



HAL
open science

Méthodes et outils d'aide à la conception pour l'assistance à la propulsion éolienne des navires

Moran Charlou

► **To cite this version:**

Moran Charlou. Méthodes et outils d'aide à la conception pour l'assistance à la propulsion éolienne des navires. Mécanique des fluides [physics.class-ph]. École Centrale de Nantes (ECN), 2023. Français. NNT: . tel-04522830

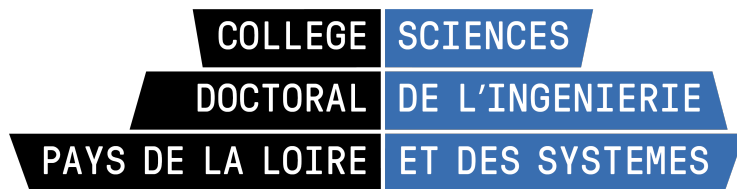
HAL Id: tel-04522830

<https://theses.hal.science/tel-04522830>

Submitted on 27 Mar 2024

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.



Thèse de doctorat de

L'ÉCOLE CENTRALE DE NANTES

École Doctorale N° 602
Sciences de l'Ingénierie et des Systèmes
Spécialité : *Mécanique des Milieux Fluides*

Par

Moran CHARLOU

Méthodes et outils d'aide à la conception pour l'assistance à la propulsion éolienne des navires

Thèse présentée et soutenue à Nantes, le 13 décembre 2023

Unité de recherche : UMR CNRS 6598, Laboratoire de Recherche en Hydrodynamique, Energétique et Environnement Atmosphérique (LHEEA)

Rapporteurs avant soutenance :

Paola GUALENI Professeure, DITEN, Université de Gênes
Kostia RONCIN Maître de Conférences, CREA, École de l'Air et de l'Espace

Composition du Jury :

Président :	TBD	-
Examineurs :	Xavier TAUZIA	Professeur, LHEEA, École Centrale de Nantes
	Pierre FERRANT	Professeur, LHEEA, École Centrale de Nantes
	Patrick Bot	Maître de Conférences, IRENav, École Navale
Dir. de thèse :	Aurélien BABARIT	Ingénieur de Recherche, LHEEA, École Centrale de Nantes
Co-enc. de thèse :	Lionel GENTAZ	Maître de Conférences, LHEEA, École Centrale de Nantes

Invité :

Philippe CAUNEAU Ingénieur Transport, Service Transports et Mobilité, ADEME

À Pépé

Remerciements

Si l'éthique de la recherche scientifique exige de l'originalité, les remerciements dans un manuscrit de thèse sont sûrement là où on en trouve le moins. D'originalité, pas d'éthique... Je ne ferai pas exception.

Je tiens à remercier en premier lieu mes encadrants, Aurélien et Lionel. Aurélien, dont j'ai frappé à la porte il y a 3 ans à la recherche de mon avenir et sans qui ce projet de thèse n'aurait pas existé. Merci d'avoir continué à diriger mon travail de thèse même après avoir quitté le laboratoire. Lionel, qui a repris le poste de Boris au pied levé après son départ et a depuis toujours été là quand j'en avais besoin.

En second lieu, je voudrais remercier les rapporteurs Paola Gualeni et Kostia Roncin pour le temps qu'ils ont pris à relire mon manuscrit de thèse et pour leurs critiques et suggestions.

Je remercie également l'ADEME et la Région Pays de la Loire d'avoir financé ma thèse, sans quoi la proposition d'Aurélien serait tombée à l'eau.

Je voudrais ensuite exprimer toute ma gratitude à tous ceux qui font marcher un laboratoire sans avoir leurs noms sur les articles. Sonia, Élodie, Anne et Cécile, votre disponibilité fut une bénédiction. Adrien et Vincent, merci pour votre réactivité à toute épreuve. Merci aussi aux mains invisibles, celles qui travaillent tôt le matin pour nous garantir un environnement de travail agréable. Merci infiniment à Valérie Pineau et Maguy Favrelière de la cellule thèse de l'ADEME, que j'ai sollicité de nombreuses fois pour des questions diverses, parfois avec un préavis très limité. Merci enfin à Philippe Cauneau, du service Transports et Mobilités de l'ADEME, d'avoir suivi ma thèse en apportant toujours des remarques très justes.

Merci à tous les doctorants et post-docs du LHEEA dont j'ai pu croiser la route. Ceux qui étaient là avant moi : Vincent, Gaël ; ceux qui étaient là en même temps que moi : Théo, Maxime, Gaspard, Liad, Julien, Louis et ceux qui sont arrivés sur la fin : Fabio, Claire et les nouveaux arrivés au D233 Fabien, Coline, Marin et Jolan. Et comment oublier de mentionner les collègues permanents, dont j'ai pour certains suivi l'enseignement à l'École Centrale en tant qu'élève ingénieur et qui m'ont donné envie de venir faire une thèse au LHEEA ? Félicien, Guillaume D, David, Pierre F., Sandrine, Thomas, Benjamin, Guillaume O., ainsi que Boris, Simon et Pierre B. (partis vers d'autres horizons) et tous les autres.

Ma gratitude va aussi aux acteurs de l'industrie qui ont joué le jeu et aidé au développement d'xWASP_CN, par des suggestions ou comme bêta-testeurs. Je remercie en particulier l'équipe de Farwind, en plus d'Aurélien : Tom, Baptiste, Brice et Giovanni, sans qui je n'aurais pas eu de résultats expérimentaux pour valider mon modèle.

Merci à tous mes amis de Nantes, de Brest, de Morlaix et d'ailleurs, j'ai la chance que vous soyez trop nombreux pour qu'il soit impossible de tous vous citer ici. Je tiens quand même à exprimer une gratitude toute particulière à mes colocataires Pauline, Silas, Malo et Mathilde qui me supportent au quotidien.

Merci à mes parents, qui ont éveillé en moi la curiosité et la soif de connaissance qui m'ont poussées jusqu'ici. Merci à mes frères et à ma sœur, d'avoir été pour moi des modèles à tellement de niveaux.

Mes derniers mots de remerciements vont à celle qui partage ma vie : Mathilde, merci d'être toujours là pour me soutenir. Je ne serais pas là où je suis ni qui je suis aujourd'hui sans toi.

Table des matières

Liste des figures	11
Liste des tableaux	13
Liste des symboles	18
1 Introduction	19
1.1 Contexte	19
1.2 Problématique	20
1.3 Objectifs	21
1.4 Méthodologie	21
1.5 Méthodes usuelles	22
1.5.1 Industrie navale : Power Prediction Program (PPP)	22
1.5.2 Course à la voile : Velocity Prediction Program (VPP)	22
1.6 Méthodes dédiées	23
1.7 Spécificités de la méthode	23
2 Modélisation numérique de navires par l'approche système	25
2.1 Approche système	25
2.1.1 Présentation	25
2.1.2 Avantages et inconvénients	25
2.1.3 Alternatives à l'approche système	26
2.2 Définition des états	26
2.2.1 Repères et orientation	26
2.2.2 Rotations et changement de repère	26
2.2.3 Position	27
2.2.4 Vitesse	28
2.3 Équations fondamentales	29
2.3.1 Principe Fondamental de la Dynamique	29
2.3.2 Forme statique	30
2.4 Présentation de x_{dyn}	31
2.5 Modélisation de l'environnement	31
2.5.1 Modèles de vent	31
2.5.1.1 Vent stationnaire	31
2.5.1.2 Vent dynamique	32
2.5.2 Modèles de houle	33
2.5.2.1 Généralités	33
2.5.2.2 Houle d'Airy	33
2.5.2.3 <i>Stretching</i> de houle	35
2.5.2.4 Spectre de houle	35
2.6 Modélisation des efforts	37
2.6.1 Hydrostatique	38
2.6.2 Propulsion éolienne	39
2.6.3 Résistance à l'avancement	41
2.6.3.1 Résistance de vague	41
2.6.3.2 Résistance de frottement	42
2.6.3.3 Méthodes semi-empiriques	42

2.6.4	Propulsion mécanique	46
2.6.4.1	Performances en eau libre	47
2.6.4.2	Prise en compte de la traînée de carène	47
2.6.4.3	Effet de succion	47
2.6.4.4	Rendement d'adaptation	48
2.6.4.5	Modèles empiriques	48
2.6.5	Appendices portants	51
2.6.5.1	Modélisation générale	52
2.6.5.2	Allongement effectif	52
2.6.5.3	Modèle de Söding	53
2.6.5.4	Safran : couplage avec l'hélice	53
2.6.6	Résistance à la dérive et efforts de manœuvrabilité	56
2.6.6.1	Modèles de manœuvrabilité	56
2.6.6.2	Profil portant de faible allongement	57
2.6.7	Efforts de houle	60
2.6.7.1	Effort de Froude-Krylov	60
2.6.7.2	Théorie potentielle linéaire	60
2.6.7.3	Effort de diffraction à vitesse nulle	61
2.6.7.4	Effort de radiation à vitesse nulle	61
2.6.7.5	Masse ajoutée	63
2.6.7.6	Prise en compte de la vitesse d'avance	63
2.6.8	Autres amortissements	64
2.6.8.1	Amortissement linéaire	64
2.6.8.2	Amortissement quadratique	65
2.6.9	Efforts hydrodynamiques unifiés	65
2.7	Conclusions sur la modélisation	65
3	Développement d'un outil de calcul pour les navires à assistance à la propulsion éolienne	67
3.1	Calculs d'intérêt pour les navires à assistance à la propulsion éolienne	67
3.1.1	Stratégie de contrôle	67
3.1.2	Conditions environnementales	67
3.1.3	Représentation polaire	68
3.2	Cas-test	69
3.2.1	Présentation	69
3.2.2	Modélisation	69
3.2.2.1	Efforts sur le navire	69
3.2.2.2	Vent	70
3.3	Calculs stationnaires	71
3.3.1	Caractérisation du problème stationnaire	71
3.3.1.1	Généralités	71
3.3.1.2	Définition des inconnues	71
3.3.1.3	Spécificités du problème physique	72
3.3.1.4	Réduction du nombre d'équations	76
3.3.2	Recherche d'équilibre	78
3.3.2.1	Méthodes conventionnelles	78
3.3.2.2	Algorithme de recherche d'équilibre dédié	78
3.3.3	Exemple de résultats	81
3.4	Calculs instationnaires	81
3.4.1	Intégration temporelle	81
3.4.2	Tenue à la mer	83
3.4.2.1	Généralités	83
3.4.2.2	Vitesse d'oscillation	83
3.4.2.3	Problème du cap	84
3.4.2.4	Exemples de résultats	85

3.4.3	Manœuvrabilité	85
3.4.3.1	Essais réglementaires	85
3.4.3.2	Exemples de résultats	88
3.5	Implémentation : xWASP_CN	90
3.5.1	Présentation	90
3.5.2	Choix de la licence	90
3.5.3	Structure du programme	91
3.5.4	Relation avec xdyn	91
3.5.5	Performances	92
4	Validation	93
4.1	Cas stationnaire	93
4.1.1	Présentation du cas-test	93
4.1.2	Points de mesure expérimentaux	94
4.1.3	Modélisation numérique	95
4.1.3.1	Résistance à l'avancement	95
4.1.3.2	Rotor Flettner	95
4.1.3.3	Hydrogénérateur	96
4.1.3.4	Résistance à la dérive des coques	96
4.1.3.5	Appendices portants	96
4.1.3.6	Fardage	96
4.1.3.7	Hydrostatique	98
4.1.4	Résultats de simulation	98
4.1.4.1	Validation du modèle	98
4.1.4.2	Analyse des efforts	100
4.1.5	Conclusion partielle sur la validation en stationnaire	102
4.2	Cas dynamique	103
5	Conclusion	105
5.1	Synthèse	105
5.1.1	Modélisation du navire	105
5.1.2	Méthode de calcul	106
5.1.3	Validation	106
5.2	Perspectives	107
5.2.1	Modélisation	107
5.2.1.1	Résistance à la dérive	107
5.2.1.2	Efforts aérodynamiques	107
5.2.1.3	Incertitudes	108
5.2.2	Calculs instationnaires	108
5.2.2.1	Gestion du cap	108
5.2.2.2	Validation	108
5.2.3	Implémentation et performances	108
5.2.4	Couplage avec un code en théorie potentielle	108
	Références	109
	Annexe A xWASP_CN : documentation utilisateur	115

Liste des figures

1	Exemples de WAPS pouvant être installés sur un navire	20
2	Séquence de rotations	27
3	Modèles de vent stationnaire	33
4	Spectre de Bretschneider	36
5	Angle de vent incident AWA	40
6	Coefficients de portance et de traînée pour une grand-voile souple	40
7	Angle d'attaque α	52
8	Effet du sillage de l'hélice sur le safran	54
9	Modèle de profil portant de faible allongement	59
10	Comparaison entre projection polaire et cartésienne	68
11	Plan de carène du KVLCC2	70
12	Discrétisation spatiale (maillage) de la carène du KVLCC2	70
13	Influence des DdL sur l'équilibre en propulsion	73
14	Efforts responsables de l'équilibre en propulsion	73
15	Influence des DdL sur l'équilibre en dérive	74
16	Efforts responsables de l'équilibre en dérive	74
17	Influence des DdL sur l'équilibre en lacet	75
18	Efforts responsables de l'équilibre en lacet	75
19	Caractérisation du problème hydrostatique	77
20	Boucle interne	79
21	Boucle externe	80
22	État stationnaire pour plusieurs angles et vitesses de vent (vrai)	82
23	séries temporelles en houle régulière	86
24	Séries temporelles en houle irrégulière	87
25	Trajectoire pour un essai en zig-zag 20/20°	88
26	Angles de lacet et de safran pour un essai en zig-zag 20/20°	89
27	Trajectoire pour un essai de giration à 35°	89
28	Vitesse de rotation en lacet pour un essai de giration à 35°	90
29	Prototype Farwind	93
30	Résistance à l'avancement	95
31	Coefficients expérimentaux du rotor Flettner	96
32	Coefficients de portance et de traînée sur la coque du prototype Farwind.	97
33	Coefficients de portance et traînée 2D du profil NACA0009.	97
34	Maillage de la carène du prototype Farwind	98
35	Vitesse du prototype Farwind : expérience et simulation	99
36	Angle de dérive du prototype Farwind : expérience et simulation	99
37	Angle de safran du prototype Farwind : expérience et simulation	100
38	Équilibre des efforts longitudinaux (F_x) sur le prototype Farwind	101
39	Équilibre des efforts en dérive (F_y) sur le prototype Farwind	101
40	Équilibre des efforts en lacet (M_z) sur le prototype Farwind	102

Liste des tableaux

1	Valeurs de C_{stern}	43
2	Valeurs de $1 + k_2$	44
3	Coefficients de régression polynomiale pour K_t et K_q	49
4	Caractéristiques principales du KVLCC2	69
5	Modélisation du KVLCC2 en stationnaire	70
6	Modélisation du KVLCC2 en dynamique (modèles additionnels)	71
7	Association entre inconnues et équations	76
8	Dimensions principales du prototype Farwind	94
9	Points de mesure expérimentaux. \pm dénote l'écart-type sur la moyenne temporelle. HDG est l'asservissement en cap, TWA celui en angle de vent apparent.	94

