeycomb-screen combinations. *Journal of Aircraft*, **18**(8), 638–643.
- Stewart, G.M., Lackner, M.A., Robertson, A.N., Jonkman, J.M., & Goupee, A.J. 2012. Calibration and Validation of a FAST Floating Wind Turbine Model of the DeepCwind Scaled Tension-Leg Platform. ISOPE.
- TFI. 2007. *Getting Started : Series 100 Cobra Probe (v3.4).*
- Troen, I., & Petersen, E.L. 1989. European wind atlas. *Roskilde : Riso National Laboratory, 1989, 1.*
- Wang, CM, Utsunomiya, T, Wee, SC, & Choo, YS. 2010. Research on floating wind turbines : a literature survey. *The IES Journal Part A : Civil & Structural Engineering*, **3**(4), 267–277.

Publications dans des actes de congrès à comité de sélection

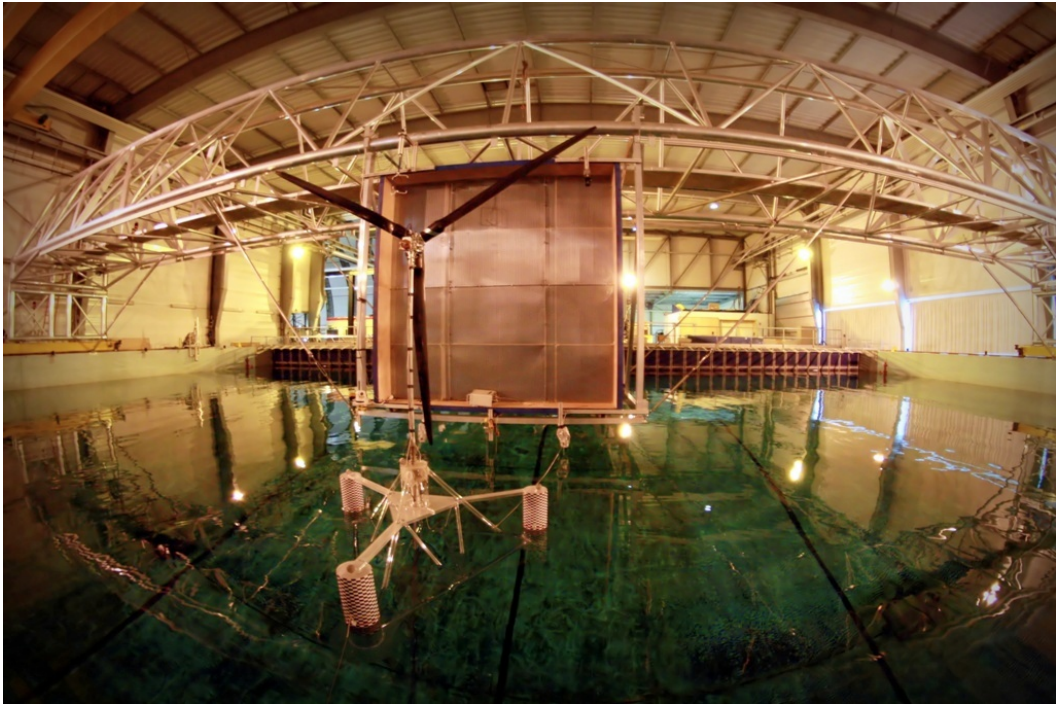
Courbois, A., Ferrant, P., Flamand, O., Rousset, J.M., Toularastel, J.L.
Innovative design of a wind generation system for marine structures model testing
International Society of Offshore and Polar Engineers, 19-24 June 2011, Maui, Hawaii.

Courbois, A., Ferrant, P., Flamand, O., Rousset, J.M.
Wind Generation on Wave Tank for Floating Offshore Wind Turbine Applications
13th International Conference on Wind Engineering, 10-15 July 2011, Amsterdam.

Philippe, M., Courbois, A., Babarit, A., Bonnefoy, F., Rousset, J.M., Ferrant, P.
Comparison of simulation and tank test results of a semi-submersible floating wind turbine under wind and wave loads
Proceedings of the ASME 2013 32nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, June 9-14, Nantes, France.

Courbois, A., Flamand, O., Toularastel, J.L., Ferrant, P., Rousset, J.M.
Applying relevant wind generation techniques to the case of floating wind turbines
Proceedings of the European-African Conference on Wind Engineering, July 7-11, Cambridge.

Courbois, A., Bonnefoy, F., Rousset, J.M., Ferrant, P., Toularastel, J.L., Flamand, O., Légaré, X.
Essais en bassin du comportement dynamique d'une éolienne flottante sous l'action conjuguée de la houle et du vent
Proceedings of the Congrès Français de Mécanique, August 26-30, Bordeaux.



Annexes

Compléments sur le matériel de mesure

A.1 Anémomètres

A.1.1 Tubes de pitot

L'étalonnage des capteurs de pression différentielle a été effectué dans la soufflerie Muse du CSTB.

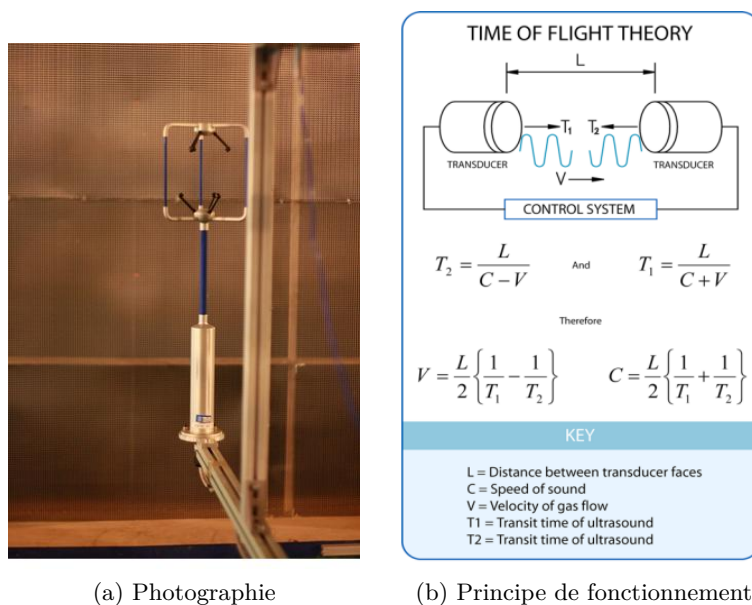
Dans cette soufflerie, la vitesse du vent est parfaitement contrôlée, ce qui nous a permis de valider le bon comportement de ces anémomètres. La réponse est tout à fait linéaire pour l'ensemble des capteurs. Les gains sont résumés dans le tableau [A.1](#)).

Tableau A.1 – Etalonnage des capteurs de pression différentielle

Numéro du capteur	Modèle	Gain (Pa/V)
1	Furness	102.6
2	Furness	103.2
3	Furness	101.6
4	Furness	102.3
5	Setra	1014
6	Setra	1039
7	Setra	1008

A.1.2 Anémomètre sonique

Les anémomètres soniques utilisés sont les anémomètres Windmaster de chez Gill instruments (figure [A.1a](#)). Le principe de fonctionnement de ce type d'anémomètre est résumé sur la figure [A.1b](#). Il s'agit de mesurer le temps que met une pulsation ultrasonique pour aller d'un transducteur à un autre. La vitesse du vent va naturellement influencer ce temps de parcours. Connaissant la distance entre les deux transducteurs, on accède ainsi à la valeur de la vitesse associée. Un anémomètre sonique est généralement composé de 6 transducteurs afin d'accéder aux 3 composantes de la vitesse. Pour plus d'informations, le lecteur pourra se reporter à [Gill \(2007\)](#). Les composantes de la vitesse mesurées, U, V et W , sont censées être



(a) Photographie

(b) Principe de fonctionnement

Figure A.1 – Anémomètre sonique

indépendantes de la température, de la pression et de l'humidité dans la plage de fonctionnement de l'anémomètre. Cette plage de fonctionnement est résumée dans le tableau A.2.

Les deux anémomètres ont une sortie analogique de 0 à 5 V avec une étendue de mesure maximale de -45 à 45 m s^{-1} pour le Gill 1 et de -60 à 60 m s^{-1} pour le Gill 2 (ancien modèle)¹. Cette gamme de vitesse est cependant modifiable. L'ancien appareil (Gill 2) permet de choisir entre $\pm 30 \text{ m s}^{-1}$ ou $\pm 60 \text{ m s}^{-1}$. Le Gill 1 permet de changer cette gamme beaucoup plus finement avec un pas de 5. Nous avons choisi la gamme $\pm 30 \text{ m s}^{-1}$ pour le Gill 2 soit un gain de 12 et un offset de -30 et la gamme $\pm 10 \text{ m s}^{-1}$ pour le Gill 1 soit un gain de 4 et un offset de -10. Les mesures ont été effectuées sur 30 secondes à une fréquence d'acquisition de 64 Hz.

Tableau A.2 – Plage de fonctionnement du Windmaster

	Gill 1	Gill 2
Gamme de vitesse	-45 à 45 m.s^{-1}	-60 à 60 m.s^{-1}
Résolution	0.01 m.s^{-1}	0.03 m.s^{-1}
Gamme de température	-40°C à $+70^\circ\text{C}$	-20°C à $+50^\circ\text{C}$
Humidité	$<5 \%$ à 100%	$<5 \%$ à 100%

1. Pour des raisons de disponibilité du matériel, il n'a pas été possible d'utiliser deux anémomètres soniques équivalents, ce qui aurait été évidemment préférable.

B.1 Répétabilité

Il s'agit bien ici de répétabilité car l'ensemble de la manipulation a été démonté et remonté pour effectuer de nouveaux essais en novembre 2012.