Liste des symboles

Abréviations

API	Application Programming Interface
CFD	Computational Fluid Dynamics
CS	Co-Simulation
DdL	Degré de Liberté
DNV	Det Norske Veritas
EEDI	$[tCO_{2eq}/t/nm]$ Energy Efficiency Design Index
EEOI	$[tCO_{2eq}/t/nm]$ Energy Efficiency Operational Indicator
EEXI	$[tCO_{2eq}/t/nm]$ Energy Efficiency eXisting ship Index
EPL	Eclipse Public License
FMI	Functional Mockup Interface
GES	Gaz à Effet de Serre
GPL	GNU General Public License
IMS	International Measurement System
ISAF	International Sailing Federation
ITF	International Transport Forum, organe de l'OCDE
KRISO	Korea Reserach Institute of Ships & Ocean engineering
KVLCC	KRISO Very Large Crude Carrier
MARIN	MAritime Reserahc Institute Netherlands
MARPOL	Convention Internationale pour la Prévention de la Pollution Marine
MEPC	Comité de la Protection du Milieu Marin, organe de l'OMI
ME	Model Exchange
MMG	Maneuvering Modeling Group
NACA	National Advisory Committee for Aeronautics
NSMB	Netherlands Ship Model Basin
OCDE	Organisation de Coopération et de Développement Economiques
OMI	Organisation Maritime Internationale
ORC	Offshore Racing Congress
PFD	Principe Fondamental de la Dynamique
PFS	Principe Fondamental de la Statique
PPP	Power Prediction Program
RANSE	Reynolds Averaged Navier-Stokes Equations
SIMMAN	Workshop on Verification and Validation of Ship Maneuvering Simulation Methods
SLI	Système Linéaire Invariant
SSPA	Statens SkeppsProvnings Anstalt
UNCTAD	United Nations Conference on Trade And Development

VPP	Velocity Prediction Program
WAPS	Wind Assisted Propulsion System(s)

Constantes physiques

κ	[–]	Constante de Von Karman	$\kappa \approx 0.41$
g	[m/s^2]	Accélération de la gravité	$g \approx 9.8067m.s^{-2}$

Environnement

AWA	[°]	Apparent Wind Angle : angle de vent apparent, nul en vent de face et croissant vers tribord
AWS	[m/s]	Apparent Wind Speed : vitesse de vent apparent
η	[m]	Élévation de surface libre
γ	[rad]	Direction de propagation de la houle
ω	[rad/s]	Pulsation (fréquence angulaire) de houle
ρ	[kg/m^3]	Masse volumique de l'eau
ρ_{air}	[kg/m^3]	Masse volumique de l'air
TWA	[°]	True Wind Angle : angle de vent vrai, nul en vent de face et croissant vers tribord
TWS	[m/s]	True Wind Speed : vitesse de vent vrai
\vec{k}	[rad/m]	Vecteur d'onde de la houle, $\vec{k} = k[\cos(\gamma), \sin(\gamma), 0]_{\mathcal{R}_0}$
u_{orb}	[m/s]	Vitesse orbitale de la houle incidente, $u_{orb} = [u_x, u_y, u_z]_{\mathcal{R}_0}$
h	[m]	Profondeur d'eau
H_s	[m]	Hauteur de houle significative
k	[rad/m]	Nombre d'onde de la houle
S_η	[$m^2.s/rad$]	Densité spectrale de houle
T_p	[s]	Période de pic de la houle

Cinématique

β	[rad]	Angle de dérive du navire
Ω	[rad/s]	Vitesse de rotation du corps par rapport au repère fixe, exprimée dans le repère du corps, $\Omega = [p, q, r]_{\mathcal{R}_b}$
Φ	[rad]	Position angulaire du corps $\Phi = [\varphi, \theta, \psi]$
$\dot{\mathbf{X}}$	[m/s]	Vitesse du corps par rapport au repère fixe, exprimée dans le repère fixe, $\dot{\mathbf{X}} = [\dot{x}, \dot{y}, \dot{z}]_{\mathcal{R}_0}$
$\mathbf{a}(\mathcal{G})$	[m/s^2]	Accélération du point \mathcal{G}
\mathbf{U}	[m/s]	Vitesse de translation du corps par rapport au repère fixe, exprimée dans le repère du corps, $U = [u, v, w]_{\mathcal{R}_b}$
\mathbf{V}_u	[–]	Vecteur vitesse généralisé, $V_u = [u, v, w, p, q, r]$
\mathbf{X}	[m]	Position du corps dans le repère fixe, $\mathbf{X} = [x, y, z]_{\mathcal{R}_0}$
\mathbf{X}_u	[–]	Vecteur position généralisé $\Phi = [x, y, z, \varphi, \theta, \psi]$
\mathcal{G}	[–]	Centre de gravité du corps (navire)
\mathcal{R}_0	[–]	Repère galiléen (fixe)
\mathcal{R}_b	[–]	Repère local du corps
Φ	[m^2/s]	Potentiel de houle
ψ	[rad]	Angle de lacet (1 ^{ère} rotation)
θ	[rad]	Angle de tangage/assiette (2 ^{ème} rotation)
φ	[rad]	Angle de roulis/gîte (3 ^{ème} rotation)
C	[–]	Matrice centripète, dépendante de \mathbf{V}_u
$I_{\mathcal{G}}$	[$kg.m^2$]	Matrice d'inertie en \mathcal{G}
$I_{\mathcal{O}_b}$	[$kg.m^2$]	Matrice d'inertie en \mathcal{O}_b
M	[–]	Matrice d'inertie généralisée en \mathcal{O}_b

Navire

δ_r	[rad]	Angle du safran (angle de barre)
B	[—]	Point de flottaison du navire
∇	[m ³]	Déplacement volumique du navire
ω_m	[rad/s]	Vitesse angulaire de rotation de l'hélice
A_m	[m ²]	Aire du maître-couple
B	[m]	Maître-bau du navire
C_b	[—]	Coefficient de bloc, $C_b = \nabla/(LBT)$
C_m	[—]	Coefficient de maître-couple, $C_m = A_m/(BT)$
C_p	[—]	Coefficient prismatique, $C_p = \nabla/(A_m L)$
C_{wl}	[—]	Coefficient de surface de flottaison, $C_{wl} = S_{wp}/(BL)$
L	[m]	Longueur du navire à la flottaison
L_{pp}	[m]	Longueur du navire entre parallèles
lcb	[%]	Position du centre de flottaison relative au milieu du navire
m	[kg]	Masse du corps (navire)
r_{xx}	[m]	Rayon de giration en roulis, $r_{xx} = \sqrt{I_{xx}/m}$
r_{zz}	[m]	Rayon de giration en lacet, $r_{zz} = \sqrt{I_{zz}/m}$
S_w	[m ²]	Surface mouillée du navire
T	[m]	Tirant d'eau moyen du navire

Efforts

\mathcal{F}_b	[N]	Poussée d'Archimède
\mathcal{F}_g	[N]	Force de pesanteur
\mathcal{F}_{aero}	[N]	Force de propulsion éolienne
\mathcal{T}_p	[N et N.m]	Torseur d'effort sur l'arbre d'hélice, $\mathcal{T}_p = [T_p, Q_p]$
\mathcal{T}_{diff}	[N et N.m]	Torseur d'effort de diffraction
\mathcal{T}_{FK}	[N et N.m]	Torseur d'effort de Froude-Krylov, $\mathcal{T}_{FK} = [\mathcal{F}_{FK}, \mathcal{M}_{O_b, FK}]$
\mathcal{T}_{HS}	[N et N.m]	Torseur hydrostatique
\mathcal{T}_{LD}	[N et N.m]	Torseur d'amortissement linéaire
\mathcal{T}_{QD}	[N et N.m]	Torseur d'amortissement quadratique
\mathcal{T}_{rad}	[N et N.m]	Torseur d'effort de radiation
A	[—]	Matrice de masse ajoutée

Profils portants

AR	[—]	Allongement géométrique, $AR = b/c$
AR_e	[—]	Allongement effectif, $AR_e = kAR$
b	[m]	Envergure du profil portant
c	[m]	Corde moyenne du profil portant
C_d	[—]	Coefficient de traînée
C_l	[—]	Coefficient de portance
C_m	[—]	Coefficient de moment
k	[—]	Facteur de distribution de circulation
S	[m ²]	Surface alaire, $S = bc$
V	[m/s]	Vitesse d'écoulement relatif

Hélices

η_0	[—]	Rendement de l'hélice en eau libre
D_p	[m]	Diamètre de l'hélice
J	[—]	Coefficient d'avance, $J = V_a/(nD_p)$
K_q	[—]	Coefficient de couple de l'hélice

K_t	[–]	Coefficient de poussée de l'hélice
n	[Hz]	Fréquence de rotation de l'hélice
Q_p	[N.m]	Couple généré par l'hélice
T_p	[N]	Poussée générée par l'hélice
t_s	[–]	Coefficient de succion
V_a	[m/s]	Vitesse incidente sur l'hélice
w_p	[–]	Coefficient de vitesse sur l'hélice

Algorithmique

\mathcal{F}	[–]	Fonction dans le problème stationnaire
ζ	[–]	Vecteur des inconnues dans le problème stationnaire

Autres

Fr	[–]	Nombre de Froude
Re	[–]	Nombre de Reynolds
t	[s]	Variable de temps

Chapitre 1

Introduction

1.1 Contexte

D'après l'ITF Transport Outlook 2021 [1], le transport maritime représente plus de 70% du fret mondial. À cela s'associent des émissions de gaz à effet de serre (GES) de l'ordre de 2,89% des émissions anthropiques en 2018 [2]. Comparativement aux autres modes de transport carbonés, notamment le transport routier – qui représente environ 15% des émissions anthropiques [3] –, le transport maritime est donc relativement peu émissif, car il bénéficie d'un très fort effet d'échelle dû à la taille des navires.

Cependant, le transport maritime et ses émissions sont en croissance constante. Les émissions ont augmenté de 9.6% en équivalent CO₂ entre 2012 et 2018 [2]. De plus l'ITF [1] prévoit une multiplication de la demande globale par 2.6 pour le fret et 2.3 pour le transport de passagers d'ici 2050. Dans sa revue annuelle de 2021 sur le transport maritime [4], l'UNCTAD (Conférence des nations unies sur le Commerce et le Développement) projette 2.4% de croissance annuelle sur la période 2022-2026.

Parallèlement, les accords de Paris de 2015 visant à limiter à 1.5° le réchauffement global conduisent à des politiques de décarbonation du transport. En 2018, l'Organisation Maritime Internationale (IMO) a pris la résolution de diminuer d'au moins 50% le niveau d'émissions du transport maritime en 2050 (par rapport à 2008) [5]. Bien que l'intensité des émissions – la quantité d'émissions par valeur de transport, *Energy Efficiency Operational Indicator* (EEOI) en tCO_{2eq}/t/NM – ait baissé d'environ 30% entre 2008 et 2018 [2], cette baisse a surtout eu lieu entre 2008 et 2012 et est aujourd'hui plutôt stable. De nouvelles solutions sont donc nécessaires pour faire face à l'augmentation de la demande tout en diminuant l'impact du secteur. L'OMI a pris la résolution de réduire la densité carbone du transport maritime de 40% d'ici à 2030 et de 70% d'ici à 2050, toujours par rapport à 2008 [5]. Parmi les mesures envisagées, seules la réduction de la vitesse (*slow steaming*) et un changement de mode de propulsion permettraient de baisser significativement l'intensité carbone du transport maritime [2].

Les modes de propulsion alternatifs peuvent être classés en deux catégories : ceux utilisant des carburants non carbonés et les systèmes de propulsion par le vent (*Wind Assisted Propulsion Systems*, WAPS).

Les carburants non carbonés, tels que l'hydrogène, nécessitent une source d'énergie, renouvelable ou fossile. Ils doivent être transformés, ce qui nécessite des infrastructures et implique des pertes. Une fois transformés, ils ont une excellente densité énergétique de stockage, comparable à celle des combustibles fossiles.

La propulsion éolienne, quant à elle, offre une alternative non seulement décarbonée, mais aussi issue d'une source d'énergie gratuite, renouvelable et présente directement sur le lieu de consommation. En outre, la propulsion éolienne profite généralement d'un effet croisé bénéfique avec la réduction de la vitesse des navires (*slow steaming*), car aux allures portantes la vitesse relative du vent

est plus importante quand la vitesse du navire est plus faible. Même si l'idée est loin d'être nouvelle, les dimensions des navires de transport actuels imposent des contraintes très différentes de celles du XIX^{ème} siècle, lorsque la voile fut abandonnée au profit de la machine à vapeur. La principale de ces contraintes est celle de la capacité à respecter un temps de trajet, dans un secteur qui travaille à flux tendus.

Il existe déjà sur le marché de nombreux WAPS, à divers degrés de maturité [6]. On pourra citer par exemple les rotors Flettner (cylindre tournant sur lui-même), les kites (voile de traction) et les voiles rigides (Fig. 1), ou encore la Turbovoile de Cousteau (voile rigide à profil aspirant). Les voiles souples traditionnelles ne sont envisageables que pour des surfaces inférieures à $1000m^2$ pour des raisons techniques. Ces systèmes permettent d'ores et déjà de réduire la consommation de navires existants de 10% à 30% [6], mais les armateurs sont lents à les adopter, d'une part car ils peuvent impliquer une modification des opérations portuaires lorsqu'ils utilisent de l'espace sur le pont, et d'autre part en raison des incertitudes sur leurs performances.

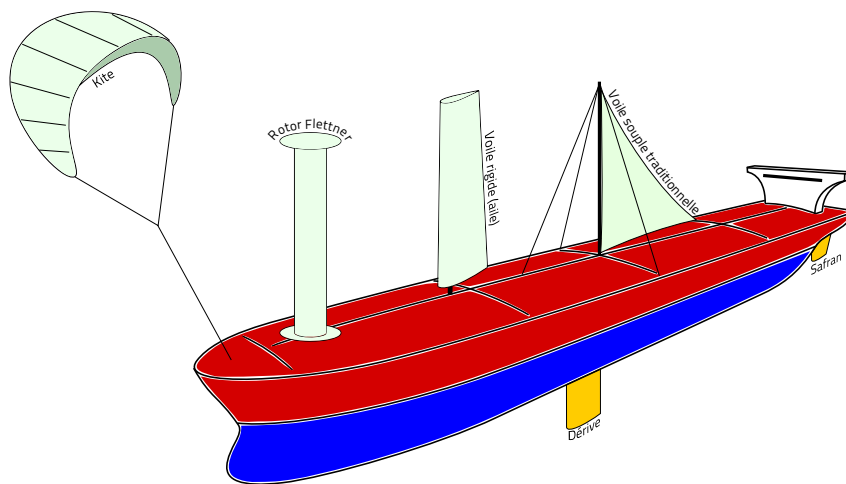


Fig. 1 – Exemples de WAPS pouvant être installés sur un navire. L'espace disponible sur le pont est un critère déterminant du choix. Selon les efforts latéraux engendrés, l'ajout des plans anti-dérive peut être envisagé.

1.2 Problématique

L'EEOI mesure les performances opérationnelles d'un navire en termes de densité carbone et est donc calculé à partir de données réelles sur des routes spécifiques. Par contraste, l'*Energy Efficiency Design Index* (EEDI) et son cousin l'*Energy Efficiency Index for existing ships* (EEXI) sont attachés à un navire mais ne dépendent pas de la route effective et peuvent être calculés sans données opérationnelles. Il s'agit d'une valeur réglementaire que les navires doivent respecter et qui est fixée par le Comité de la Protection du Milieu Marin (MEPC). Sa valeur exacte dépend du type de navire.

Les méthodes de calcul des indices EEOI, EEDI et EEXI sont mises à jour par le MEPC sous forme d'amendements à l'Annexe VI de la Convention Internationale pour la Prévention de la Pollution Marine (MARPOL). En particulier, le MEPC a publié en 2021 des instructions pour la prise en compte des systèmes innovants d'amélioration des performances énergétiques [7]. Ces instructions comportent une classification des systèmes selon la façon dont ils modifient les formules EEDI/EEXI, dans laquelle les WAPS sont catégorisés B-2. Dans cette catégorie, le système de propulsion éolienne est traité indépendamment du reste du navire et n'agit que comme une puissance de propulsion ajoutée nominale P_{eff} multipliée par un coefficient f_{eff} (entre 0 et 1), représentatif des performances du WAPS en fonction des conditions de vent statistiques. Le produit $P_{eff}f_{eff}$ est obtenu en multipliant une matrice liée au WAPS à une matrice de probabilités de vent, où les dimensions des matrices sont les paramètres de vent (vitesse et direction). Seule la connaissance des caractéristiques du WAPS est utilisée dans ce calcul, indépendamment du navire.

Cette approche, bien qu'elle permette de prendre en compte directement le WAPS dans le calcul de l'EEDI/EEXI, néglige donc toutes les interactions avec le reste du navire. En effet, n'importe quel WAPS génère des efforts latéraux qui se traduisent par une dérive du navire ainsi que de la gîte. Ces effets peuvent à leur tour augmenter la force de résistance à l'avancement, diminuer les performances d'un autre système de propulsion et le confort des passagers, voire mettre en question la stabilité du navire.

De plus, cette approche ne tient pas compte de la stratégie de contrôle du navire. Un WAPS peut être utilisé pour augmenter la vitesse d'un navire plutôt qu'ajouter une puissance propulsive à vitesse fixe. Dans le cadre d'un navire à propulsion éolienne pure, la vitesse est même inconnue *a priori*. La méthode du MEPC suppose que la vitesse est fixée et que l'assistance éolienne agit comme une réduction du besoin en puissance propulsive principale. Cette approche ne permet donc pas de traiter le problème de l'EEDI/EEXI d'un navire à vitesse variable.

Enfin, les effets de couplage avec les conditions environnementales de houle sont totalement ignorées par cette approche. La présence de WAPS peut pourtant interagir avec les mouvements du navire dus à la houle, de façon favorable ou non.

1.3 Objectifs

L'objectif de ce travail de thèse est de proposer une méthode et un outil numérique associé dédiés au calcul de l'influence de la présence de WAPS sur le comportement du navire. Conformément à l'approche proposée par le MEPC [7], ces calculs se feront en fonction des conditions environnementales de vent. Les résultats pourront alors être multipliés par la matrice de probabilités de vent, et prendront donc en compte les effets secondaires des WAPS sur le navire.

Alternativement, les résultats obtenus pourront être utilisés dans une étape d'optimisation de routage prenant en compte les caractéristiques du système complet sur une route donnée.

L'analyse directe des résultats pourra aussi servir à motiver des choix de conception, notamment le placement et le dimensionnement des WAPS, mais aussi d'éventuels appendices destinés à contrebalancer les effets secondaires des WAPS (plans anti-dérive par exemple).

Enfin, les calculs instationnaires pourront permettre de vérifier la conformité du navire à d'autres obligations réglementaires que l'EEDI/EEXI, tels que les critères de manœuvrabilité et de tenue à la mer que la présence de WAPS est susceptible de modifier.

1.4 Méthodologie

Ce travail de thèse ayant pour vocation de répondre à un problème industriel en proposant un outil innovant, une part de la méthodologie de développement a été de consulter des acteurs du monde industriel afin d'affiner la pertinence de la méthode. Dans ce but, plusieurs réunions ont été organisées au fil des recherches et du développement. Elles ont notamment impliqué :

- 3 armateurs
- 3 développeurs de WAPS
- 3 cabinets d'architecture navale

Ces échanges ont notamment permis de confirmer l'intérêt du projet de recherche et de la démarche de développement, ainsi que d'aider à cibler la pertinence des différents types de calcul. Elles furent essentielles à garantir que la méthode soit aussi utile en dehors du monde la recherche.

1.5 Méthodes usuelles

1.5.1 Industrie navale : Power Prediction Program (PPP)

Comme la propulsion par hélice ne génère pas (ou peu) d'effort de dérive, l'ingénierie navale se contente historiquement d'un problème à un seul Degré de Liberté (DdL). Ce problème est basé sur la résolution de l'équilibre entre l'effort de résistance à l'avancement et celui de propulsion. Il est donc naturellement décomposé entre ces deux efforts, qui ont été extensivement étudiés au cours du siècle dernier. Le but de cette démarche est généralement de dimensionner la propulsion. Un programme qui résout cet équilibre est donc nommé Power Prediction Program (PPP).

Les méthodes de modélisation des deux efforts sont diverses et dépendent du stade de conception. Au début de la conception, des modèles semi-empiriques tels que celui proposé par Holtrop & Mennen [8] pour la résistance à l'avancement sont utilisés de façon standard. Pour la propulsion, les modèles semi-empiriques basés sur les essais Wageningen [9] font référence. Ces modèles semi-empiriques sont adaptés aux premières étapes de conception car elles n'ont besoin comme données d'entrées que des dimensions principales du navire et de l'hélice. Alors que la géométrie du navire se précise, les méthodes numériques basées sur la théorie potentielle (méthode des tranches, Boundary Element Method) permettent d'avoir une idée plus précise de la résistance à l'avancement. Enfin, des calculs basés sur une approche en fluide réel – notamment les équations RANSE (Reynolds Averaged Navier-Stokes Equations) –, bien qu'ils fussent longtemps associés à des temps de calcul importants nécessitant de recourir à des centres de calculs, sont aujourd'hui monnaie courante pour valider les étapes finales de la conception.

L'histoire des PPP offre donc une diversité de références de modélisation pour les efforts de résistance à l'avancement de propulsion. À l'exception des modélisations coûteuses qui prennent en compte presque tous les phénomènes de la physique des fluides (RANS), elle échoue en revanche à traiter le cas d'un navire avec dérive.

1.5.2 Course à la voile : Velocity Prediction Program (VPP)

Le monde de la voile sportive est quant à lui ancré dans l'usage de la propulsion éolienne. Historiquement, le besoin de simulation pour des navires de voile sportifs trouve ses origines dans les systèmes de handicap (ou *jauges*). Le handicap est un moyen de traiter les différences entre plusieurs navires qui concourent en régate sur le même plan d'eau. Chaque navire possède alors un *rating* en fonction de ses performances. Ce *rating* est ensuite utilisé pour handicaper les navires les plus performants et mettre sur un pied d'égalité des navires différents. Le résultat de la régate se joue alors sur les qualités de marins des membres d'équipage plutôt que sur les performances brutes du navire.

Un des organismes régulateurs sur le champ du *rating* des voiliers de sport est l'Offshore Racing Congress (ORC) avec son International Measurement System (IMS), jauge reconnue par la fédération mondiale de voile (ISAF). Ce système est basé sur le Velocity Prediction Program de l'ORC, programme qui vise à déterminer le *rating* des voiliers. Son nom vient du fait que l'inconnue principale dans le problème de propulsion d'un voilier est la vitesse que celui-ci peut atteindre pour des conditions environnementales données. Le VPP de l'ORC est un logiciel payant, mais pour des raisons de transparence sur les règles de courses, sa documentation [10] est publique. Cette documentation détaille notamment comment les efforts sur les différents organes du voilier sont modélisés et évalués. Le VPP de l'ORC traite un problème d'équilibre stationnaire des efforts sur le navire.

En plus des aspects de régulation, des VPP sont aujourd'hui développés pour l'optimisation des navires de course au large et font l'objet de recherche industrielle et académique. Quand ils ne se cantonnent pas au problème stationnaire, on les nomme Dynamic Velocity Prediction Program (DVPP) [11].

Les modèles d'efforts utilisés sont toutefois développés spécifiquement pour la voile sportive et ne sont généralement pas adaptés à modéliser des navires d'une taille beaucoup plus importante, où les phénomènes physiques dominants peuvent être très différents.

1.6 Méthodes dédiées

Plusieurs méthodes ont vu le jour ces dernières années pour traiter le problème présenté ici, chacune avec ses spécificités.

Le travail de thèse de Bili [12] s'est attaché à la modélisation dynamique en 6 DdL d'un navire propulsé par un kite. Ce travail inclue aussi une partie sur l'équilibre stationnaire. La modélisation du navire pour le cas dynamique y est basée sur des calculs de tenue à la mer dans le domaine fréquentiel. Cependant, la modélisation du WAPS est limitée au kite. De plus, il n'est pas prévu de balayage des conditions environnementales (direction et vitesse de vent) tel que requis pour un calcul d'EEDI/EEXI.

Dans sa thèse, Tillig [13] propose un modèle stationnaire à 4 DdL. Basé uniquement sur des modèles semi-empiriques pour la partie hydrodynamique, le modèle ne requiert que les dimensions principales du navire. Ce travail inclut une analyse des effets d'interaction aérodynamique entre plusieurs rotors Flettner sur le pont d'un navire. De plus, les aspects économiques et de routage sont discutés, en faisant un modèle de prédiction de performances plus global que la simple modélisation du problème physique. Le modèle est en revanche restreint au rotor Flettner, et l'estimation des efforts à des modèles semi-empiriques peu précis. Une implémentation du modèle nommée Ship-CLEAN est présentée, mais ne semble pas facilement disponible à l'usage.

La méthode proposée par Reche-Vilanova *et al.* [14] est également basée sur des modèles semi-empiriques et destinés aux premières étapes de la conception, mais cette fois à 6 DdL. Une base de données intégrée permet de prendre en compte 3 types de WAPS : les rotors Flettner, les voiles rigides et les Dynarigs (type de gréement carré moderne). Le modèle inclut une optimisation des paramètres de réglage des WAPS et du régime moteur. La résistance ajoutée moyenne liée à la houle est prise en compte. La méthode est implémentée dans un écosystème logiciel lié à DNV (Det Norske Veritas) et ne semble pas non plus disponible à l'usage.

Dans un mémoire de master, M. Silvanius [15] présente une étude sur un navire roulier en 2 DdL en explorant plusieurs WAPS. La question de la stabilité du navire avec un WAPS ainsi que des considérations économiques y sont aussi abordées. Les efforts hydrodynamiques sur la carène y sont connus d'avance pour une géométrie spécifique et ne sont pas modélisés.

Une autre méthode proposée par N. Van der Kolk [16] utilise un modèle RANSE pour la résolution des efforts hydrodynamiques. Cette approche a l'énorme avantage de prendre en compte avec une bonne fiabilité les phénomènes ayant lieu en cas de dérive et de gîte du navire, notamment les implications en termes d'augmentation de la résistance à l'avancement. Ces phénomènes sont généralement mal modélisés par les méthodes semi-empiriques issues des PPP qui ignorent les couplages entre ces DdL, et leur nature hautement tourbillonnaire rend les méthodes potentielles mal adaptées. Cependant, le coût très élevé des calculs RANSE est prohibitif lorsqu'il s'agit de balayer de nombreux paramètres environnementaux, *a fortiori* quand il faut explorer plusieurs options de conception.

Enfin, le code commercial SEAMAN Winds [17], édité par SSPA, intègre la prise en compte de propulsion éolienne. Les modèles d'efforts y sont basés sur une base de données interne. Le modèle intègre les aspects économiques et de routage météorologique.

1.7 Spécificités de la méthode

Bien qu'elle partage certains aspects des méthodes déjà présentes dans la littérature, la méthode développée au cours de ce travail de thèse est unique dans le regroupement des aspects suivants.

Elle est adaptée à tout le cycle de conception du navire, afin de pouvoir estimer l'EEDI avec une fiabilité croissante à mesure que les paramètres de conception sont définis. Elle intègre à la fois des modèles semi-empiriques qui peuvent fournir une estimation rapide mais parfois moins fiable des efforts à partir des dimensions principales du navire, mais permet aussi d'utiliser des modèles plus

élaborés nécessitant une connaissance précise de la géométrie telle que des méthodes potentielle ou RANSE.

Elle est adaptée à n'importe quel WAPS, en supposant connues les caractéristiques aérodynamiques du WAPS.

Pour les premières étapes de conception, la méthode est suffisamment rapide pour permettre l'exploration de différentes options et dégager les paramètres importants. Lors des étapes ultérieures, cette rapidité est utile à l'obtention de résultats sur une plage de conditions environnementales importante.

Finalement, la méthode est transparente afin de se positionner comme une proposition de méthode de calcul commune entre les différents acteurs du milieu industriel. Son implémentation est disponible sous forme de programme open-source, et son développement informatique s'est fait dans une optique d'extension et d'améliorations futures.

Dans ce qui suit, ce manuscrit de thèse est développé selon 3 grands axes. Le premier expose les bases théoriques de la modélisation et détaille les modèles de calcul des efforts tels qu'actuellement implémentés. Le second développe le cœur de la méthode, clarifiant les problèmes mathématiques stationnaire et instationnaire avec un exemple concret comme fil conducteur. Enfin, le dernier axe présente un cas de validation stationnaire et démontre les opportunités d'analyse que le détail des efforts permet. Les perspectives d'amélioration de la méthode sont abordées En conclusion.

Chapitre 2

Modélisation numérique de navires par l'approche système

2.1 Approche système

2.1.1 Présentation

En simulation numérique, l'approche système est une façon de considérer le problème mathématique du comportement global d'un objet. Cela consiste à décomposer l'ensemble des efforts s'appliquant sur ce système. Chaque effort est modélisé et calculé indépendamment des autres. Le comportement statique de l'objet est déduit de l'application du Principe Fondamental de la Statique (PFS), et son comportement dynamique de l'intégration numérique en temps du Principe Fondamental de la Dynamique (PFD).

L'approche système est une méthode relativement répandue et de nombreuses entreprises ou organismes de recherche l'utilisent, que ce soit sous forme de tableur (pour le problème statique) ou de programme complet et indépendant. Il existe peu de programmes distribués commercialement ou en open-source, mais on peut citer les exemples suivants :

- **xdyn**, développé par SIREHNA dans le cadre du projet collaboratif *Bassin Numérique* de l'IRT Jules Verne et distribué sous licence open-source EPLv2 [18]
- **FRyDoM**, développé par D-ICE Engineering et distribué sous licence open-source GPLv3 (Community Edition) ou propriétaire (Enterprise Edition) [19]

On peut aussi citer la méthode ShipCLEAN [20], développée à l'Université Chalmers (Göteborg, Suède), dédiée à l'assistance à la propulsion éolienne. Il s'agit d'un modèle plus général, prenant en compte certains aspects économiques, moins centré sur la simulation du comportement navire. La simulation ne prend en compte que 4 degrés de liberté et pas de comportement dynamique.

Enfin, le programme CN_Neptune [21], développé au LHEEA mais pas distribué, est un exemple d'approche système à 6 DdL centré sur la manoeuvrabilité des navires dans la houle.

2.1.2 Avantages et inconvénients

L'approche système comporte son lot d'avantages et d'inconvénients, et certains de ses aspects fondamentaux sont à double tranchant.

1. Avantages :

- **Simplicité**, avec l'équation fondamentale de la dynamique comme socle unique
- **Modularité**, chaque sous-système peut être modélisé par un effort qui lui est propre

- **Diversité de modélisation**, un même effort peut être modélisé avec plusieurs niveaux de précision

2. Inconvénients :

- **Découplage des efforts**, qui implique de négliger certains effets de couplage entre phénomènes physiques
- **Difficulté de quantification des erreurs**, car des modèles avec des niveaux de précision très différents peuvent cohabiter

Le problème de découplage des efforts peut être minimisé en groupant des efforts couplés dans un même modèle. On peut par exemple résoudre tous les efforts hydrodynamiques dans un programme en théorie potentielle (hypothèse de fluide parfait en écoulement irrotationnel) ou en fluide réel (CFD, pour Computational Fluid Dynamics, terme que l'on réservera à la résolution numérique des équations de Navier-Stokes).