B.1.1 Qualification des ancrages

La qualification des ancrages a été effectuée à nouveau pour les essais de Novembre suivant la procédure vue en 4.4.1. Le tableau B.1 compare les deux valeurs obtenues pour la raideur en cavement. On constate une bonne répétabilité avec un écart absolu de 4%. Cet écart peut s'expliquer par une longueur légèrement différente pour les lignes d'ancrages ou encore un positionnement légèrement différent de ces lignes par rapport à la figure 4.15.

Tableau B.1 – Raideur d'ancrage en cavement (échelle 1)

	Raideur moyenne (kN/m)
Juillet 2012	65
Novembre 2012	68

B.1.2 Houles irrégulières

On s'intéresse ici à la répétabilité pour l'ensemble des mouvements, efforts et accélération mesurés. Comme en 5.2, les signaux temporels sont tracés à gauche et les densités spectrales de puissance à droite. Les résultats de la première campagne d'essais sont tracés en bleu et ceux de la deuxième campagne d'essais en vert.

Cette analyse a été effectuée pour la houle I4 sans vent (figures B.1, B.2, B.3 et B.4) et avec vent V3 (figures B.5, B.6, B.7 et B.8).

La répétabilité pour la houle I8 avec vent V3 a également été étudiée. Les résultats sont visibles sur les figures B.9, B.10, B.11 et B.12.

Mouvements :

On constate que les mouvements de lacet et d'embarquée ne sont pas très répétables. Ces deux mouvements sont en réalité intimement liés aux conditions d'essai et notamment aux ancrages. En revanche, l'augmentation du lacet en présence de vent est retrouvée dans les deux campagnes d'essais.

Pour les autres mouvements, on constate une très bonne répétabilité entre les deux campagnes d'essais réalisées pour les autres mouvements et ceci pour les houles I4 et I8. Cet accord est logiquement meilleur pour les cas sans vent. En présence du vent V3, on note quelques différences sur les valeurs moyennes liées à une vitesse de vent légèrement différente au cours des deux essais. En revanche, le contenu spectral donne une réponse tout à fait similaire pour la quasi totalité des mouvements.

L'excellent accord pour le pilonnement va dans le sens d'une génération de houle strictement identique entre les deux essais. On note néanmoins de légères différences sur la mesure entre les deux sondes à houle qui semblent plutôt liées à l'étalonnage de ces sondes.

Efforts :

On observe un comportement tout à fait répétable en l'absence de vent pour l'ensemble des efforts et moments y compris pour le moment en pied de mât $M_{x'}$. En présence de vent, la réponse aux fréquences de houle et la réponse basse fréquence est toujours répétable que ce soit pour la houle I4 ou I8.

Comme il s'agit de répétabilité, nous avons tracé dans les deux cas les résultats obtenus avec la résistance réglable (contrôleur indisponible lors de la première campagne d'essais). La vitesse de rotation est donc imposée avec moins de précision qu'avec le contrôleur. On observe donc des différences sur la position des pics. L'amplitude du pic à la fréquence de passage augmente à mesure où il se rapproche du premier mode de flexion du mât.

Pour le moment en pied de mât $M_{x'}$, des différences notables sont observées sur l'amplitude à la fréquence de rotation (effet de balourd plus marqué pour la deuxième campagne d'essais).

Accélération :

On observe un comportement tout à fait répétable pour l'accéléromètre $Acc_{x'}$, avec et sans vent.

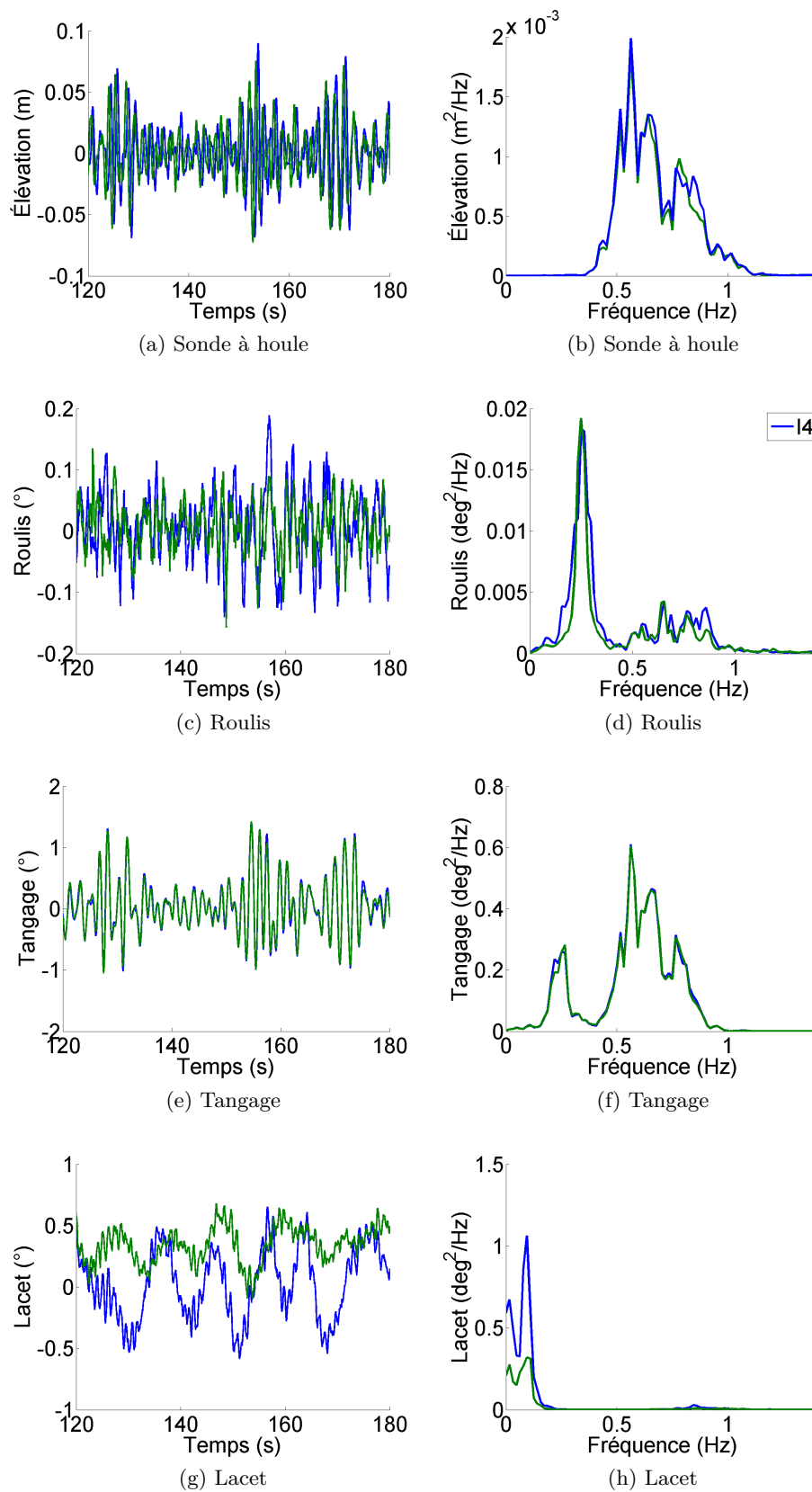


Figure B.1 – Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) des rotations de la maquette pour une houle irrégulière I4 sans vent (échelle maquette)

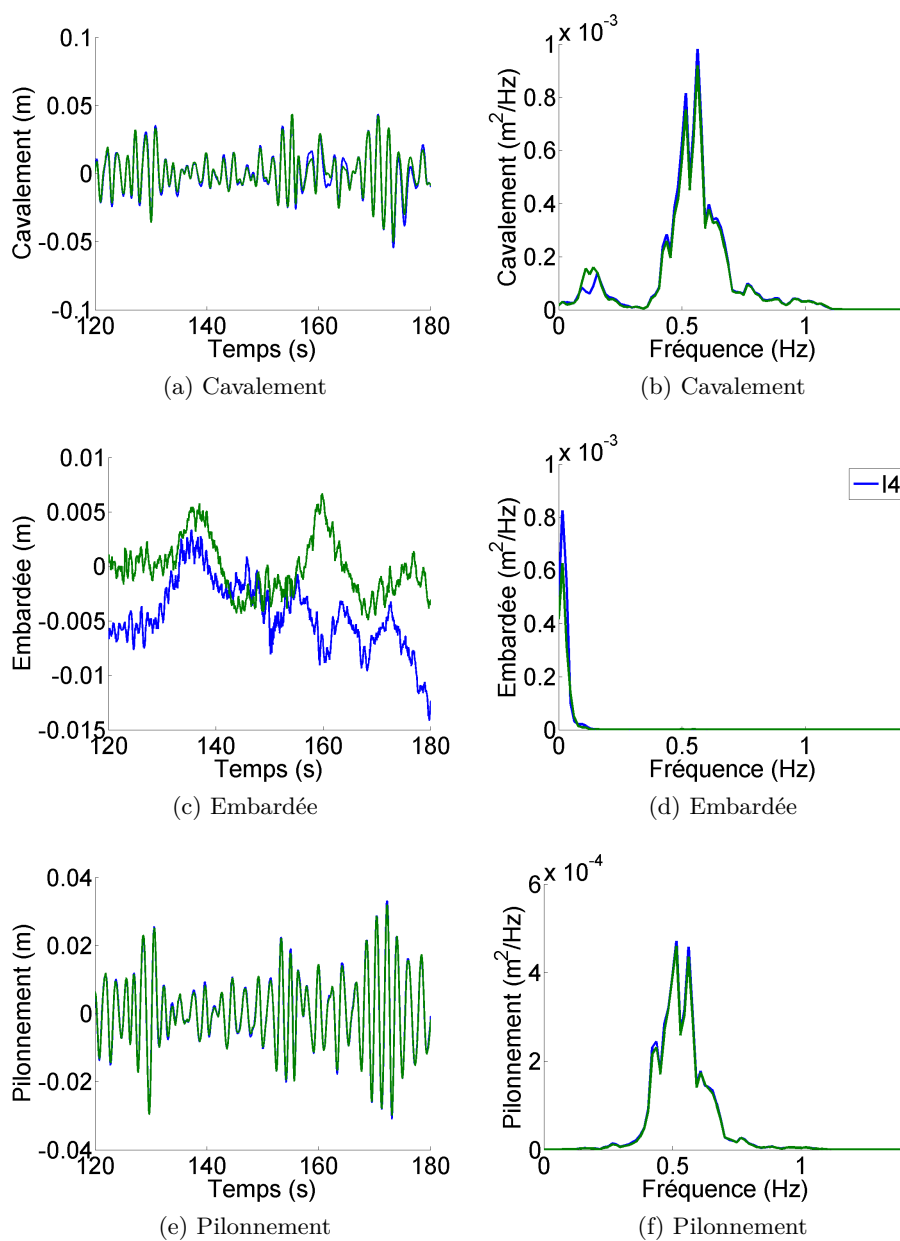


Figure B.2 – Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) des translations de la maquette pour une houle irrégulière I4 sans vent (échelle maquette)

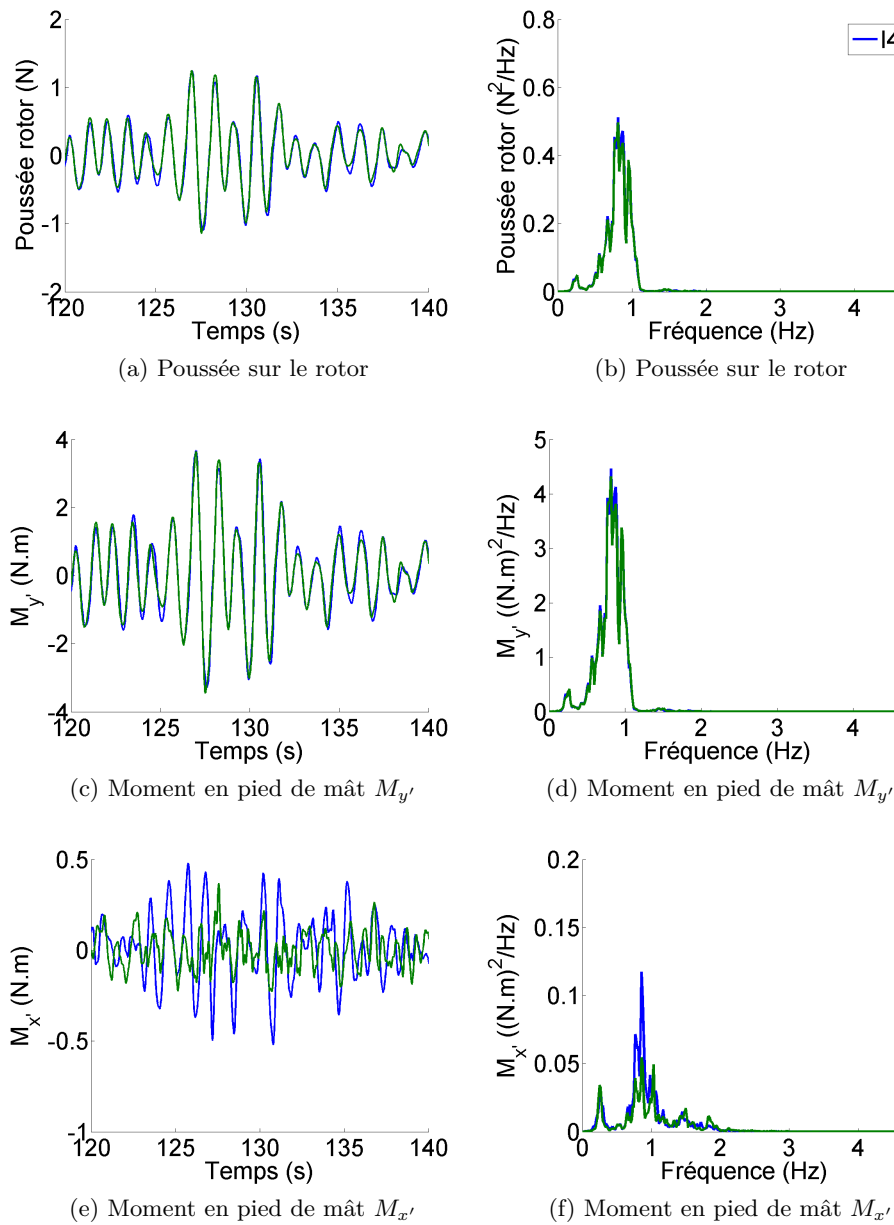


Figure B.3 – Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) des efforts exercés sur la maquette pour une houle irrégulière I4 sans vent

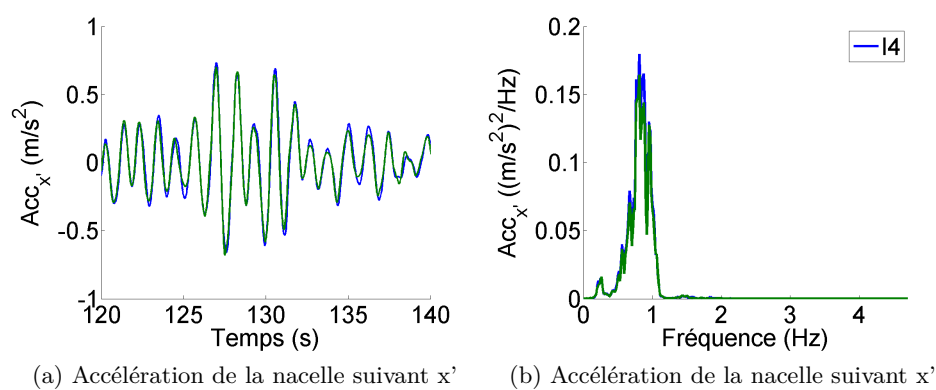


Figure B.4 – Signal temporel (à gauche) et densité spectrale de puissance (à droite) de l'accélération de la nacelle pour une houle irrégulière I4 sans vent

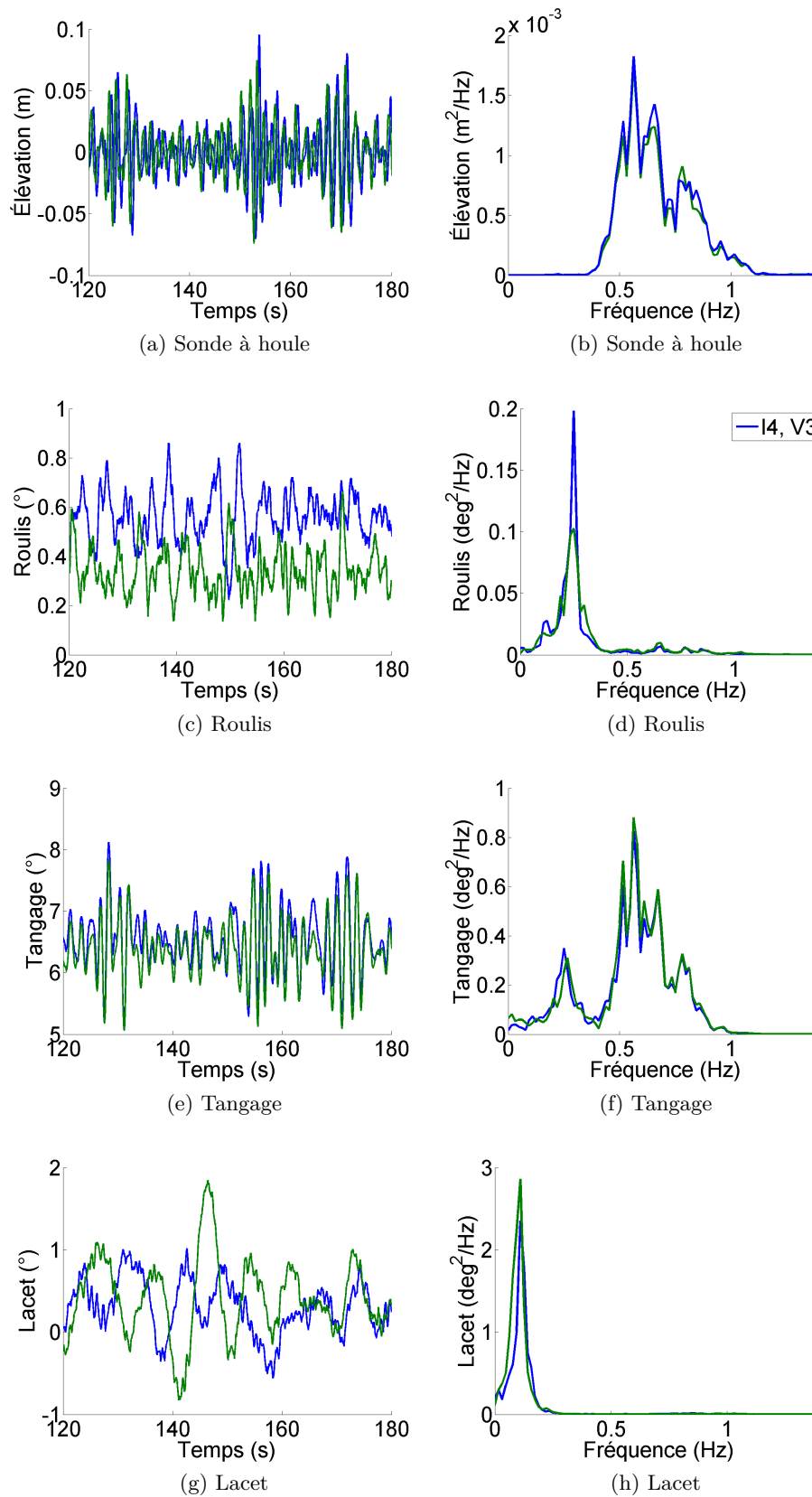


Figure B.5 – Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) des rotations de la maquette pour une houle irrégulière I4 et un vent V3 (échelle maquette)