2.1.3 Alternatives à l'approche système

Il n'est pas toujours évident de différencier l'approche système des autres méthodes numériques, car il s'agit d'une approche hybride dont les frontières ne sont pas formellement définies.

Les méthodes qui consistent à résoudre l'écoulement dans son intégralité, que ce soit en théorie potentielle ou en CFD (comme [16]), et bien qu'elles incluent souvent la résolution du PFD, sont en revanche à placer à part en raison des temps de calculs. Elles sont trop coûteuses lorsqu'il s'agit de faire plusieurs dizaines voire centaines de simulations pour prendre en compte un large spectre de conditions environnementales (mer et vent) dans une phase de conception, où on fait varier les paramètres et les dimensionnements. Elles peuvent être envisageables en fin de conception afin de valider les choix de dimensionnement avant la fabrication.

2.2 Définition des états

2.2.1 Repères et orientation

Le repère galiléen orthonormal attaché au référentiel terrestre est noté \mathcal{R}_0 et son origine est notée \mathcal{O}_0 . Le repère attaché au corps en mouvement est noté \mathcal{R}_b et son origine \mathcal{O}_b .

On choisit la convention d'orientation utilisée dans les calculs de manœuvrabilité. Le repère fixe \mathcal{R}_0 est ainsi orienté selon la convention "NED" ("North-East-Down"), c'est-à-dire avec l'axe \vec{x}_0 vers le nord, l'axe \vec{y}_0 vers l'est et l'axe \vec{z}_0 vers le bas. Pour le repère du corps \mathcal{R}_b , l'axe \vec{x}_b est orienté vers la proue du navire, l'axe \vec{y}_b vers le côté tribord et l'axe \vec{z}_b vers le bas.

2.2.2 Rotations et changement de repère

On peut passer d'un repère à l'autre par une succession de rotations, dont l'ordre et les axes sont définis par convention [22]. La convention retenue est celle communément utilisée pour les calculs de manœuvrabilité et en aéronautique, parfois nommée "angles de Cardan". La succession de rotations est définie ainsi (Fig. 2) :

1. Rotation d'angle ψ autour de l'axe \vec{z}_0 du repère \mathcal{R}_0 , donnant un repère intermédiaire $(\vec{x}', \vec{y}', \vec{z}_0)$
2. Rotation d'angle θ autour de l'axe \vec{y}' , donnant un nouveau repère intermédiaire $(\vec{x}'', \vec{y}', \vec{z}'')$
3. Rotation d'angle φ autour de l'axe \vec{x}'' , donnant le repère navire \mathcal{R}_b avec $\vec{x}_b = \vec{x}''$

On définit une matrice de passage T_0^b par composition de rotations, c'est-à-dire par multiplication des matrices de rotation élémentaires. Cette matrice permet d'exprimer un vecteur dans un repère en connaissant ses coordonnées dans l'autre.

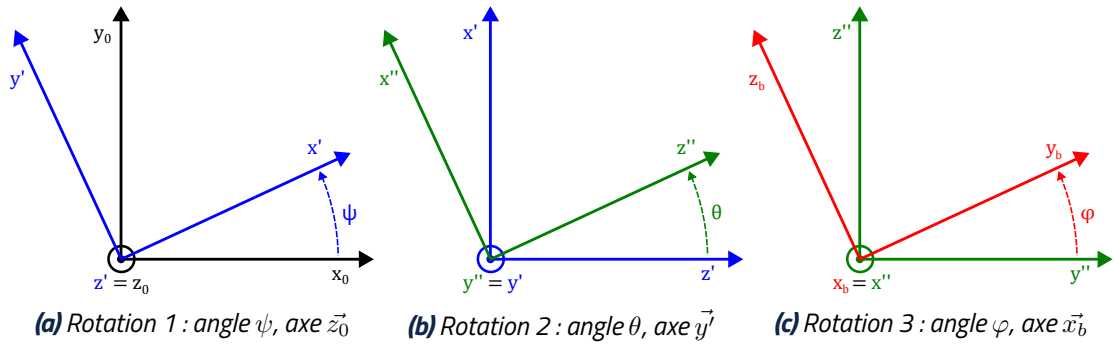


Fig. 2 – Séquence de rotations

Soit $X|_{\mathcal{R}_b}$ un vecteur à coordonnées dans \mathcal{R}_b . Ses coordonnées $X|_{\mathcal{R}_0}$ dans \mathcal{R}_0 s'écrivent :

$$X|_{\mathcal{R}_0} = T_0^b X|_{\mathcal{R}_b} \quad (2.1)$$

La matrice de passage T_0^b est elle-même une matrice de rotation (orthogonale et de déterminant unitaire), son inverse est égal à sa transposée, que l'on note T_b^0 . On a alors :

$$X|_{\mathcal{R}_b} = T_b^0 X|_{\mathcal{R}_0} \quad (2.2)$$

Sauf mention contraire, les équations présentées dans ce chapitre sont valables quelle que soit la convention choisie pour les rotations. Seule l'expression de la matrice de passage changera. Avec la convention choisie ici, T_0^b s'écrit :

$$T_0^b = R_z(\psi)R_y(\theta)R_x(\varphi) \quad (2.3)$$

où $R_x(\varphi)$, $R_y(\theta)$ et $R_z(\psi)$ sont les trois matrices de rotation correspondant respectivement aux rotations définies plus haut, et s'écrivent :

$$R_z(\psi) = \begin{bmatrix} \cos(\psi) & -\sin(\psi) & 0 \\ \sin(\psi) & \cos(\psi) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.4)$$

$$R_y(\theta) = \begin{bmatrix} \cos(\theta) & 0 & \sin(\theta) \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin(\theta) & 0 & \cos(\theta) \end{bmatrix} \quad (2.5)$$

$$R_x(\varphi) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\varphi) & -\sin(\varphi) \\ 0 & \sin(\varphi) & \cos(\varphi) \end{bmatrix} \quad (2.6)$$

2.2.3 Position

La position du corps dans le repère \mathcal{R}_0 est noté $\mathbf{X} \stackrel{\text{def}}{=} \mathcal{O}_0 \vec{\mathcal{O}}_b$ (2.7).

$$\mathbf{X} \stackrel{\text{def}}{=} \begin{vmatrix} x \\ y \\ z \end{vmatrix}_{\mathcal{R}_0} \quad \Phi \stackrel{\text{def}}{=} \begin{vmatrix} \varphi \\ \theta \\ \psi \end{vmatrix} \quad \mathbf{X}_u \stackrel{\text{def}}{=} \begin{vmatrix} \mathbf{X} \\ \Phi \end{vmatrix} \quad (2.7)$$

La position du repère \mathcal{R}_b par rapport au repère \mathcal{R}_0 est par ailleurs définie par une succession de rotation d'angles (φ, θ, ψ) autour de trois axes, selon la convention définie plus haut. Le vecteur des rotations est noté Φ (2.7). On définit enfin le vecteur de position généralisée \mathbf{X}_u qui regroupe la position et les rotations (2.7).

2.2.4 Vitesse

On note respectivement \mathbf{U} et Ω les vitesses de translation et de rotation du repère \mathcal{R}_b (point \mathcal{O}_b) par rapport au repère \mathcal{R}_0 , projetées dans le repère \mathcal{R}_b (2.8), ainsi que le vecteur de vitesse généralisée \mathbf{V}_u .

$$\mathbf{U} \stackrel{\text{def}}{=} \begin{array}{c} u \\ v \\ w \end{array} \Big|_{\mathcal{R}_b} \quad \Omega \stackrel{\text{def}}{=} \begin{array}{c} p \\ q \\ r \end{array} \Big|_{\mathcal{R}_b} \quad \mathbf{V}_u \stackrel{\text{def}}{=} \begin{array}{c} \mathbf{U} \\ \Omega \end{array} \Big|_{\mathcal{R}_b} \quad (2.8)$$

Les vitesses et les position et rotation du navire sont reliées par des relations différentielles (2.9), qui dépendent de la convention d'orientation choisie (et donc de la matrice de passage T_0^b).

$$\mathbf{U} = T_b^0 \frac{d\mathbf{X}}{dt} \quad \text{ou} \quad \frac{d\mathbf{X}}{dt} = T_0^b \mathbf{U} \quad (2.9)$$

La relation entre Ω et $\frac{d\Phi}{dt}$ s'écrit par une composition avec les trois matrices de rotation, qui dépend de la convention choisie. Avec la convention présentée plus haut (Sec. 2.2.2), cette relation s'écrit :

$$\Omega = \dot{\varphi} \vec{x}_b + \dot{\theta} \vec{y}^i + \dot{\psi} \vec{z}_0 \quad (2.10)$$

Soit :

$$\begin{array}{c} p \\ q \\ r \end{array} = \begin{array}{c} \dot{\varphi} \\ 0 \\ 0 \end{array} + R_x(\varphi) \begin{array}{c} 0 \\ \dot{\theta} \\ 0 \end{array} + R_x(\varphi) R_y(\theta) \begin{array}{c} 0 \\ 0 \\ \dot{\psi} \end{array} \quad (2.11)$$

Ou sous forme matricielle :

$$\Omega = T_\Omega \frac{d\Phi}{dt} \quad \text{ou} \quad \frac{d\Phi}{dt} = T_\Omega^{-1} \Omega \quad (2.12)$$

Avec :

$$T_\Omega = \begin{bmatrix} 1 & 0 & -\sin(\theta) \\ 0 & \cos(\varphi) & \cos(\theta) \sin(\varphi) \\ 0 & -\sin(\varphi) & \cos(\theta) \cos(\varphi) \end{bmatrix} \quad (2.13)$$

T_Ω est la matrice de passage (mais pas de rotation) entre la base $(\vec{x}_b, \vec{y}^i, \vec{z}_0)$ et le repère \mathcal{R}_b . Selon les valeurs des angles de Φ , $(\vec{x}_b, \vec{y}^i, \vec{z}_0)$ ne constitue pas toujours une base de l'espace géométrique. En conséquence, comme $\det(T_\Omega) = 1/\cos(\theta)$, la matrice T_Ω n'est pas inversible lorsque $\theta = \pi/2 \pmod{\pi}$. Il s'agit d'un exemple de "blocage de Cardan". Lorsque T_Ω est inversible, son inverse s'écrit :

$$T_\Omega^{-1} = \begin{bmatrix} 1 & \tan(\theta) \sin(\varphi) & \tan(\theta) \cos(\varphi) \\ 0 & \cos(\varphi) & -\sin(\varphi) \\ 0 & \sin(\varphi)/\cos(\theta) & \cos(\varphi)/\cos(\theta) \end{bmatrix} \quad (2.14)$$

2.3 Équations fondamentales

2.3.1 Principe Fondamental de la Dynamique

L'équation à la base de l'approche système n'est autre que le Principe Fondamental de la Dynamique (PFD). Le PFD en translation et rotation, appliqué à un solide indéformable de masse constante et de centre de gravité \mathcal{G} , s'écrit [22] :

$$m\mathbf{a}(\mathcal{G})_{\mathcal{R}_0} = \sum \mathcal{F} \quad (2.15)$$

$$\mathcal{M}_{\mathcal{O}_b\mathcal{R}_0} = \sum \mathcal{M}_{\mathcal{O}_b} \quad (2.16)$$

où le moment dynamique au point \mathcal{O}_b (origine du repère \mathcal{R}_b associé au corps) $\mathcal{M}_{\mathcal{O}_b\mathcal{R}_0}$ est défini par :

$$\mathcal{M}_{\mathcal{O}_b\mathcal{R}_0} \stackrel{\text{def}}{=} \int_P \mathcal{O}_b\vec{P} \wedge \mathbf{a}(P)_{\mathcal{R}_0} dm \quad (2.17)$$

Si le point \mathcal{G} est fixe dans le repère \mathcal{R}_b avec pour coordonnées $x_{\vec{\mathcal{G}}} = \mathcal{O}_0\vec{\mathcal{O}}_b$, on peut écrire pour l'accélération :

$$\mathbf{a}(\mathcal{G})_{\mathcal{R}_0} = \left. \frac{d\mathbf{U}}{dt} \right|_{\mathcal{R}_b} + \boldsymbol{\Omega} \wedge \mathbf{U} + \frac{d\boldsymbol{\Omega}}{dt} \wedge x_{\vec{\mathcal{G}}} + \boldsymbol{\Omega} \wedge (\boldsymbol{\Omega} \wedge x_{\vec{\mathcal{G}}}) \quad (2.18)$$

Et pour le moment dynamique, on a :

$$\mathcal{M}_{\mathcal{O}_b\mathcal{R}_0} = mx_{\vec{\mathcal{G}}} \wedge \left(\left. \frac{d\mathbf{U}}{dt} \right|_{\mathcal{R}_b} + \boldsymbol{\Omega} \wedge \mathbf{U} \right) + \mathcal{I}_{\mathcal{O}_b} \left(\frac{d\boldsymbol{\Omega}}{dt} \right) + \boldsymbol{\Omega} \wedge \mathcal{I}_{\mathcal{O}_b} (\boldsymbol{\Omega}) \quad (2.19)$$

où $\mathcal{I}_{\mathcal{O}_b}$ est l'opérateur d'inertie en \mathcal{O}_b , défini pour tout vecteur $\mathbf{V} \in \mathbb{R}^3$ par :

$$\mathcal{I}_{\mathcal{O}_b}(\mathbf{V}) \stackrel{\text{def}}{=} \int_P \mathcal{O}_b\vec{P} \wedge (\mathbf{V} \wedge \mathcal{O}_b\vec{P}) dm = I_{\mathcal{O}_b} \mathbf{V} \quad (2.20)$$

On peut écrire $\mathcal{I}_{\mathcal{O}_b}(\mathbf{V})$ sous la forme d'un produit matriciel $I_{\mathcal{O}_b} \mathbf{V}$, et on nomme alors $I_{\mathcal{O}_b}$ la matrice d'inertie en \mathcal{O}_b .

On note par commodité :

$$\dot{\mathbf{U}} \stackrel{\text{def}}{=} \left. \frac{d\mathbf{U}}{dt} \right|_{\mathcal{R}_b} \quad \dot{\boldsymbol{\Omega}} \stackrel{\text{def}}{=} \left. \frac{d\boldsymbol{\Omega}}{dt} \right|_{\mathcal{R}_b} \quad \dot{\mathbf{v}}_u \stackrel{\text{def}}{=} \begin{vmatrix} \dot{\mathbf{U}} \\ \dot{\boldsymbol{\Omega}} \end{vmatrix}$$

Le PFD en 6 DdL s'écrit alors sous forme matricielle :

$$M\dot{\mathbf{v}}_u + C(\mathbf{v}_u)\mathbf{v}_u = \sum \mathcal{T}_{\mathcal{O}_b} \quad (2.21)$$

où les efforts sont des torseurs (forces généralisées) à 6 composantes, écrits au point \mathcal{O}_b :

$$\mathcal{T}_{\mathcal{O}_b} = [F_x, F_y, F_z, M_x, M_y, M_z]_{\mathcal{R}_b, \mathcal{O}_b}^T = \begin{vmatrix} \mathcal{F} \\ \mathcal{M}_{\mathcal{O}_b} \end{vmatrix}_{\mathcal{R}_b, \mathcal{O}_b} \quad (2.22)$$

Les matrices M (matrice d'inertie généralisée) et C (matrice centripète) sont écrites de la façon suivante :

$$M = \begin{bmatrix} m\mathbb{I}_3 & -mS(\vec{x}_{\mathcal{G}}) \\ mS(\vec{x}_{\mathcal{G}}) & I_{\mathcal{O}_b} \end{bmatrix} \quad C(\mathbf{V}_u) = \begin{bmatrix} 0_3 & -mS(\mathbf{U}) - mS(S(\boldsymbol{\Omega})\vec{x}_{\mathcal{G}}) \\ mS(\vec{x}_{\mathcal{G}})S(\boldsymbol{\Omega}) & S(\boldsymbol{\Omega})I_{\mathcal{O}_b} \end{bmatrix} \quad (2.23)$$

où \mathbb{I}_3 est la matrice identité de taille 3 et $S : \mathbb{R}^3 \mapsto \mathcal{A}_3(\mathbb{R})$ est l'opérateur matriciel anti-symétrique défini tel que $S(\mathbf{a})\mathbf{b} = \mathbf{a} \wedge \mathbf{b}$, qui s'écrit :

$$\forall \mathbf{x} = \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^3, S(\mathbf{x}) = \begin{bmatrix} 0 & -z & y \\ z & 0 & -x \\ -y & x & 0 \end{bmatrix} \quad (2.24)$$

Le terme $C(\mathbf{V}_u)\mathbf{V}_u$ dans l'équation matricielle du PFD (2.21) représente alors les pseudo-forces, c'est-à-dire les forces fictives qui apparaissent en écrivant le PFD dans un repère non-galiléen. Il est de plus à noter que la matrice C peut prendre une infinité de formes différentes et équivalentes, seule une forme est ici présentée [22].