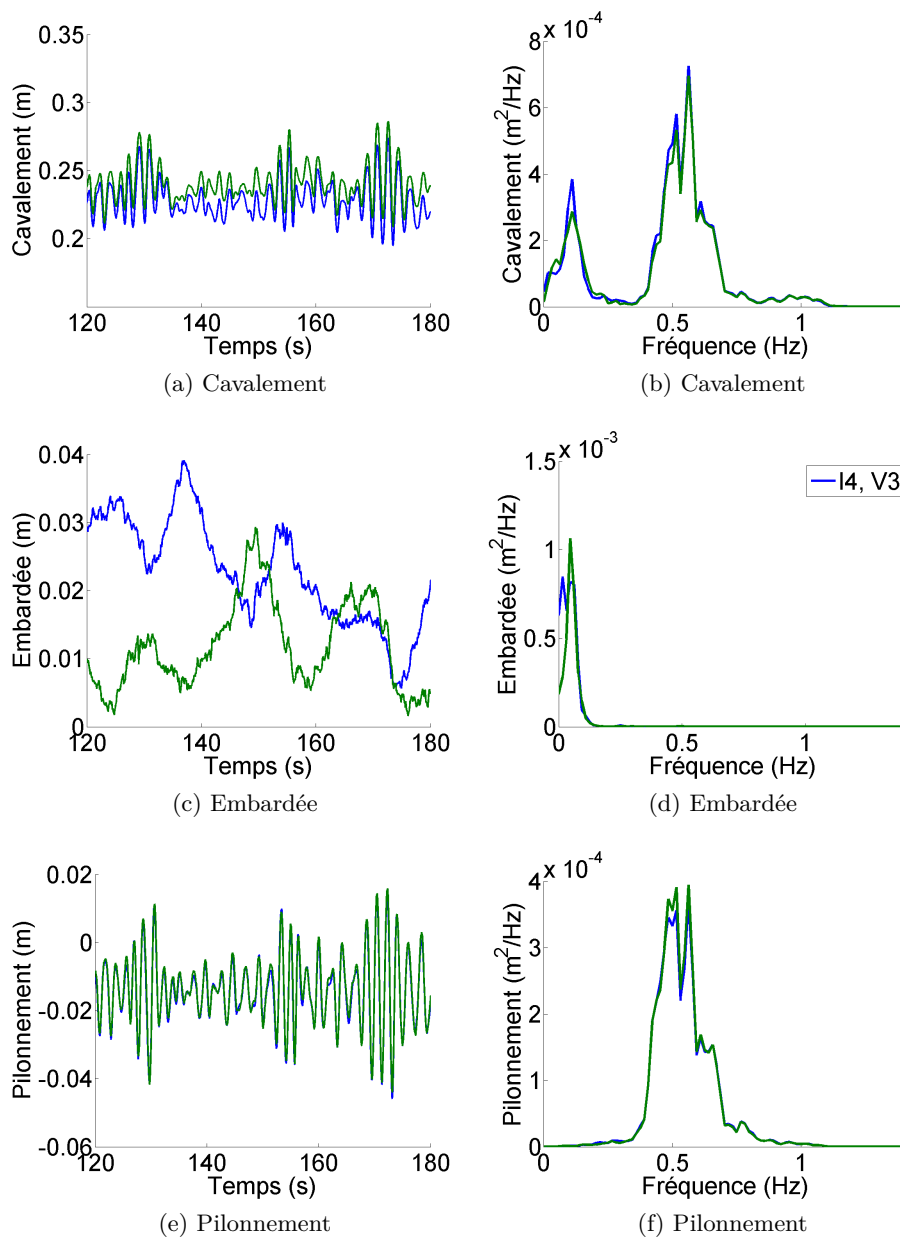


Figure B.6 – Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) des translations de la maquette pour une houle irrégulière I4 et un vent V3 (échelle maquette)

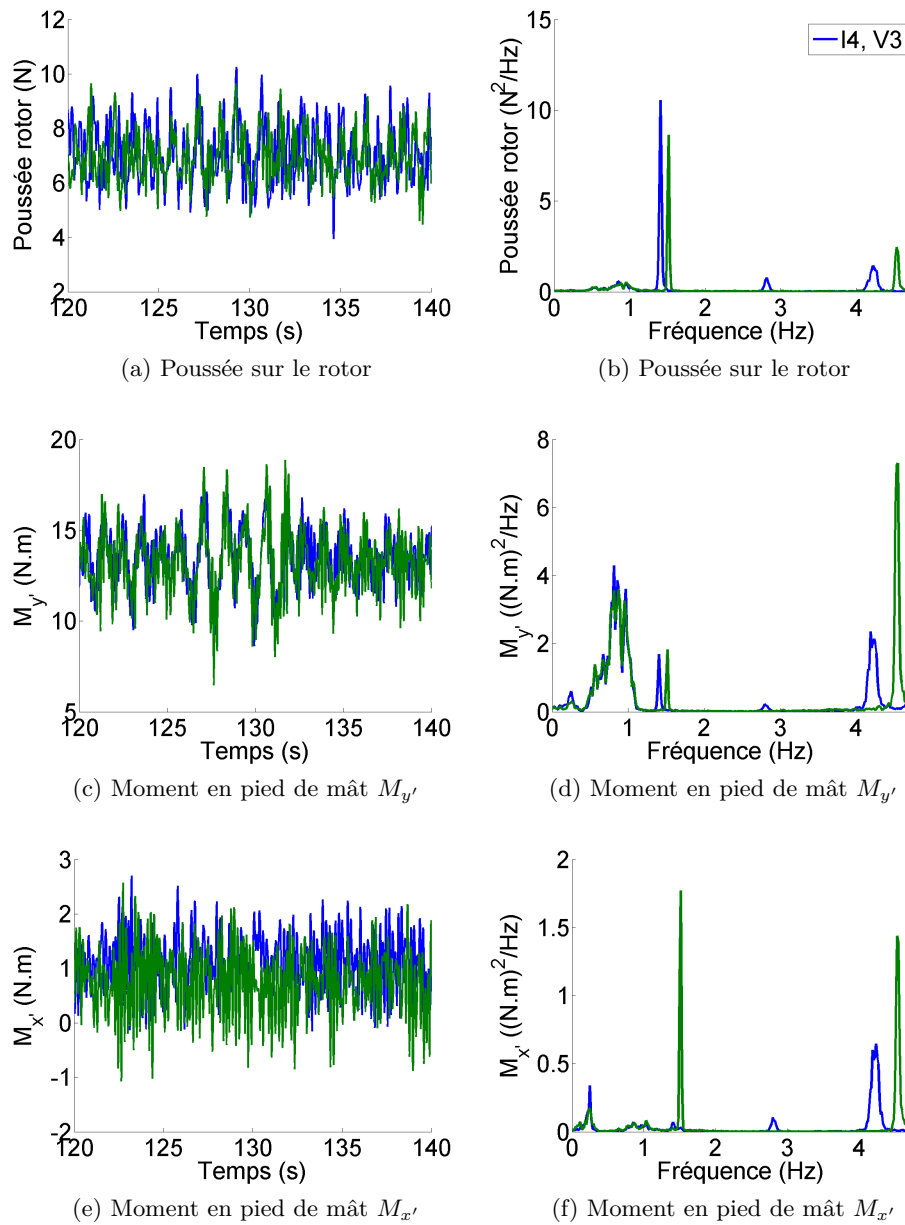


Figure B.7 – Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) des efforts exercés sur la maquette pour une houle irrégulière I4 et un vent V3

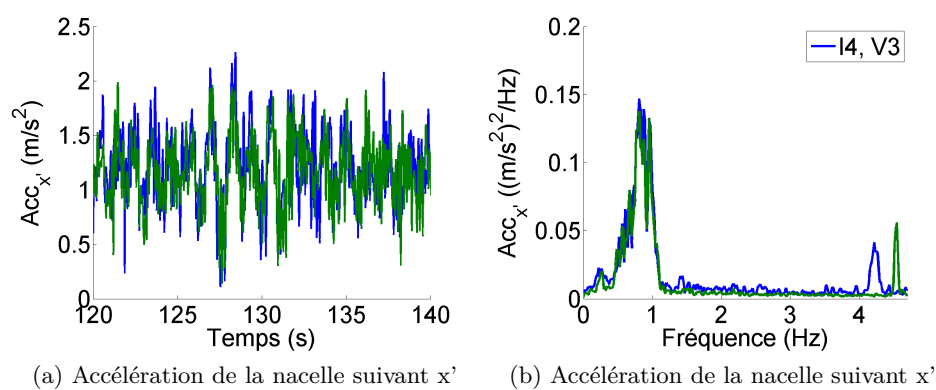


Figure B.8 – Signal temporel (à gauche) et densité spectrale de puissance (à droite) de l'accélération de la nacelle pour une houle irrégulière I4 et un vent V3

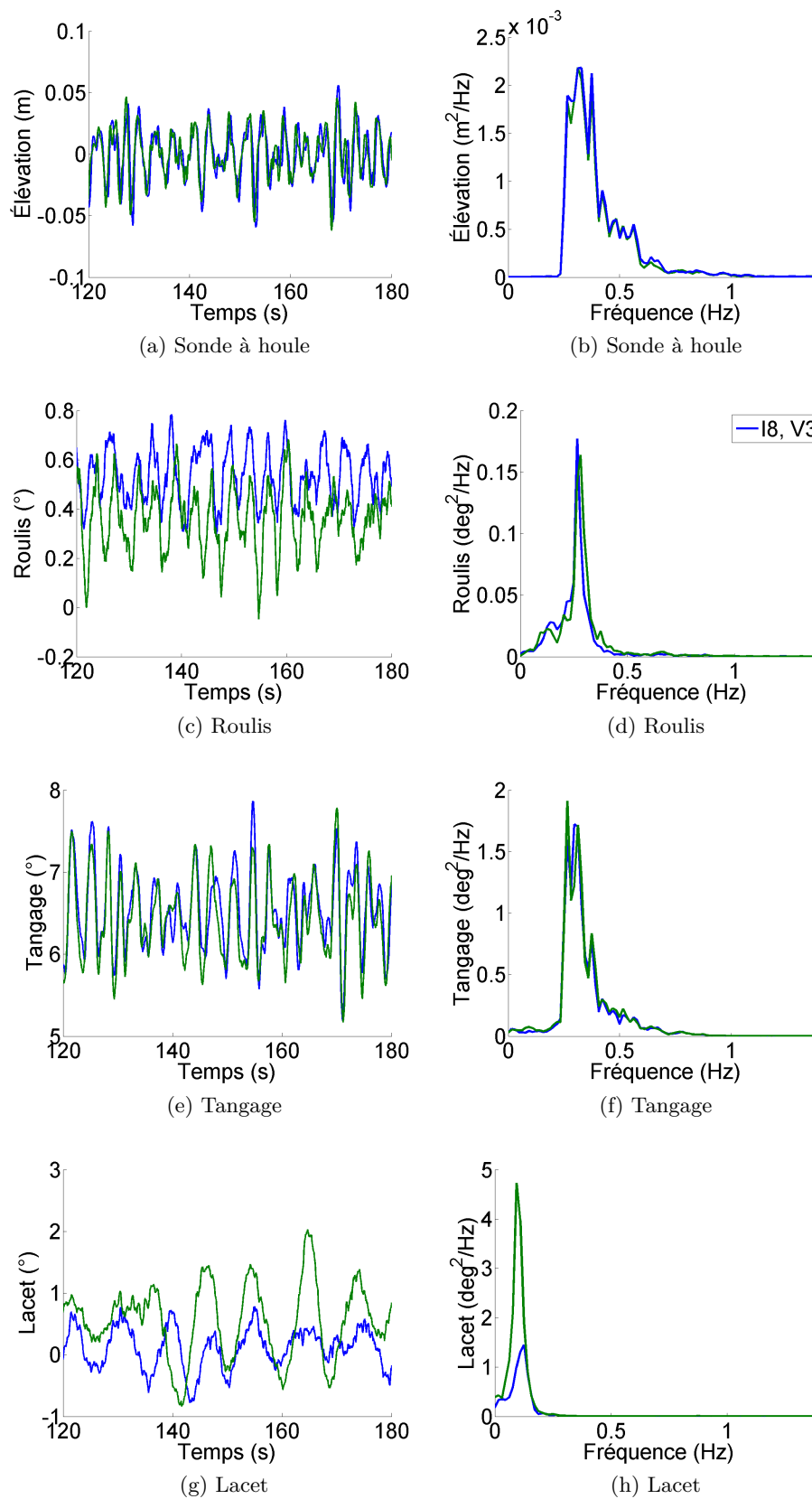


Figure B.9 – Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) des rotations de la maquette pour une houle irrégulière I8 avec vent V3 (échelle maquette)

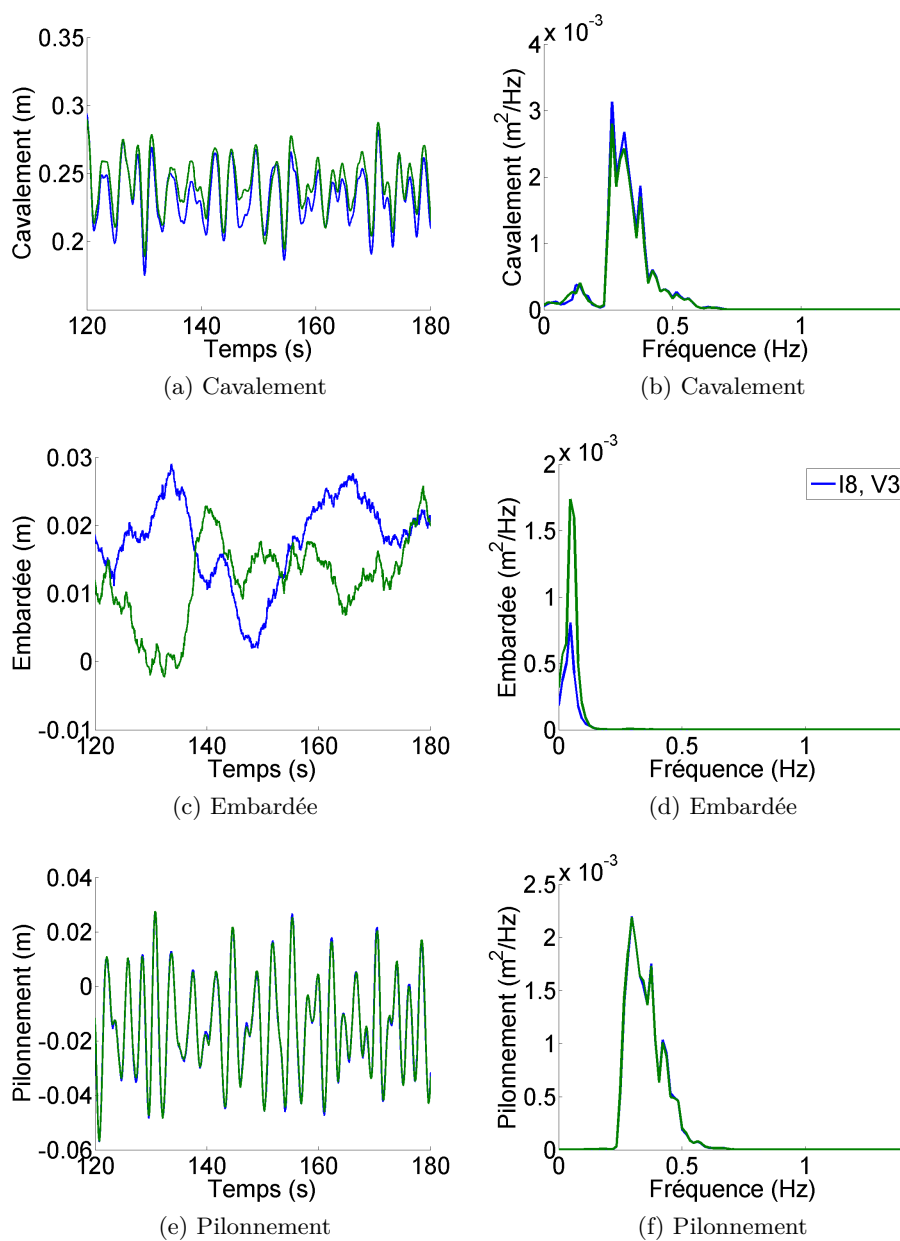


Figure B.10 – Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) des translations de la maquette pour une houle irrégulière I8 et un vent V3 (échelle maquette)

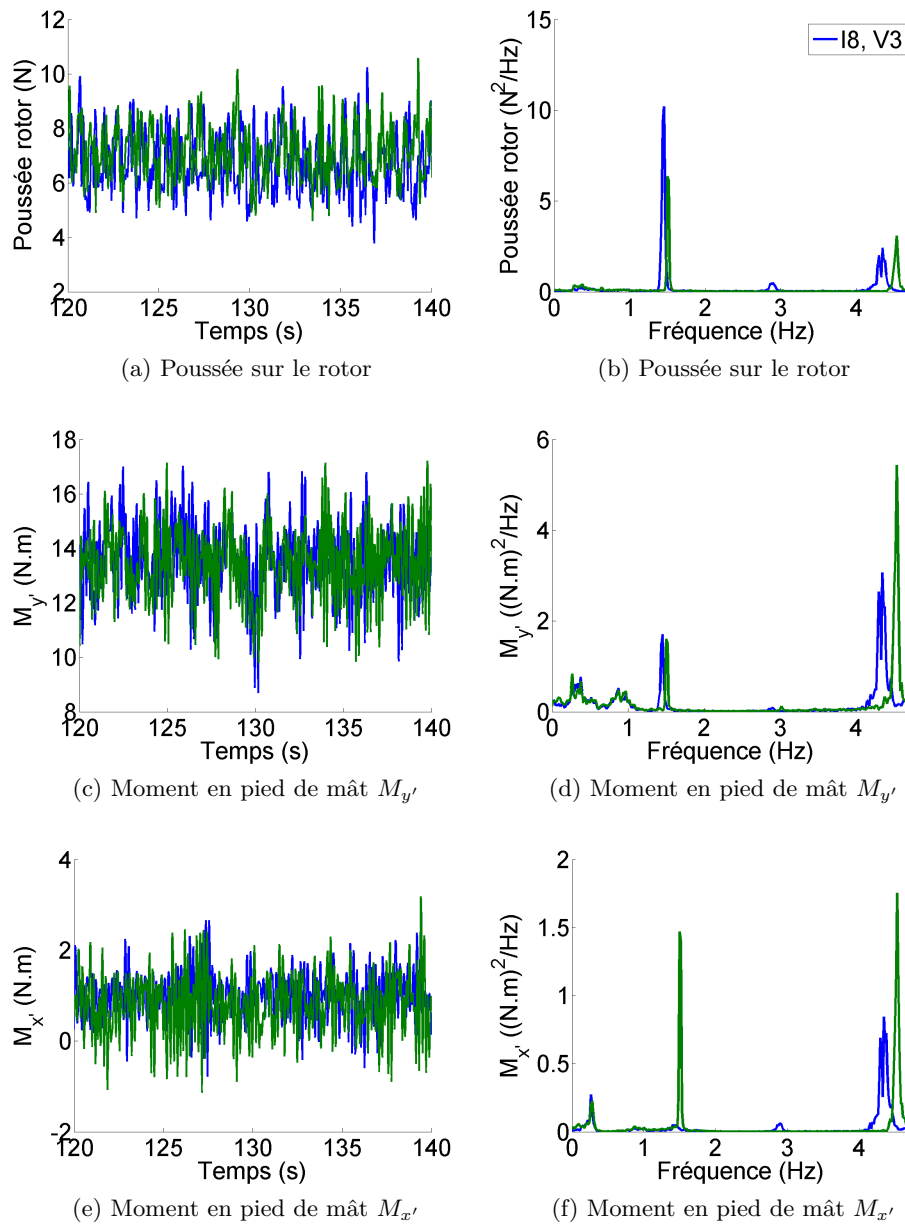


Figure B.11 – Signaux temporels (à gauche) et densités spectrales de puissance (à droite) des efforts exercés sur la maquette pour une houle irrégulière I8 et un vent V3 (échelle maquette)