La matrice $I_{\mathcal{O}_b}$ est le résultat du transport au point \mathcal{O}_b par le théorème de Huygens de la matrice d'inertie $I_{\mathcal{G}}$ [22] :

$$I_{\mathcal{O}_b} = I_{\mathcal{G}} - mS(\vec{x}_{\mathcal{G}})^2 \quad (2.25)$$

Dans le cas où le repère du corps est choisi tel que \mathcal{O}_b et \mathcal{G} soient confondus ($\vec{x}_{\mathcal{G}}$ est nul), la forme générale (2.21) reste inchangée mais M et C se simplifient :

$$M = \begin{bmatrix} m\mathbb{I}_3 & 0_3 \\ 0_3 & I_{\mathcal{G}} \end{bmatrix} \quad C(\mathbf{V}_u) = \begin{bmatrix} 0_3 & -mS(\mathbf{U}) \\ 0_3 & S(\boldsymbol{\Omega})I_{\mathcal{G}} \end{bmatrix} \quad (2.26)$$

En pratique, les efforts s'appliquent chacun à un point spécifique lié au repère \mathcal{R}_b et sont transportés au point de résolution du PFD (2.21). Dans la suite, on omettra généralement l'indice correspondant au point d'application au profit d'un indice désignant l'effort physique à l'origine du torseur (par exemple \mathcal{T}_{HS} pour l'effort hydrostatique). En l'absence de précision, l'expression de l'effort sera donnée pour le point \mathcal{G} .

2.3.2 Forme statique

Le problème stationnaire obéit à une forme particulière du PFD (2.21) à accélération nulle, appelé Principe Fondamental de la Statique (PFS) :

$$C(\mathbf{V}_u)\mathbf{V}_u = \sum \mathcal{T}_{\mathcal{O}_b} \quad (2.27)$$

Le problème est alors indépendant de la matrice d'inertie M . On peut encore simplifier cette équation quand on cherche une solution en translation uniquement, c'est-à-dire que la vitesse de rotation $\boldsymbol{\Omega}$ est nulle. On a alors $C(\mathbf{V}_u) = 0$ par (2.23), d'où :

$$\sum \mathcal{T}_{\mathcal{O}_b} = 0 \quad (2.28)$$

2.4 Présentation de xdyn

Plutôt que de développer un nouveau programme implémentant l'approche système, on choisit d'utiliser un programme open-source existant. Le code de calcul xdyn a été développé par SIREHNA, initialement dans le cadre du projet Bassin Numérique porté par l'IRT Jules Verne [23]. Il s'agit d'un simulateur de comportement navire basé sur l'approche système, diffusé en open-source sous licence Eclipse Public License v2.0 (EPLv2).

Codé en C++, xdyn résout l'équation (2.21) avec plusieurs schémas numériques possibles pour l'intégration temporelle (Euler, Runge-Kutta 4, Runge-Kutta-Cash-Karp). De nombreux modèles d'efforts sont disponibles et prêts à l'emploi dans xdyn, et il est relativement aisé d'en ajouter. Cependant, xdyn ne prévoit pas de résolution du problème statique (2.27).

De plus, xdyn propose plusieurs modes de fonctionnement :

- Exécutable en ligne de commande
- Librairie dynamique (API non documentée)
- Mode serveur sur modèles Co-Simulation (CS) et Model Exchange (ME)¹

Les modes "librairie" et "serveur" sont particulièrement intéressants pour un fonctionnement avec surcouche, chacun avec leurs avantages et inconvénients.

Avant ce travail de thèse, xdyn comportait déjà de nombreux modèles hydrodynamiques, ainsi que plusieurs descriptions spectrales de la houle. En revanche, aucune infrastructure n'était prévue pour la simulation d'efforts aérodynamiques. Les fonctionnalités suivantes ont été ajoutées à xdyn au cours de ce travail de thèse :

- Modélisation stationnaire du vent
- Modèle d'efforts aérodynamiques générique
- Modèle de résistance à l'avancement Holtrop & Mennen [8][24]
- Modèle de manoeuvrabilité type MMG [25]
- Modèle de profil portant (hydrodynamique) générique
- Prise en compte de la vitesse d'avance pour la modélisation de la radiation
- Modèle de raideur linéaire (par ex. hydrostatique)
- Modèle de rotor Flettner

Ces modèles, ainsi que ceux déjà implémentés dans xdyn et utiles à la modélisation de navire à propulsion éolienne, sont détaillés dans les sections suivantes. En outre, plusieurs améliorations architecturales et corrections de bugs ont été effectuées dans xdyn au cours de cette thèse.

2.5 Modélisation de l'environnement

2.5.1 Modèles de vent

2.5.1.1 Vent stationnaire

Avant de pouvoir modéliser l'effet du vent sur le navire, il convient d'implémenter une description de celui-ci. Plusieurs niveaux de modélisation sont envisageables, qui peuvent être stationnaires ou dynamiques.

Les modèles stationnaires reflètent un champ de vent fixe dans le temps et décrivent l'évolution d'un vecteur vent dans l'espace. Le modèle le plus simple possible est un champ de vent uniforme,

1. Co-Simulation et Model Exchange sont les deux modes de fonctionnement de Functional Mockup Interface (FMI), standard ouvert d'import-export de modèles pour la simulation.

mais ce n'est pas une description réaliste du vent moyen. L'écoulement d'air forme une couche limite sur quelques dizaines à centaines de mètres au-dessus de la mer, et la principale variation de la vitesse moyenne u dans cette couche limite se fait verticalement. On représente généralement cette variation ("profil") avec une loi de puissance (2.29) [26, 27, 28] ou une loi logarithmique (2.30) [29, 30, 26, 27, 31], dont les paramètres dépendent de l'état de mer.

Attention : on utilise exceptionnellement dans cette section un axe z positif vers le haut car c'est la convention adoptée dans les modèles de vent.

$$u = u_r \left(\frac{z}{z_r} \right)^\alpha \quad (2.29)$$

où $u_r = u(z_r)$ est la vitesse de référence exprimée à la hauteur de référence z_r et α est un coefficient empirique dépendant de la stabilité de l'atmosphère. Une valeur de $\alpha = 1/9 \approx 0.11$ est généralement utilisée en mer [27, 28] pour une condition de stabilité neutre sur l'échelle de Pasquill [32].

$$u = \frac{u_*}{\kappa} \left[\ln \left(\frac{z}{z_0} \right) \right] \quad (2.30)$$

où u_* est la vitesse de frottement, κ est la constante de Von Karman ($\kappa \approx 0.41$), et z_0 est la longueur de rugosité, qui dépend de l'état de mer. Les valeurs de z_0 en mer varient beaucoup dans la littérature dans l'intervalle $z_0 \in [0.0001, 0.01]$ m, mais une valeur de $z_0 \approx 0.0002$ est souvent utilisée pour une mer calme [27].

La relation de Charnock (2.31) [33] permet d'évaluer z_0 en fonction de la vitesse de frottement u_* en mer, mais celle-ci n'est généralement pas simple à évaluer.

$$z_0 = 0.015 \frac{u_*^2}{g} \quad (2.31)$$

En écrivant (2.30) à une hauteur de référence z_r à laquelle la vitesse du vent u_r est connue et en substituant dans (2.30), on obtient une expression plus commode pour le profil logarithmique :

$$u = u_r \frac{\ln(z/z_0)}{\ln(z_r/z_0)} \quad (2.32)$$

Comme le repère terrestre fixe, qu'on suppose galiléen, ne l'est pas réellement, la force fictive de Coriolis introduit une variation de direction du vent en fonction de l'altitude (spirale d'Ekman dans l'atmosphère). Cette variation de direction s'effectue cependant sur une échelle très large (plusieurs centaines à milliers de mètres) et peut généralement être négligée à l'échelle qui nous intéresse.

Les 3 modèles de vent stationnaire présentés (uniforme, profil en loi de puissance et profil logarithmique) ont été ajoutés à xdyn (Fig. 3), avec une architecture qui permet d'en ajouter très facilement de nouveaux.

2.5.1.2 Vent dynamique

Le vent est en réalité fluctuant et un modèle stationnaire ne fait que modéliser sa vitesse moyenne. Notamment, les rafales et la turbulence sont responsables de modifications locales et de courte durée de la vitesse du vent. De nombreux modèles spectraux existent pour représenter ces fluctuations [34, 31] : Von karman, Dryden, Harris, Kaimal, Solari, Davenport, Forristall... Rafales et turbulences sont susceptibles d'avoir une influence sur les performances moyennes du système de propulsion et peuvent également mettre en péril la stabilité du navire. Ce travail de thèse s'est cependant limité à la simulation d'un vent stationnaire, ces modèles n'ont donc pas été utilisés.

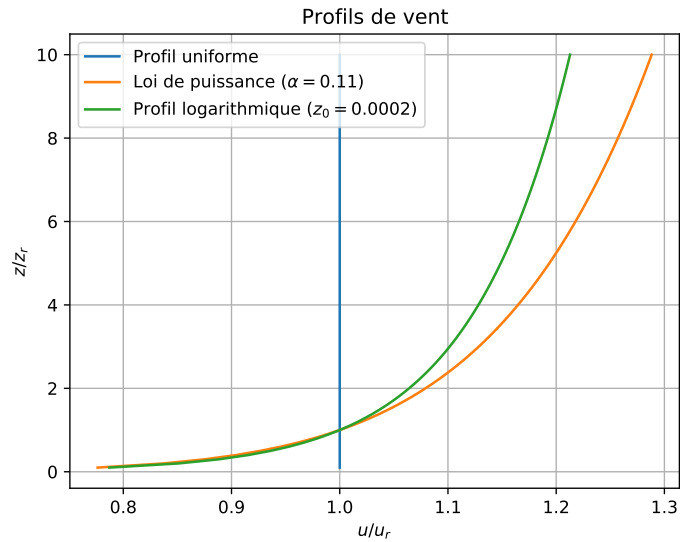


Fig. 3 – Modèles de vent stationnaire

2.5.2 Modèles de houle

2.5.2.1 Généralités

La houle est un phénomène complexe faisant aujourd’hui encore l’objet de nombreuses recherches. La première dérivation correcte au 1^{er} ordre en cambrure d’une vague périodique proposée par Airy en 1841 [35] dans le cadre des hypothèses d’écoulement potentiel est décrite dans la section suivante. Stokes proposa peu de temps après [36] une dérivation non-linéaire (en cambrure) à partir d’un développement autour de la position de surface libre au repos. Cette dérivation est applicable jusqu’au 5^{ème} ordre en profondeur infinie et les nombreux efforts de recherche ont depuis permis d’étendre la dérivation de Stokes en termes d’ordre et d’hypothèses de profondeur.

Cependant, la houle rencontrée en mer n’est pas périodique, mais irrégulière. La forme sinusoïdale du modèle d’Airy permet de la représenter sous forme de série de Fourier, c’est-à-dire une superposition de houles d’Airy de fréquences différentes. On parle alors de spectre de houle, notion développée dans les sections suivantes.

Dans cette section, la convention d’un axe z positif vers le bas est reprise. De plus, la position $z = 0$ correspond à la surface libre au repos (sans houle).

2.5.2.2 Houle d’Airy

Profondeur finie

Airy propose pour une houle de fréquence angulaire ω , de nombre d’onde k et d’amplitude A se propageant positivement selon l’axe des x dans un milieu de profondeur h le potentiel suivant :

$$\begin{aligned} \Phi &= -A \frac{\omega \cosh(k(h-z))}{k \sinh kh} \cos(kx - \omega t) \\ &= -A \frac{g \cosh(k(h-z))}{\omega \cosh kh} \cos(kx - \omega t) \end{aligned} \quad (2.33)$$

Ce potentiel satisfait l’équation de Laplace et les conditions aux limites de surface libre et du fond. Les deux formes présentées sont équivalentes par la relation de dispersion :

$$\omega^2 = gk \tanh(kh) \quad (2.34)$$

On préférera utiliser la 2^{nde} forme car ω se simplifie lorsqu'on dérive en temps. Si on ajoute au problème une condition initiale en un point, on ajoutera au terme harmonique une phase initiale ϕ telle que la solution satisfait la condition :

$$\Phi = -A \frac{g \cosh(k(h-z))}{\omega \cosh kh} \cos(kx - \omega t + \phi) \quad (2.35)$$

La phase initiale ϕ est omise dans la suite du développement par commodité. Il résulte du potentiel (2.33) une élévation de surface libre η qui ne dépend pas de la profondeur :

$$\begin{aligned} \eta &= \frac{1}{g} \frac{\partial \Phi(z=0)}{\partial t} \\ &= -A \sin(kx - \omega t) \end{aligned} \quad (2.36)$$

La pression dynamique associée au potentiel s'écrit au premier ordre :

$$\begin{aligned} p_{dyn} &= -\rho \frac{\partial \Phi}{\partial t} \\ &= \rho g A \frac{\cosh(k(h-z))}{\cosh kh} \sin(kx - \omega t) \end{aligned} \quad (2.37)$$

Le vecteur de vitesse orbitale $u_{orb} = \vec{\nabla} \Phi$ s'écrit :

$$u_{orb} = \begin{matrix} \\ \\ \mathcal{R}_0 \end{matrix} \begin{cases} A\omega \frac{\cosh(k(h-z))}{\sinh kh} \sin(kx - \omega t) \\ 0 \\ A\omega \frac{\sinh(k(h-z))}{\sinh kh} \cos(kx - \omega t) \end{cases} \quad (2.38)$$

Direction de propagation arbitraire

Pour une direction de propagation arbitraire, on définit γ l'angle de propagation dans le repère \mathcal{R}_0 (c'est-à-dire nul pour une houle se propageant vers le nord et positif croissant vers l'est). On définit alors le vecteur d'onde \vec{k} :

$$\vec{k} \stackrel{\text{def}}{=} k \begin{matrix} \\ \\ \mathcal{R}_0 \end{matrix} \begin{cases} \cos(\gamma) \\ \sin(\gamma) \\ 0 \end{cases} \quad (2.39)$$

On réécrit alors les équations en substituant le produit $\vec{k} \cdot \vec{x}$ au produit kx . On a par exemple pour le potentiel :

$$\Phi = -A \frac{g \cosh(k(h-z))}{\omega \cosh kh} \cos(\vec{k} \cdot \vec{x} - \omega t) \quad (2.40)$$

Les autres équations ne sont pas réécrites ici par commodité. Seules les vitesses changent sensiblement d'expression car il faut alors dériver en fonction du vecteur \vec{x} et on obtient pour le vecteur de vitesse orbitale u_{orb} :

$$u_{orb} = \begin{matrix} \\ \\ \mathcal{R}_0 \end{matrix} \begin{cases} A\omega \frac{\cosh(k(h-z))}{\sinh kh} \cos(\gamma) \sin(\vec{k} \cdot \vec{x} - \omega t) \\ A\omega \frac{\cosh(k(h-z))}{\sinh kh} \sin(\gamma) \sin(\vec{k} \cdot \vec{x} - \omega t) \\ A\omega \frac{\sinh(k(h-z))}{\sinh kh} \cos(\vec{k} \cdot \vec{x} - \omega t) \end{cases} \quad (2.41)$$

Profondeur infinie

En profondeur infinie, ces équations sont simplifiées :

$$\Phi = -A \frac{g}{\omega} e^{-kz} \cos(kx - \omega t) \quad (2.42)$$

$$\omega^2 = gk \quad (2.43)$$

$$p_{dyn} = \rho g A e^{-kz} \sin(kx - \omega t) \quad (2.44)$$

$$u_{orb} = \begin{matrix} \\ \\ \mathcal{R}_0 \end{matrix} \left| \begin{matrix} A\omega e^{-kz} \cos(\gamma) \sin(\vec{k} \cdot \vec{x} - \omega t) \\ A\omega e^{-kz} \sin(\gamma) \sin(\vec{k} \cdot \vec{x} - \omega t) \\ A\omega e^{-kz} \cos(\vec{k} \cdot \vec{x} - \omega t) \end{matrix} \right. \quad (2.45)$$

2.5.2.3 Stretching de houle

Le modèle de houle décrit plus haut est issu d'une linéarisation du problème autour de la position de la surface libre au repos $z = 0$, ce qui implique que les équations sont valables uniquement dans le domaine fluide $z > 0$. Ce n'est pas un problème lorsqu'on utilise des modèles linéaires (en termes de surface libre) qui obéissent à la même hypothèse. Cependant, certains modèles nécessitent la connaissance de la pression dynamique et de la vitesse orbitale pour z entre 0 et η .

Si on applique le modèle d'Airy tel quel, on obtient des valeurs non physiques. Par exemple, en prenant les expressions en profondeur infinie, le terme exponentiel croit rapidement au-dessus de la surface libre. On utilise plutôt un modèle de *stretching* de houle, qui vient déformer l'échelle z dans la formulation d'Airy. On écrit par exemple pour la pression :

$$\Phi = -A \frac{g}{\omega} \frac{\cosh(k(h - z'(z)))}{\cosh kh} \cos(\vec{k} \cdot \vec{x} - \omega t) \quad (2.46)$$

et on dérive selon z' pour trouver la vitesse verticale, de telle façon qu'on peut simplement substituer z' à z dans toutes les équations de houle déjà écrites.

Le modèle de *delta-stretching* (2.47) [37] est un modèle à deux paramètres : une hauteur de *stretching* h_Δ et une intensité Δ comprise entre 0 et 1.

$$z' = \begin{cases} (z - h_\Delta) \frac{\Delta \eta - h_\Delta}{\eta - h_\Delta} & \text{si } z < h_\Delta \\ z & \text{si } z > h_\Delta \end{cases} \quad (2.47)$$

Avec $h_\Delta = 0$ et $\Delta = 1$, on a $z' = z$ et on retrouve le modèle initial d'Airy (pas de *stretching*). Avec $h_\Delta = h$ et $\Delta = 0$, on obtient le modèle connu sous le nom de *stretching* de Wheeler. Les auteurs du modèle [37] recommandent $h_\Delta = H_s$ (où H_s est la hauteur de houle significative) et $\Delta = 0.3$.

2.5.2.4 Spectre de houle

Un état de mer arbitraire peut être décrit dans le cadre de l'hypothèse linéaire (houle d'Airy) sous forme de spectre de houle. Il s'agit d'une distribution continue de l'énergie de la houle sur une plage de fréquences. Autrement dit, c'est la représentation d'un état de mer dans le domaine temporel. Un tel spectre peut à la fois être obtenu depuis une observation expérimentale de houle irrégulière

et servir à la reproduire. La représentation spectrale permet donc de faire l'interface entre la houle réelle rencontrée en mer et le modèle analytique d'Airy.

Distribution en fréquence

De nombreux modèles ont été développés d'après des observations expérimentales pour représenter différents états de mer par une densité spectrale de puissance. Parmi les modèles les plus connus, on trouve les spectres ISSC/Bretschneider [38], de Pierson-Moskowitz [39] et JONSWAP [40]. Ces modèles expriment généralement la densité spectrale en fonction de la hauteur de houle significative H_s et de la période de pic T_p (ou de la pulsation de pic $\omega_p = 2 * \pi / T_p$). On donne ici pour exemple le spectre ISSC/Bretschneider (2.48), présenté Fig. 4 pour plusieurs périodes de pic :

$$\begin{aligned} S_\eta(\omega) &= \frac{5\pi^4 H_s^2}{T_p^4 \omega^5} e^{-20\pi^4 / (T_p \omega)^4} \\ &= \frac{5}{16} \left(\frac{\omega_p}{\omega} \right)^4 \frac{H_s^2}{\omega} e^{-5(\omega_p/\omega)^4/4} \end{aligned} \quad (2.48)$$

On notera que le terme de "densité spectrale de puissance" pour $S_\eta(\omega)$ est un abus de langage lié aux conventions de l'analyse spectrale : il ne s'agit pas ici d'une puissance physique mais de l'élévation de surface libre.

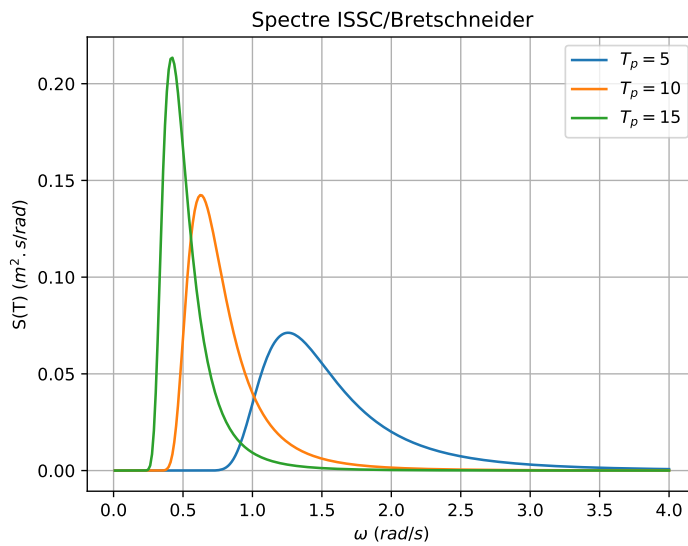


Fig. 4 – Spectre de Bretschneider pour une hauteur significative unitaire ($H_s = 1m$) et plusieurs périodes de pic.

On peut alors reconstruire un état de mer constitué d'une superposition de N vagues d'Airy de fréquences angulaires ω_i , d'amplitudes, de phases et de nombres d'ondes respectifs associé a_i , ϕ_i et k_i . En termes d'élévation de surface libre, on a alors :

$$\eta = \sum_i^N a_i \sin(k_i x - \omega_i t + \phi_i) \quad (2.49)$$

On trouve l'amplitude de chaque composante par la formule :

$$a_i = \sqrt{2S_\eta(\omega_i)\Delta\omega_i} \quad (2.50)$$

Où $\Delta\omega_i$ est la largeur de bande associée à la pulsation ω_i dans la discrétisation de l'axe ω . Cette largeur de bande est représentative de la part de l'énergie totale qui est contenue dans la composante de houle de pulsation ω_i (en fonction aussi de l'amplitude a_i). Plutôt que de répartir uniformément les ω_i sur l'axe ω , on peut alors choisir une discrétisation qui vise à obtenir des aires égales sous la courbe de $S(\omega)$.

Les nombres d'onde k_i sont déterminés par la relation (2.34), et les phases initiales ϕ_i sont choisies aléatoirement.

Étalement directionnel

En plus d'être répartie sur plusieurs fréquences, la houle est souvent répartie sur plusieurs directions. On parle alors d'étalement directionnel. On peut à nouveau modéliser ce phénomène à l'aide d'un spectre $D(\gamma)$. Une forme couramment choisie est présentée ici [41] :

$$D(\gamma) = \cos^{2s}(\gamma - \gamma_0) \quad (2.51)$$

Où γ_0 est la direction principale de propagation et s est le paramètre d'étalement. La densité spectrale de puissance s'écrit alors [41] :

$$S_\eta(\omega, \gamma) = S_\eta(\omega)D(\gamma) \quad (2.52)$$

Et on effectue une discrétisation du plan (ω, γ) afin d'obtenir des couples (ω_i, γ_j) et de reconstruire une houle de la forme :

$$\eta = \sum_{i,j} a_{i,j} \sin\left(\vec{k}_{i,j} \cdot \vec{x} - \omega_i t + \phi_i\right) \quad (2.53)$$

Avec :

$$\vec{k}_{i,j} = k_i \begin{matrix} \cos(\gamma_j) \\ \sin(\gamma_j) \\ 0 \end{matrix} \quad (2.54)$$

$$a_{i,j} = \sqrt{2S_\eta(\omega_i, \gamma_j)\Delta\omega_i\Delta\gamma_j} \quad (2.55)$$

2.6 Modélisation des efforts

Chaque effort s'appliquant sur l'objet simulé est représenté dans l'équation fondamentale par un torseur à 6 composantes \mathcal{T} . Le modèle associé à l'effort calcule ce torseur en fonction de ses paramètres d'entrée, notamment l'état du navire et l'environnement.

L'approche système est indifférente à la modélisation individuelle des efforts : un modèle peut être constitué de formules semi-empiriques, d'interpolation de données expérimentales, ou même être un solveur CFD.

La liste complète des efforts qu'il est nécessaire de modéliser varie en fonction du problème à résoudre, il ne serait donc pas pertinent d'en faire une liste exhaustive. Voici cependant quelques exemples communs dans le cas d'un navire :

- Hydrostatique
 - Poussée d'Archimède

- Gravité
- Stationnaire
 - Résistance à l'avancement
 - Propulsion (par le vent et éventuellement par hélice)
 - Efforts de contrôle
 - Forces latérales
- Dynamique
 - Houle incidente (Froude-Krylov)
 - Diffraction
 - Radiation

Comme susmentionné, un même effort peut être modélisé de multiples façons. Par exemple l'hydrostatique peut être modélisée par une simple matrice hydrostatique, ou bien par une intégration de la pression statique sur un maillage de la carène. Chaque modèle d'effort a ses limites de validité, son domaine de fiabilité et son coût de calcul.

Les efforts dépendent en général des états du navire \mathbf{V}_u et \mathbf{X}_u (qui, rappelons-le, ne sont pas indépendants) : $\mathcal{T}(\mathbf{V}_u, \mathbf{X}_u)$. Certains modèles ont aussi besoin de données environnementales en paramètres d'entrée. Par exemple, les modèles qui concernent la houle auront besoin d'avoir accès à une description de la houle. Les modèles non-linéaires peuvent aussi nécessiter un maillage de la carène.

2.6.1 Hydrostatique

En l'absence de mouvements, le navire est soumis à deux forces qui s'opposent : la poussée d'Archimède \mathcal{F}_b et la force de pesanteur \mathcal{F}_g . On nomme effort hydrostatique leur somme (2.56). À l'équilibre (hydrostatique), ces deux forces se compensent parfaitement et l'effort hydrostatique est donc nul.

$$\mathcal{F}_{HS} = \mathcal{F}_g + \mathcal{F}_b \quad (2.56)$$

La force de pesanteur est triviale à calculer au point \mathcal{G} (2.57), mais plusieurs méthodes permettent de calculer la poussée d'Archimède. D'après le théorème d'Archimède, elle est égale au poids du fluide déplacé (volume immergé) ∇ et orientée à l'opposé (2.58). Elle s'applique au centre de flottaison \mathcal{B} , qui est le barycentre géométrique du volume immergé. Le calcul du volume immergé ∇ et de la position du point \mathcal{B} nécessitent la connaissance de la géométrie du navire et de son intersection avec la surface libre au repos (plan $z = 0$).

$$\mathcal{F}_g|_{\mathcal{G}} = gm\vec{z}_0 \quad (2.57)$$

$$\mathcal{F}_b|_{\mathcal{B}} = -\rho g \nabla \vec{z}_0 \quad (2.58)$$

Une autre approche consiste à intégrer la pression hydrostatique sur toute la surface mouillée S_w (2.60), ce qui nécessite aussi la connaissance de la géométrie immergée.

$$\mathcal{F}_b = \int_{M \in S_w} P_{HS}(z_M) d\vec{S} \quad (2.59)$$

$$\mathcal{M}_{b\mathcal{O}_b} = \int_{M \in S_w} P_{HS}(z_M) x_M \vec{e}_M \wedge d\vec{S} \quad (2.60)$$

Où x_M est la position du point M relative à l'origine \mathcal{O}_b du repère navire et $P_{HS} = \rho g z_M$ est la pression hydrostatique avec z_M l'immersion du point M .

Enfin, on peut approximer l'effort hydrostatique linéaire autour de la position d'équilibre à l'aide d'une matrice nommée "matrice de raideur hydrostatique". Cette méthode ne nécessite que de connaître la surface d'intersection entre le navire et le plan d'eau au repos (surface de flottaison) S_{wp_0} et la hauteur z_{B_0} du point de flottaison au repos, mais n'est pertinente que pour de petits déplacements autour de la position d'équilibre.

$$\mathcal{T}_{HS} = -K_{HS} \begin{cases} x - x_{eq} \\ y - y_{eq} \\ z - z_{eq} \\ \varphi - \varphi_{eq} \\ \theta - \theta_{eq} \\ \psi - \psi_{eq} \end{cases} \quad \text{où} \quad K_{HS} = \rho g \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & S_{33} & S_{34} & S_{35} & 0 \\ 0 & 0 & S_{43} & S_{44} & S_{45} & 0 \\ 0 & 0 & S_{53} & S_{54} & S_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.61)$$

Et :

$$S_{33} = S_{wp_0} \quad (2.62)$$

$$S_{44} = \int_{M \in S_{wp_0}} y_M^2 dS + \nabla_0(z_{B_0} - z_G) = \rho g \nabla GM_T \quad (2.63)$$

$$S_{55} = \int_{M \in S_{wp_0}} x_M^2 dS + \nabla_0(z_{B_0} - z_G) = \rho g \nabla GM_L \quad (2.64)$$

$$S_{34} = \int_{M \in S_{wp_0}} y_M dS = S_{43} \quad (2.65)$$

$$S_{45} = - \int_{M \in S_{wp_0}} x_M y_M dS = S_{54} \quad (2.66)$$

$$S_{35} = - \int_{M \in S_{wp_0}} x_M dS = S_{53} \quad (2.67)$$

Le point d'application de \mathcal{F}_{HS} dépend alors de l'origine utilisée pour les coordonnées horizontales (x_M, y_M) (généralement \mathcal{O}_b ou \mathcal{G}). On notera qu'avec une origine placée sur l'axe longitudinal d'une carène symétrique, on a $S_{34} = 0 = S_{43}$ et $S_{45} = 0 = S_{54}$.