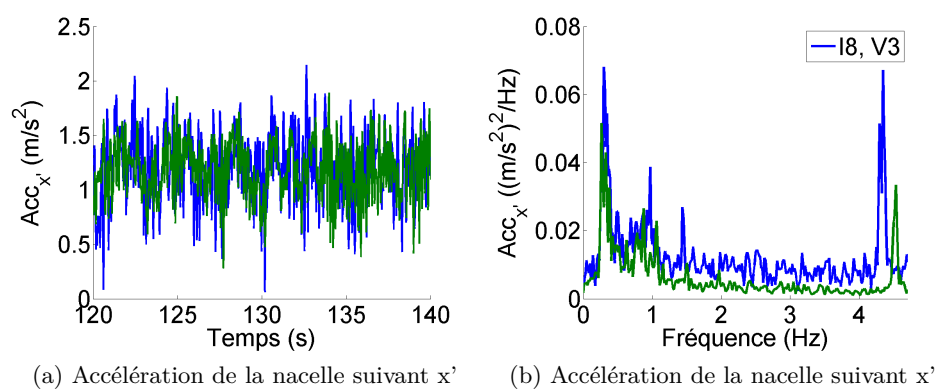


Figure B.12 – Signal temporel (à gauche) et densité spectrale de puissance (à droite) de l'accélération de la nacelle pour une houle irrégulière I8 et un vent V3 (échelle maquette)

B.1.3 Houle régulière

On s'intéresse ici à la répétabilité pour la réponse aux fréquences de houle obtenue par le biais de houles régulières. Les conventions utilisées ici sont celles définies en 4.6. Cette étude a été effectuée sans vent et avec le vent V3.

Les résultats visibles sur les figures B.13 et B.14 mettent en évidence une très bonne répétabilité vis-à-vis des valeurs cibles (amplitude et fréquence de houle, poussée sur le rotor et vitesse de rotation).

Pour les valeurs moyennes sans vent, le phénomène de dérive négatif observé en 4.4.1.3 est retrouvé dans les deux expériences (figure B.15b). Avec vent, les faibles différences observées sur la valeur moyenne en tangage sont dues à une poussée légèrement supérieure lors de la deuxième campagne d'essais (figure B.16a).

L'analyse des RAOs met en évidence une bonne répétabilité avec (figure B.18) et sans vent figure B.17) pour le mouvement de cavalement, de pilonnement et de tangage. Il est logique de retrouver une bonne répétabilité sur les RAOs au vu des résultats obtenus en annexe B.1.2.

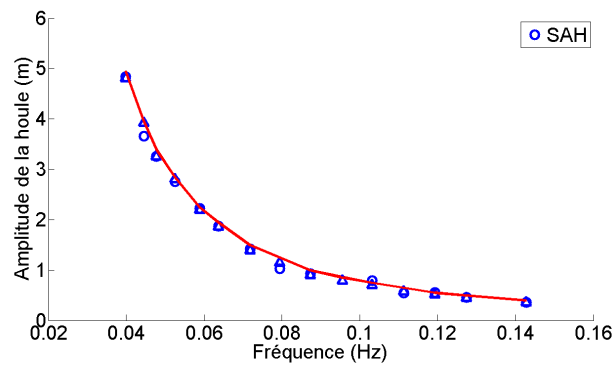


Figure B.13 – Répétabilité sur les sondes à houle (Expérience 1 : ○, Expérience 2 : △)

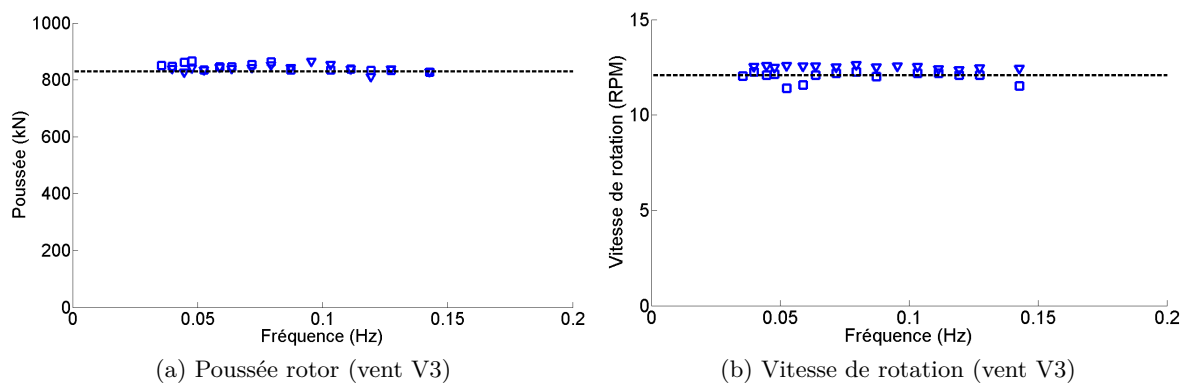


Figure B.14 – Répétabilité des valeurs cibles pour le vent V3 (Expérience 1 : □, Expérience 2 : ▽)

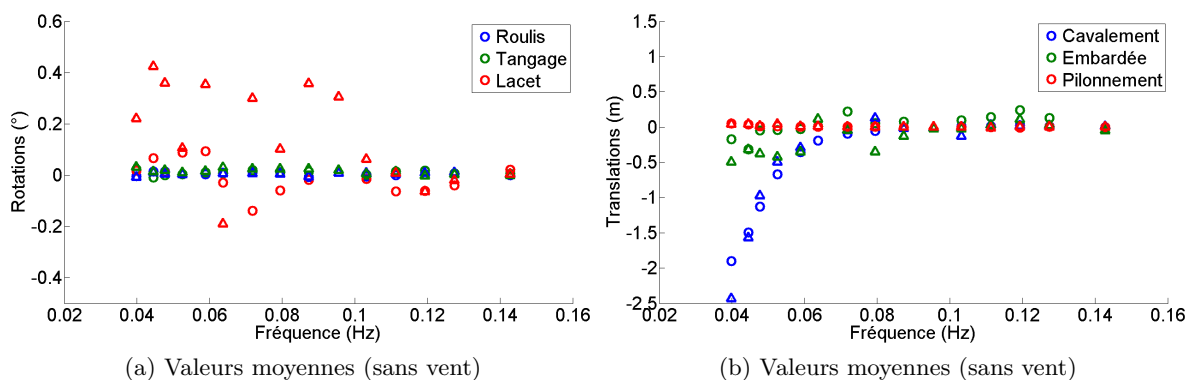


Figure B.15 – Répétabilité des valeurs moyennes sans vent (Expérience 1 : \circ , Expérience 2 : \triangle)

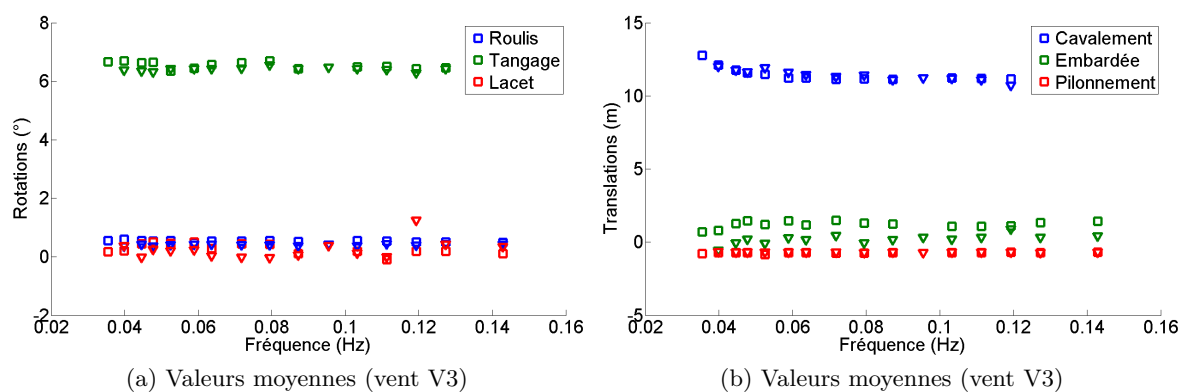
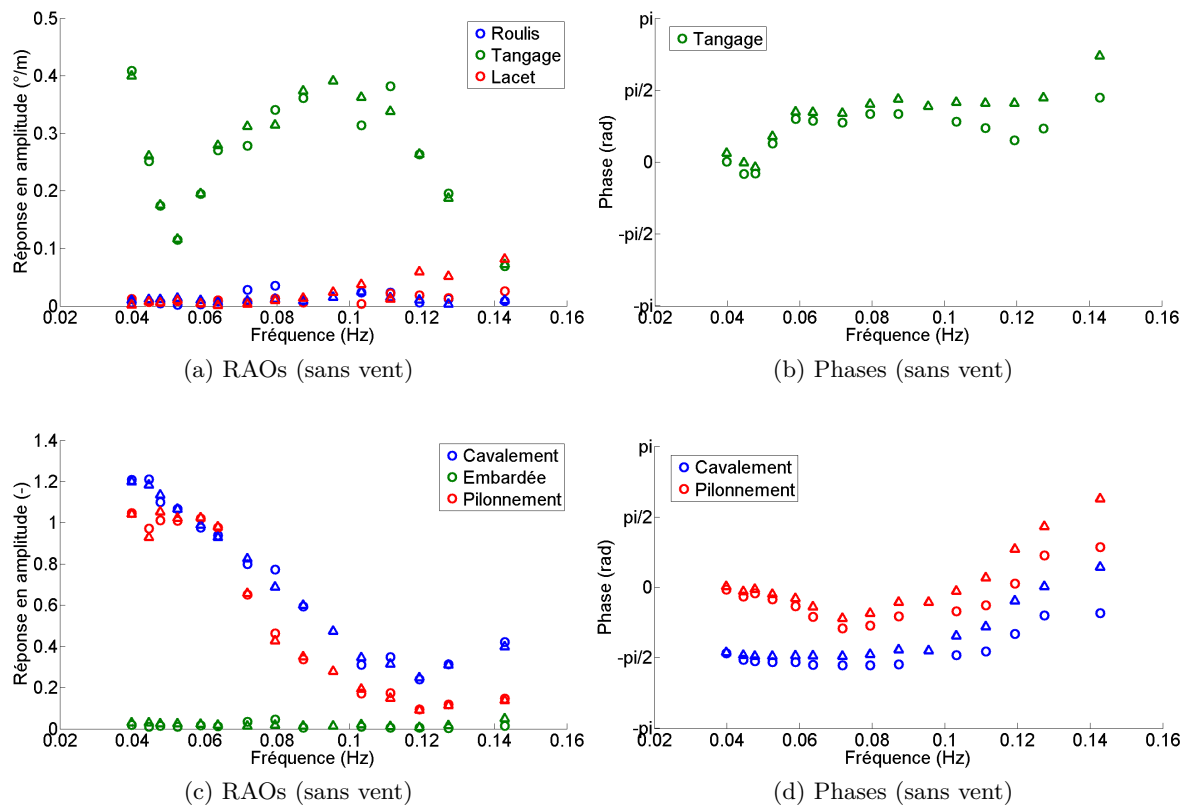