2.6.2 Propulsion éolienne

Une fois le vent décrit, il faut modéliser son effet sur le navire, et en particulier sur les systèmes de propulsion éolienne. On peut décomposer l'effort plan exercé par l'écoulement stationnaire relatif de l'air sur un corps en portance et traînée :

$$\mathcal{F}_{aero} = \mathcal{F}_l + \mathcal{F}_d \quad (2.68)$$

Où \mathcal{F}_l est la force de portance, perpendiculaire à l'écoulement incident, et \mathcal{F}_d est la force de traînée, parallèle à l'écoulement incident. On se place donc dans un repère associé à la direction de l'écoulement, par commodité pour la modélisation.

À un nombre de Reynolds donné, l'effort généré par l'écoulement est proportionnel à la masse volumique ρ_{air} de l'air incident, à une surface représentative S et au carré de la vitesse d'écoulement V . On définit alors les coefficients adimensionnels de portance C_l et de traînée C_d tels que :

$$|\mathcal{F}_l| = \frac{1}{2}\rho_{air}C_lSV^2 \qquad |\mathcal{F}_d| = \frac{1}{2}\rho_{air}C_dSV^2 \qquad (2.69)$$

Les coefficients C_l et C_d sont calculés pour une géométrie de corps en fonction de la direction de l'écoulement. Ils dépendent en outre du nombre de Reynolds, mais pas (ou très peu) des autres variables de l'écoulement. La nature de la surface S est déterminée à l'avance, il s'agit généralement de la surface projetée du corps perpendiculairement à l'écoulement, ou parfois de la surface d'une aile ou d'une voile (surface alaire).

On produit généralement les coefficients pour un ensemble de directions d'écoulement dans un plan en fonction d'un angle d'attaque. À l'échelle du navire, cet angle s'appelle plutôt angle de vent apparent AWA (Fig. 5). Cependant, ce n'est pas toujours le cas, les coefficients pouvant dépendre de paramètres de commande, comme la vitesse de rotation pour un rotor Flettner ou la vitesse d'aspiration pour un profil aspiré (aussi nommé "turbovoile").

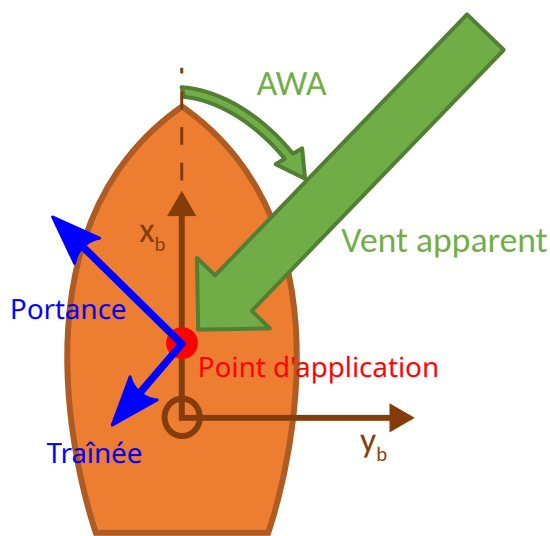


Fig. 5 – Angle de vent incident AWA

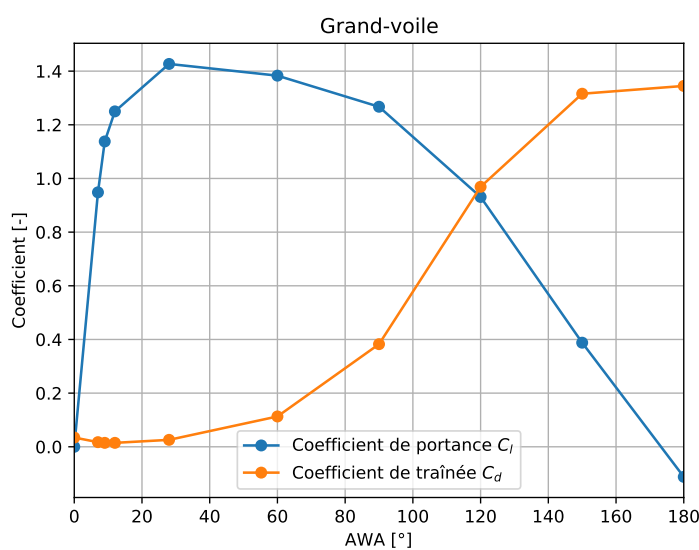


Fig. 6 – Exemple de coefficients de portance et de traînée pour une grand-voile souple, tiré de [10].

Toujours dans l'hypothèse d'efforts situés dans un plan, on peut aussi représenter le moment (perpendiculaire) exercé par l'écoulement avec le coefficient de moment C_m tel que :

$$|\mathcal{M}_{aero}| = \frac{1}{2} \rho_{air} d C_m S V^2 \quad (2.70)$$

La distance de dimensionnement d peut être la corde d'un profil portant, ou n'importe quelle longueur définie à l'avance pour le calcul de C_m (par exemple $d = \sqrt{S}$). On peut aussi choisir le point d'application de la force tel que le moment M soit nul.

On obtient donc une façon commode et générale de représenter les efforts aérodynamiques sur un navire ou sur un sous-système présent sur le navire. Les coefficients de portance et de traînée de certaines géométries sont disponibles dans la littérature et il existe de nombreux modèles empiriques pour les profils portants. On notera cependant les limites d'un tel modèle :

- Dépendance des coefficients au nombre de Reynolds
- Hypothèse de stationnarité
- Forme d'écoulement fixée lors du calcul des coefficients, ce qui peut empêcher de tirer parti des différents profils de vent et des interactions inconnues *a priori*

2.6.3 Résistance à l'avancement

La résistance à l'avancement est certainement l'effort le plus étudié dans l'industrie navale, car son optimisation se traduit directement en économies de carburant. Les premiers efforts en termes de calcul datent de la fin du XIX^{ème} siècle [42] et se sont développés tout au long du XX^{ème} siècle. La résistance à l'avancement est un effort principalement quadratique en fonction de la vitesse d'avance. On la représente donc par un coefficient de résistance C_R (2.71). On décompose de plus l'effort de résistance entre résistance de vague (coefficient C_w), liée à la radiation d'une vague par le navire et dépendante du nombre de Froude, et la résistance de frottement (coefficient C_f), liée à la friction du fluide visqueux sur la coque et dépendante du nombre de Reynolds (2.72). Le coefficient de forme k (on appelle parfois coefficient de forme la somme $1 + k$) permet de prendre en compte la forme de la carène dans la partie visqueuse de l'effort. Les méthodes modernes de CFD en fluide réel résolvent ces deux composantes à la fois, mais la plupart des autres méthodes se contentent de calculer la partie vague par une résolution de l'écoulement potentiel [43] et utilisent la formule ITTC-57 (2.73)[44] pour la partie frottement.

Il est à noter que les procédures expérimentales de détermination de la résistance à l'avancement à échelle réduite utilisent aussi cette décomposition, car seule la similitude de Froude est assurée.

$$R = \frac{1}{2} \rho C_R S_w V_s^2 \quad (2.71)$$

$$C_R = C_w(Fr) + (1 + k)C_f(Re) \quad (2.72)$$

2.6.3.1 Résistance de vague

La résistance de vague correspond à l'énergie radiée sous forme de vague par le déplacement d'eau lié au mouvement d'avance du navire. La viscosité du fluide intervient peu dans cette partie du problème, une résolution de l'écoulement potentiel donne donc de bons résultats. Il existe un large éventail de méthodes correspondant à différentes approximations de la géométrie du navire (méthode des tranches, méthode d'éléments frontière de type Rankine...) et à différents niveaux de non-linéarités de la position du corps et des conditions aux limites de surface libre.

2.6.3.2 Résistance de frottement

La résistance de frottement peut être approximée par la formule ITTC-57 [44], qui donne le coefficient de résistance de frottement C_f en fonction du nombre de Reynolds.

$$C_f(Re) = \frac{0.075}{(\log_{10}(Re) - 2)^2} \quad (2.73)$$

2.6.3.3 Méthodes semi-empiriques

En l'absence de données sur la forme exacte de la coque, des méthodes existent pour estimer la résistance à l'avancement du navire en fonction de ses dimensions principales. Holtrop & Mennen [8] (révisé par Holtrop [24], version présentée ici) proposent un ensemble de formules semi-empiriques basées sur une régression autour de plusieurs centaines de navires dont la résistance à l'avancement est connue. Ce modèle n'est donc valide que pour des formes de carènes "classiques", c'est-à-dire relativement proches de jeu de données utilisé lors du développement de la méthode. Notamment, de bons résultats ne sont pas attendus pour des formes de carènes innovantes conçues pour la propulsion éolienne.

Holtrop & Mennen proposent la décomposition suivante de la résistance à l'avancement :

$$R = (1 + k)R_f + R_{app} + R_w + R_b + R_{tr} + R_a \quad (2.74)$$

Où R_f est la résistance de frottement, R_{app} est la résistance liée aux appendices, R_w est la résistance de vague, R_b est la contribution du bulbe d'étrave, R_{tr} est celle de l'éventuel tableau arrière immergé et R_a est une correction de mise à l'échelle.

Les formules semi-empiriques font notamment intervenir les dimensions principales du navire :

- L_{pp} [m] Longueur entre parallèles
- L [m] Longueur à la flottaison
- B [m] Maître-bau (largeur)
- T [m] Tirant d'eau (moyen)
- A_m [m²] Aire du maître-couple
- C_b [-] Coefficient de bloc, $C_b = \nabla / (LBT)$
- C_{wl} [-] Coefficient de surface de flottaison, $C_{wl} = S_{wp} / (BL)$
- C_m [-] Coefficient au maître, $C_m = A_m / (BT)$
- C_p [-] Coefficient prismatique, $C_p = \nabla / (A_m L)$
- lcb [%] Position du centre de flottaison relative au milieu du navire, positif vers la proue et exprimé en fraction de L_{pp}

Résistance de frottement

La résistance de frottement est évaluée par la formule ITTC-57, c'est-à-dire :

$$R_f = \frac{1}{2} \rho C_f(Re) S_w V_s^2 \quad (2.75)$$

Où $C_f(Re)$ est calculé avec (2.73). La formule empirique pour le facteur de forme $1 + k$ est :

$$1 + k = 0.93 + 0.487118 c_{14} \left(\frac{B}{L}\right)^{1.06806} \left(\frac{T}{L}\right)^{0.46106} \left(\frac{L}{L_r}\right)^{0.121563} \left(\frac{L^3}{\nabla}\right)^{0.36486} (1 - C_p)^{-0.604247} \quad (2.76)$$

Où la longueur L_r est définie par :

$$\frac{L_r}{L} = 1 - C_p + 0.06lcb \frac{C_p}{4C_p - 1} \quad (2.77)$$

Et le coefficient c_{14} est défini par :

$$c_{14} = 1 + 0.011C_{stern} \quad (2.78)$$

Où le coefficient C_{stern} dépend de la forme de la poupe. Holtrop & Mennen donnent les valeurs présentées dans le Tableau 1.

Forme de poupe	C_{stern}
En U	+10
En V	-10
Classique	0

Tableau 1 – Valeurs de C_{stern}

La surface mouillée est estimée par :

$$S_w = L(2T + B) \sqrt{C_m} (0.453 + 0.4425C_b - 0.2862C_m - 0.003467 \frac{B}{T} + 0.3696C_{wp}) + 2.38 \frac{A_{bt}}{C_b} \quad (2.79)$$

Où A_{bt} est la surface du bulbe d'étrave projetée sur le plan Oxz (en m^2).

Résistance des appendices

La résistance liée aux appendices est exprimée par :

$$R_{app} = \frac{1}{2} \rho V_s^2 S_{app} (1 + k_2) C_f \quad (2.80)$$

Où S_{app} est la surface des appendices, $(1 + k_2)$ est le facteur de forme des appendices et le coefficient de frottement C_f est déterminé par la formule ITTC-57 présentée plus haut (en utilisant le nombre de Reynolds à l'échelle du navire).

Comme pour C_{stern} , les valeurs de $(1 + k_2)$ préconisées par Holtrop & Mennen sont présentées dans le Tableau 2. S'il y a plusieurs appendices, ces valeurs sont sommées sur l'ensemble des appendices, avec pondération par la surface de chaque appendice. Il est à noter que si la résistance liée à un appendice est modélisée par un autre modèle d'effort séparé, on lui attribue un coefficient de forme nul.

Résistance de vague

La résistance de vague est obtenue par l'équation :

$$\begin{aligned} R_w &= R_{wA} && \text{si } Fr < 0.40 \\ &= R_{wA}(Fr = 0.40) + \frac{10Fr - 4}{1.5} (R_{wB}(Fr = 0.55) - R_{wA}(Fr = 0.40)) && \text{si } 0.40 \leq Fr < 0.55 \\ &= R_{wB} && \text{si } Fr \geq 0.55 \end{aligned} \quad (2.81)$$

Appendice	1 + k ₂
Safran sur skeg	1.5 – 2.0
Safran sur étambot	1.3 – 1.5
Safrans suspendus compensés avec hélices jumelles	2.8
Chaise d'arbre	3.0
Skeg	1.5 – 2.0
Bulbe d'arbre	2.0
Arbres hélices	2.0 – 4.0
Ailerons stabilisateurs	2.8
Dôme de sonar	2.7
Quilles anti-roulis	1.4

Tableau 2 – Valeurs de 1 + k₂

$$R_{w_A} = c_1 c_2 c_5 \nabla \rho g \exp \left(m_1 Fr^d + m_4 \cos \left(\frac{\lambda}{Fr^2} \right) \right) \quad (2.82)$$

$$R_{w_B} = c_{17} c_2 c_5 \nabla \rho g \exp \left(m_3 Fr^d + m_4 \cos \left(\frac{\lambda}{Fr^2} \right) \right) \quad (2.83)$$

Où :

$$c_1 = 2223105 c_7^{3.78613} \left(\frac{T}{B} \right)^{1.07961} (90 - i_E)^{-1.37565} \quad (2.84)$$

$$c_{17} = 6919.3 C_m^{-1.3346} \left(\frac{\nabla}{L^3} \right)^{2.00977} \left(\frac{L}{B} - 2 \right)^{1.40692} \quad (2.85)$$

$$\begin{aligned} c_7 &= 0.229577 \left(\frac{B}{L} \right)^{0.33333} && \text{si } \frac{B}{L} < 0.11 \\ &= \frac{B}{L} && \text{si } 0.11 \leq \frac{B}{L} < 0.25 \\ &= 0.5 - 0.0625 \frac{L}{B} && \text{si } \frac{B}{L} \geq 0.25 \end{aligned} \quad (2.86)$$

$$c_2 = \exp(-1.89\sqrt{c_3}) \quad (2.87)$$

$$c_5 = \frac{1 - 0.8A_t}{BTC_m} \quad (2.88)$$

Où A_t est la surface immergée du tableau arrière à vitesse nulle (en m^2).

$$\begin{aligned} \lambda &= 1.446C_p - 0.03 \frac{L}{B} && \text{si } \frac{L}{B} < 12 \\ &= 1.446C_p - 0.36 && \text{si } \frac{L}{B} \geq 12 \end{aligned} \quad (2.89)$$

$$m_1 = 0.0140407 \frac{L}{T} - 1.75254 \frac{\nabla^{1/3}}{L} - 4.79323 \frac{B}{L} - c_{16} \quad (2.90)$$

$$m_3 = -7.2035 \left(\frac{B}{L}\right)^{0.326869} \left(\frac{T}{B}\right)^{0.605375} \quad (2.91)$$

$$\begin{aligned} c_{16} &= 8.07981C_p - 13.8673C_p^2 + 6.984388C_p^3 \quad \text{si } C_p < 0.80 \\ &= 1.73014 - 0.7067C_p \quad \text{si } C_p \geq 0.80 \end{aligned} \quad (2.92)$$

$$m_4 = c_{15}0.4 \exp\left(-\frac{0.034}{Fr^{3.29}}\right) \quad (2.93)$$

$$\begin{aligned} c_{15} &= -1.69385 & \text{si } \frac{L^3}{\nabla} < 512 \\ &= -1.69385 + \left(\frac{L}{\nabla^{1/3}} - 8.0\right)/2.36 & \text{si } 512 \leq \frac{L^3}{\nabla} < 1727 \\ &= 0 & \text{si } \frac{L^3}{\nabla} \geq 1727 \end{aligned} \quad (2.94)$$

$$d = -0.9 \quad (2.95)$$

Le demi-angle d'entrée i_E correspond à l'angle formé entre la ligne de flottaison et l'axe longitudinal du navire au niveau de l'étrave. S'il est inconnu, il peut être estimé par la formule :

$$i_E = 1 + 89 \exp\left(-\left(\frac{L}{B}\right)^{0.80856} (1 - C_{wp})^{0.30484} (1 - C_p - 0.0225lcb)^{0.6367} \left(\frac{L_r}{B}\right)^{0.34574} \left(100 \frac{\nabla}{L^3}\right)^{0.16302}\right) \quad (2.96)$$

$$c_3 = 0.56 \frac{A_{bt}^{1.5}}{BT(0.31\sqrt{A_{bt}} + T_f - h_b)} \quad (2.97)$$

Où h_b est la position par rapport à la quille du centre de la surface transverse A_{bt} du bulbe d'étrave, et T_f est le tirant d'eau avant. h_b est limité à $0.6T_f$.