Figure B.16 – Répétabilité des valeurs moyennes avec le vent V3 (Expérience 1 : \square , Expérience 2 : ∇)

Figure B.17 – Répétabilité sans vent (Expérience 1 : \circ , Expérience 2 : \triangle)

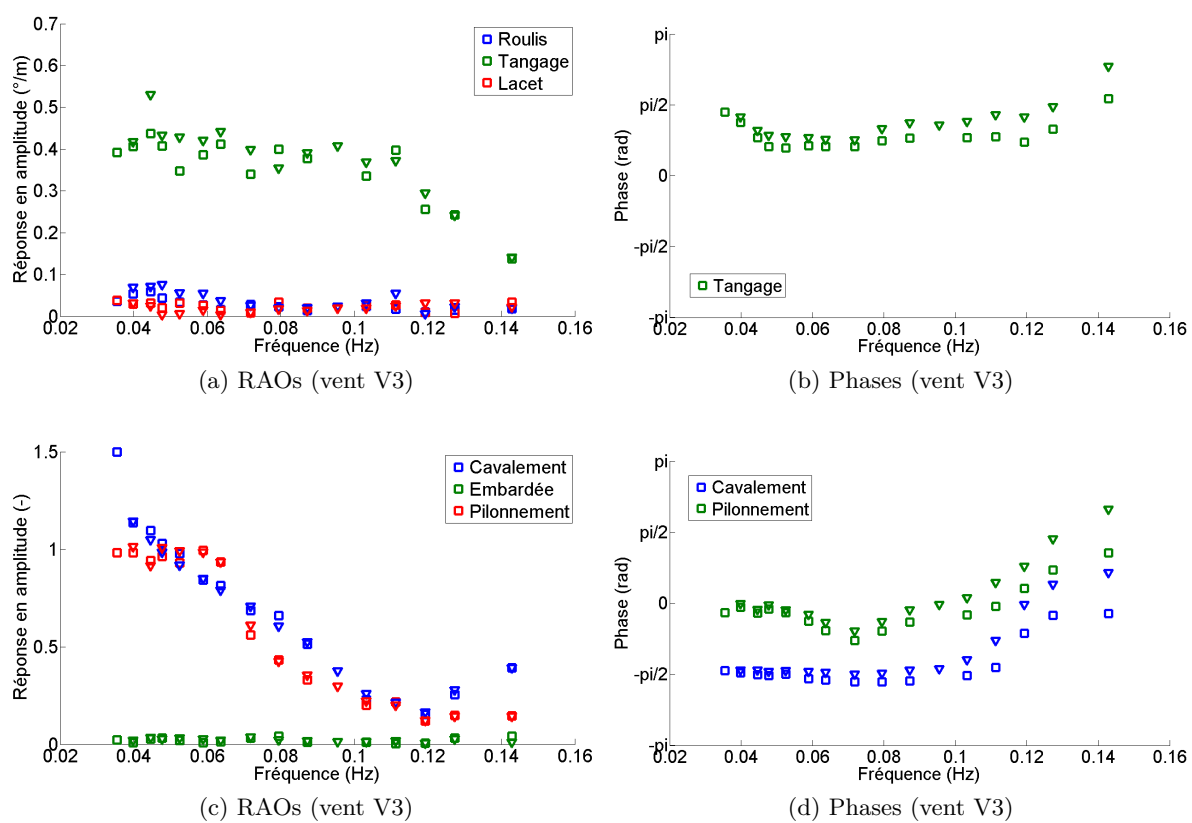


Figure B.18 – Répétabilité avec vent V3 (Expérience 1 : \square , Expérience 2 : ∇)

B.2 Répétitivité

Une bonne répétabilité étant synonyme de bonne répétitivité, nous ne développerons ici que les cas où la répétabilité n'a pas pu être étudiée.

B.2.1 Influence de la direction principale de la houle

La répétitivité a été étudiée avec vent V3 et sans vent pour la houle I4 avec une direction de houle $\theta_0 = 20^\circ$. Les résultats obtenus en houle régulière (figure B.19) et irrégulière (figures B.20 et B.21) mettent en évidence une très bonne répétitivité pour ces différents essais.

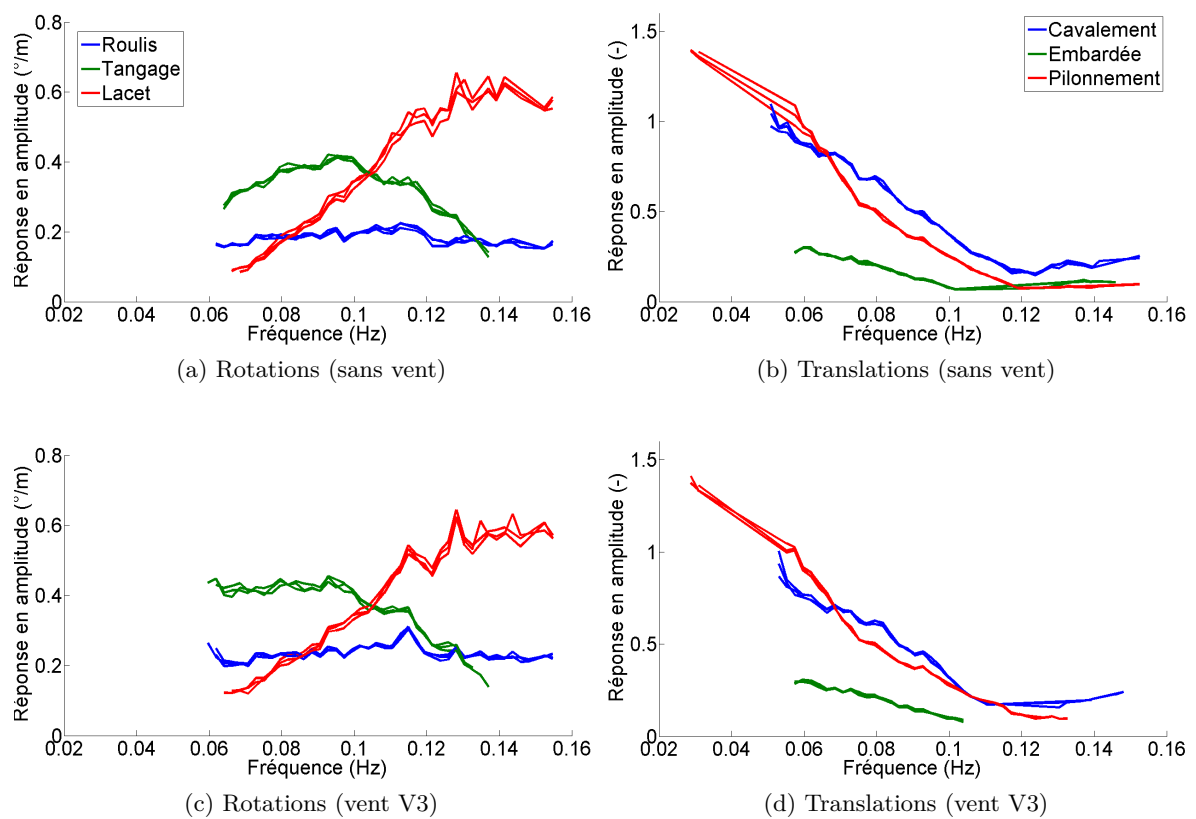


Figure B.19 – Répétitivité pour la houle I4 avec une direction de houle $\theta_0 = 20^\circ$

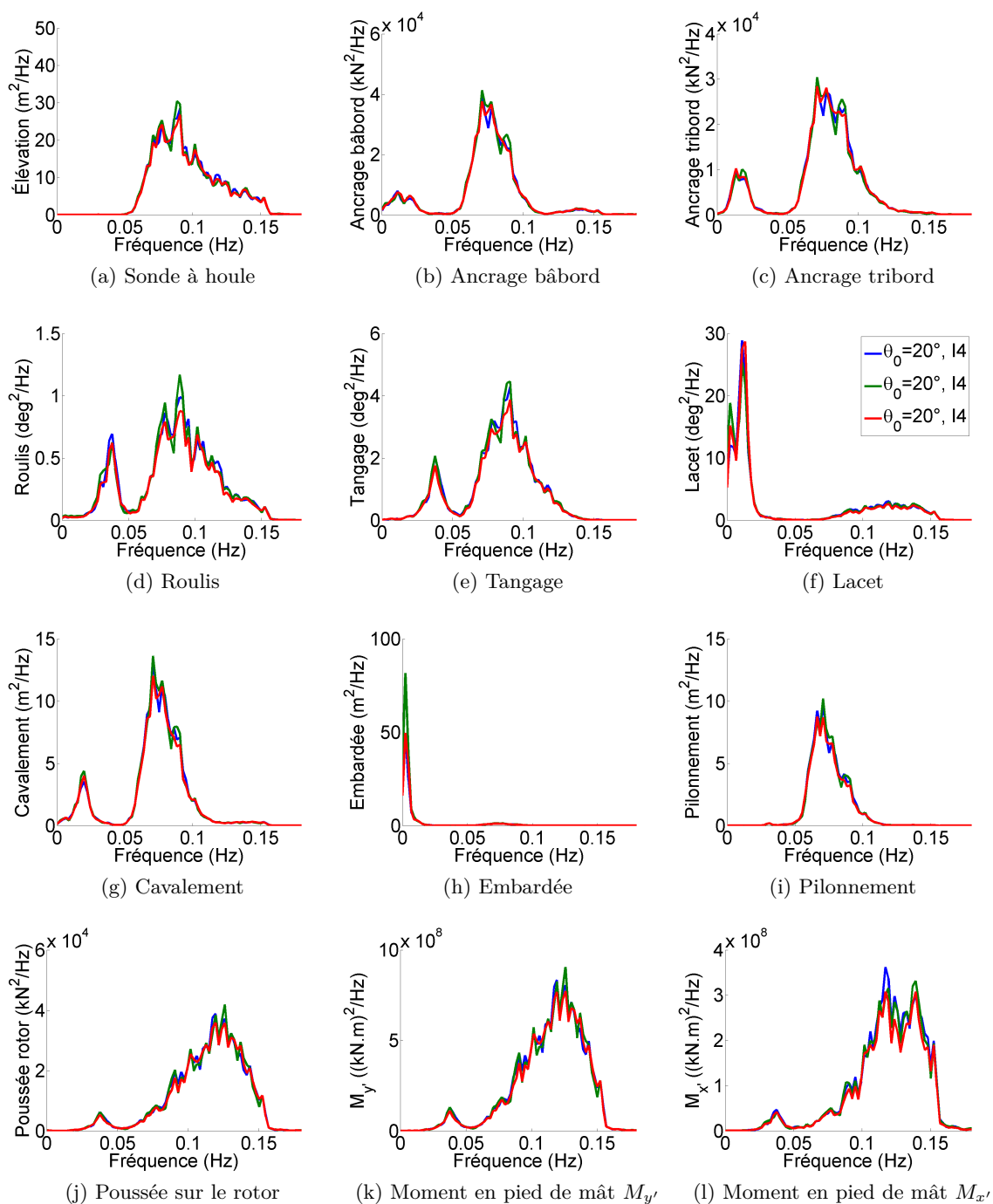
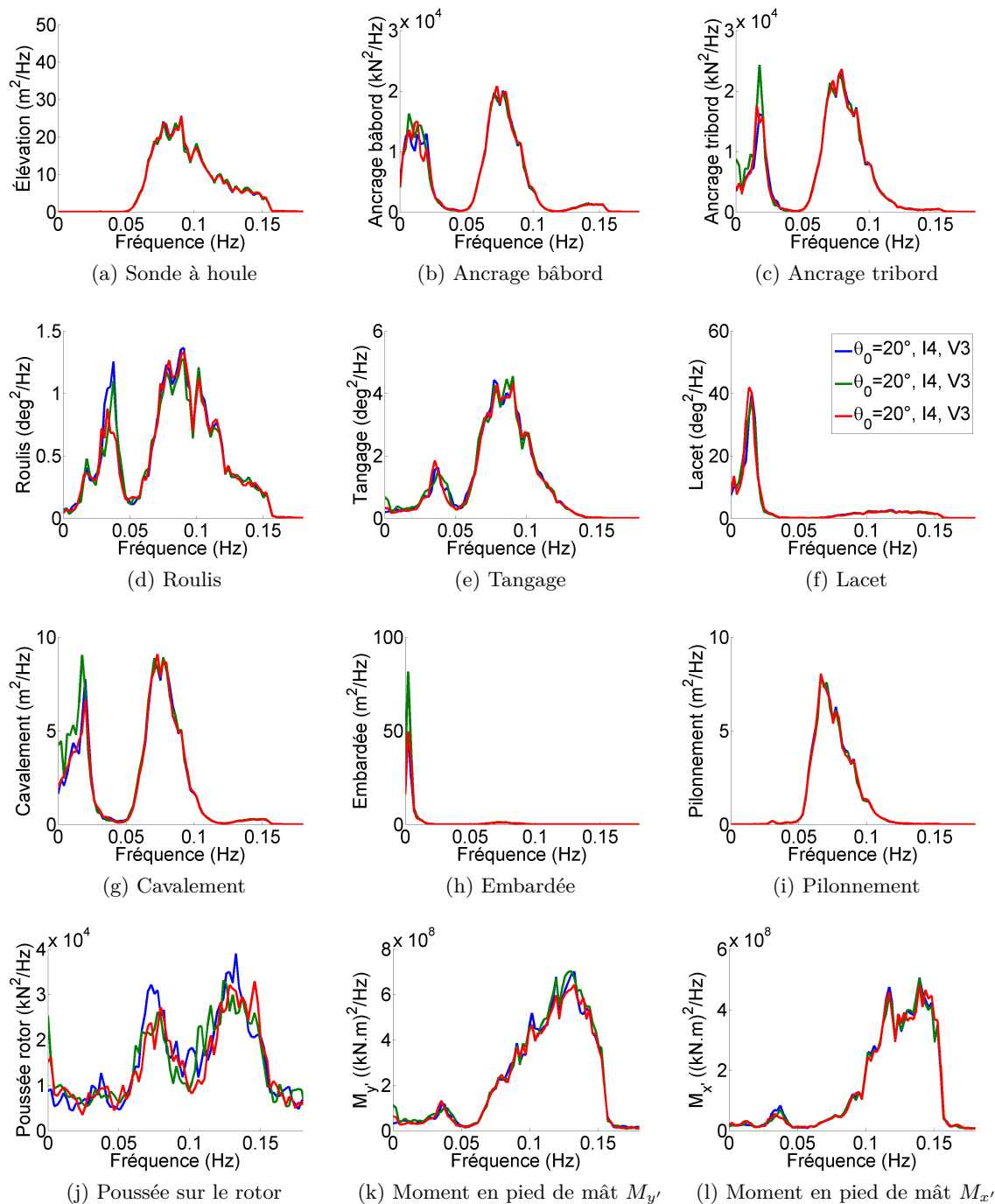


Figure B.20 – Répétitivité sans vent pour la houle I4 avec une direction de houle $\theta_0 = 20^\circ$

Figure B.21 – Répétitivité avec vent V3 pour la houle I4 avec une direction de houle $\theta_0 = 20^\circ$

Résumé

Étude expérimentale du comportement dynamique d'une éolienne offshore flottante soumise à l'action conjuguée de la houle et du vent

Ce travail porte sur l'étude expérimentale du comportement dynamique d'une éolienne flottante sous l'action conjuguée de la houle et du vent. Pour cela, un nouveau moyen d'essai permettant la génération de vent a été développé sur le bassin de houle de l'École Centrale de Nantes. La qualification aérodynamique de ce dispositif a mis en évidence un faible taux de turbulence et une bonne homogénéité spatiale. Ce dispositif permet également la génération de fluctuations de vitesse basses fréquences par contrôle de la vitesse de rotation des ventilateurs. Dans un second temps, un modèle réduit d'éolienne flottante a été dimensionné à l'échelle du 1/50^e suivant une méthodologie adaptée à ce type d'essai. Cette maquette a ensuite été étudiée en bassin afin de caractériser son comportement sous l'action de la houle et du vent. L'influence de la direction principale de la houle par rapport au vent ainsi que d'un vent fluctuant possédant les caractéristiques d'un spectre de vent marin est aussi évoquée dans ce document. Les résultats de ces essais ont finalement fait l'objet d'une première comparaison avec un modèle numérique développé au LHEEA. Parallèlement, les résultats des essais ont également été comparés avec une approche simplifiée remplaçant le rotor par un disque équivalent en termes de traînée aérodynamique afin de valider ou non ce type de simplification.

Mots-clés : *Éolienne flottante, Génération de vent, Bassin de houle, Expérience à échelle réduite, Tenue à la mer*

Abstract

Experimental study of the dynamic behaviour of a floating wind turbine under simultaneous wind and wave loads

This study deals with an experimental simulation of the dynamic behaviour of a floating wind turbine under simultaneous wind and wave loads. For that purpose, we developed a new experimental device which allows wind generation on the ocean engineering wave basin of École Centrale de Nantes. Aerodynamic qualification of this wind generation system shows us a low level of turbulence and good spatial homogeneity. It also enables the generation of low frequency fluctuations by variable speed control of the fans. In a second phase, a scale model of a floating wind turbine was designed with a 1 : 50 length scale, following methodology specific to this kind of study. This scale model has then been studied to obtain its dynamic behavior under wind and wave loads. Influence of wave directionality and of low frequency fluctuations, typical of an offshore wind, will also be presented in this thesis. Results of these tests have finally been compared with a numerical model developed at LHEEA Lab. In parallel, tests results were also compared with a simplified approach replacing the rotor by a disk to validate or not this type of simplification.

Keywords : *Floating Wind Turbine, Wind generation, Wave Basin, Small-scale Model Test, Seakeeping*

Discipline : Sciences de l'Ingénieur