Résistance du bulbe d'étrave

La résistance liée au bulbe est calculée par :

$$R_b = 0.11 \exp\left(-\frac{3}{P_b^2}\right) \rho g A_{bt}^{1.5} \frac{Fr_i^3}{1 + Fr_i^2} \quad (2.98)$$

P_b est une mesure de l'émergence du bulbe d'étrave :

$$P_b = 0.56 \frac{\sqrt{A_{bt}}}{T_f - 1.5h_b} \quad (2.99)$$

Fr_i est un nombre de Froude basé sur l'immersion du bulbe d'étrave :

$$Fr_i = \frac{V_s}{\sqrt{g(T_f - h_b - 0.25\sqrt{A_{bt}}) + 0.15V_s^2}} \quad (2.100)$$

Résistance du tableau arrière immergé

La résistance causée par l'immersion du tableau arrière est estimée par :

$$R_{tr} = \frac{1}{2} \rho V_s^2 A_t c_6 \quad (2.101)$$

Où :

$$\begin{aligned} c_6 &= 0.2(1 - 0.2Fr_t) & \text{si } Fr_t < 5 \\ &= 0 & \text{si } Fr_t \geq 5 \end{aligned} \quad (2.102)$$

Et le nombre de Froude basé sur l'immersion du tableau arrière s'écrit :

$$Fr_t = \frac{V_s}{\sqrt{\frac{2gA_t}{B+BC_{wp}}}} \quad (2.103)$$

Résistance de corrélation

La résistance de corrélation est un terme qui vise à corriger la mise à l'échelle de la résistance entre modèle à échelle réduite et navire à échelle réelle. Elle s'exprime par :

$$R_a = \frac{1}{2} \rho V_s^2 S_w C_a \quad (2.104)$$

où :

$$C_a = 0.006(L + 100)^{-0.16} - 0.00205 + 0.003 \sqrt{\frac{L}{7.5}} C_b^4 c_2 (0.04 - c_4) \quad (2.105)$$

et :

$$\begin{aligned} c_4 &= \frac{T_f}{L} & \text{si } \frac{T_f}{L} \leq 0.04 \\ &= 0.04 & \text{si } \frac{T_f}{L} > 0.04 \end{aligned} \quad (2.106)$$

Bien que ces formules soient largement utilisées dans l'industrie pour des étapes d'avant-projet, elles ne sont pertinentes que dans le cadre de formes de carènes "classiques". Les coques conçues spécifiquement pour la propulsion éolienne sortent généralement de ce cadre. Ces formules peuvent néanmoins rester pertinentes dans le cas du retro-fitting.

2.6.4 Propulsion mécanique

Dans le cas où le navire fonctionne en propulsion hybride, c'est-à-dire en ajoutant à la propulsion éolienne une propulsion mécanique (par hélice), il est nécessaire de modéliser cette dernière. Les modèles de propulsion mécanique utilisés dans le domaine naval ont atteint aujourd'hui une certaine maturité. Ils se basent sur la connaissance des performances de l'hélice en eau libre (sans carène), à laquelle s'ajoutent des coefficients pour prendre en compte l'influence de la traînée de la carène.

2.6.4.1 Performances en eau libre

Soit J le coefficient d'avance qui dépend de la vitesse d'écoulement en eau libre V_a , de la fréquence de rotation n et du diamètre de l'hélice D_p (2.107). On définit les coefficients de poussée K_t et de couple K_q de l'hélice en fonction respectivement de la force de poussée T_0 selon l'arbre d'hélice et du moment autour de l'arbre Q_0 (2.108), toujours en eau libre.

$$J = \frac{V_a}{nD_p} \quad (2.107)$$

$$K_t \stackrel{\text{def}}{=} \frac{T_0}{\rho n^2 D_p^4} \quad K_q \stackrel{\text{def}}{=} \frac{Q_0}{\rho n^2 D_p^5} \quad (2.108)$$

Pour une géométrie d'hélice donnée, les coefficients K_t et K_q dépendent principalement du coefficient d'avance J , mais aussi du nombre de Reynolds $Re = \rho D_p V_a^2 / \mu$ et du nombre de cavitation σ_0 (rapport entre pression statique et pression dynamique au niveau de l'hélice). Ils peuvent être obtenus expérimentalement (essais en bassin de traction ou en veine à recirculation) ou empiriquement. Les essais réalisés à Wageningen sur différentes formes d'hélices font notamment figure de référence en la matière, avec la dérivation de formules semi-empiriques couramment utilisées (Wageningen séries B [9]).

Le rendement de l'hélice en eau libre est noté η_0 et s'écrit :

$$\eta_0 = \frac{J K_t}{2\pi K_q} \quad (2.109)$$

2.6.4.2 Prise en compte de la traînée de carène

L'effet de la traînée de la carène sur le champ de vitesse rencontré par l'hélice est principalement dû à la couche limite autour de la coque. Cet effet peut être estimé par un coefficient w_p , qui relie la vitesse moyenne dans l'écoulement incident (assimilée à la vitesse en eau libre) V_a et la vitesse d'avance du navire V_s (2.110).

$$w_p = 1 - \frac{V_a}{V_s} \quad (2.110)$$

On calcule alors J en fonction de la vitesse d'avance du navire :

$$J = \frac{(1 - w_p)V_s}{nD_p} \quad (2.111)$$

2.6.4.3 Effet de succion

La diminution de pression liée à l'accélération du fluide causée par l'hélice est responsable d'une augmentation de la résistance à l'avancement du navire. Cet effet, nommé succion, peut lui aussi être approximé à l'aide d'un coefficient t_s . Ce coefficient relie la résistance du navire sans hélice (résistance de traction) R_t à la poussée équivalente de l'hélice à la même vitesse $T_{0_{eq}}$ (2.112).

$$t_s = 1 - \frac{R_t}{T_{0_{eq}}} \quad (2.112)$$

Pour atteindre une poussée nécessaire égale à R_t , on a alors pour la poussée totale T_p :

$$T_p = (1 - t_s)T_0 = (1 - t_s)\rho n^2 D_p^4 K_t(J, Re, \sigma_0) \quad (2.113)$$

2.6.4.4 Rendement d'adaptation

Enfin, la différence entre une hélice en eau libre et derrière un navire se traduit par une modification du couple généré par l'hélice, exprimé sous forme du rendement d'adaptation η_r tel que :

$$Q_p = \eta_r Q_0 = \eta_r \rho n^2 D_p^5 K_q(J, Re, \sigma_0) \quad (2.114)$$

2.6.4.5 Modèles empiriques

Coefficient K_t et K_q

Les hélices Wageningen Série B tiennent leur nom de la ville où elles furent développées en 1937 par L. Troost à l'institut de recherche MARIN (alors nommé NSMB) aux Pays-Bas. Au début des années 1970, des régressions effectuées sur les résultats expérimentaux menèrent à des expressions polynomiales de coefficients K_t et K_q [9]. En plus de J et Re , ces polynômes font apparaître les paramètres géométriques de l'hélice : le rapport P/D_p (où P est le pas de l'hélice), le nombre de pales Z et le rapport A_E/A_0 (où A_E est la surface des pales et $A_0 = \pi D_p^2/4$ est l'aire balayée par l'hélice) :

$$\begin{aligned} K_t &= \sum_{i=1}^{39} C_{t_i} J^{a_i} \left(\frac{P}{D_p}\right)^{b_i} \left(\frac{A_E}{A_0}\right)^{c_i} Z^{d_i} + \Delta K_t \left(Re, \frac{P}{D_p}, \frac{A_E}{A_0}, Z\right) \\ K_q &= \sum_{i=1}^{47} C_{q_i} J^{a_i} \left(\frac{P}{D_p}\right)^{b_i} \left(\frac{A_E}{A_0}\right)^{c_i} Z^{d_i} + \Delta K_q \left(Re, \frac{P}{D_p}, \frac{A_E}{A_0}, Z\right) \end{aligned} \quad (2.115)$$

Il est à noter que les coefficients a_i , b_i , c_i et d_i , bien que nommés de même façon par concision, sont différents pour K_t et K_q . Ils peuvent être retrouvés dans Tableau 3 issus de [9].

Les formules de régression ayant initialement été établies pour un nombre de Reynolds fixe de $Re = 2 \times 10^6$, les corrections ΔK_t et ΔK_q permettent de prendre en compte des Re différents. Ces corrections s'écrivent [9] :

$$\begin{aligned} \Delta K_t &= 0.000353485 \\ &- 0.00333758 \frac{A_E}{A_0} J^2 \\ &- 0.00478125 \frac{A_E}{A_0} \frac{P}{D_p} J \\ &+ 0.000254492 (\log(Re) - 0.301)^2 \frac{A_E}{A_0} J^2 \\ &+ 0.0000643192 (\log(Re) - 0.301) \left(\frac{P}{D_p}\right)^6 J^2 \\ &- 0.0000110636 (\log(Re) - 0.301)^2 \left(\frac{P}{D_p}\right)^6 J^2 \\ &- 0.0000276305 (\log(Re) - 0.301)^2 Z \frac{A_E}{A_0} J^2 \\ &+ 0.0000954 (\log(Re) - 0.301) Z \frac{A_E}{A_0} \frac{P}{D_p} J \\ &+ 0.0000032049 (\log(Re) - 0.301) Z^2 \frac{A_E}{A_0} \left(\frac{P}{D_p}\right)^3 J \end{aligned} \quad (2.116)$$

i	C_{t_i}	a_i	b_i	c_i	d_i
1	0.00880496	0	0	0	0
2	-0.204554	1	0	0	0
3	0.166351	0	1	0	0
4	0.158114	0	2	0	0
5	-0.147581	2	0	1	0
6	-0.481497	1	1	1	0
7	0.415437	0	2	1	0
8	0.0144043	0	0	0	1
9	-0.0530054	2	0	0	1
10	0.0143481	0	1	0	1
11	0.0606826	1	1	0	1
12	-0.0125894	0	0	1	1
13	0.0109689	1	0	1	1
14	-0.133698	0	3	0	0
15	0.00638407	0	6	0	0
16	-0.00132718	2	6	0	0
17	0.168496	3	0	1	0
18	-0.0507214	0	0	2	0
19	0.0854559	2	0	2	0
20	-0.0504475	3	0	2	0
21	0.010465	1	6	2	0
22	-0.00648272	2	6	2	0
23	-0.00841728	0	3	0	1
24	0.0168424	1	3	0	1
25	-0.00102296	3	3	0	1
26	-0.0317791	0	3	1	1
27	0.018604	1	0	2	1
28	-0.00410798	0	2	2	1
29	-0.000606848	0	0	0	2
30	-0.0049819	1	0	0	2
31	0.0025983	2	0	0	2
32	-0.000560528	3	0	0	2
33	-0.00163652	1	2	0	2
34	-0.000328787	1	6	0	2
35	0.000116502	2	6	0	2
36	0.000690904	0	0	1	2
37	0.00421749	0	3	1	2
38	5.65229E-05	3	6	1	2
39	-0.00146564	0	3	2	2

i	C_{q_i}	a_i	b_i	c_i	d_i
1	0.00379368	0	0	0	0
2	0.00886523	2	0	0	0
3	-0.032241	1	1	0	0
4	0.00344778	0	2	0	0
5	-0.0408811	0	1	1	0
6	-0.108009	1	1	1	0
7	-0.0885381	2	1	1	0
8	0.188561	0	2	1	0
9	-0.00370871	1	0	0	1
10	0.00513696	0	1	0	1
11	0.0209449	1	1	0	1
12	0.00474319	2	1	0	1
13	-0.00723408	2	0	1	1
14	0.00438388	1	1	1	1
15	-0.0269403	0	2	1	1
16	0.0558082	3	0	1	0
17	0.0161886	0	3	1	0
18	0.00318086	1	3	1	0
19	0.015896	0	0	2	0
20	0.0471729	1	0	2	0
21	0.0196283	3	0	2	0
22	-0.0502782	0	1	2	0
23	-0.030055	3	1	2	0
24	0.0417122	2	2	2	0
25	-0.0397722	0	3	2	0
26	-0.00350024	0	6	2	0
27	-0.0106854	3	0	0	1
28	0.00110903	3	3	0	1
29	-0.000313912	0	6	0	1
30	0.0035985	3	0	1	1
31	-0.00142121	0	6	1	1
32	-0.00383637	1	0	2	1
33	0.0126803	0	2	2	1
34	-0.00318278	2	3	2	1
35	0.00334268	0	6	2	1
36	-0.00183491	1	1	0	2
37	0.000112451	3	2	0	2
38	-2.97228E-05	3	6	0	2
39	0.000269551	1	0	1	2
40	0.00083265	2	0	1	2
41	0.00155334	0	2	1	2
42	0.000302683	0	6	1	2
43	-0.0001843	0	0	2	2
44	-0.000425399	0	3	2	2
45	8.69243E-05	3	3	2	2
46	-0.0004659	0	6	2	2
47	5.54194E-05	1	6	2	2

Tableau 3 – Coefficients de régression polynomiale pour K_t et K_{q_i} , issus de [9]

$$\begin{aligned}
\Delta K_q = & -0.000591412 \\
& +0.00696898 \frac{P}{D_p} \\
& -0.0000666654Z \left(\frac{P}{D_p} \right)^6 \\
& +0.0160818 \left(\frac{A_E}{A_0} \right)^2 \\
& -0.000938091(\log(Re) - 0.301) \frac{P}{D_p} \\
& -0.00059593(\log(Re) - 0.301) \left(\frac{P}{D_p} \right)^2 \\
& +0.0000782099(\log(Re) - 0.301)^2 \left(\frac{P}{D_p} \right)^2 \\
& +0.0000052199(\log(Re) - 0.301)Z \frac{A_E}{A_0} J^2 \\
& -0.00000088528(\log(Re) - 0.301)^2 Z \frac{A_E}{A_0} \frac{P}{D_p} \\
& +0.0000230171(\log(Re) - 0.301)Z \left(\frac{P}{D_p} \right)^6 \\
& -0.00000184341(\log(Re) - 0.301)^2 Z \left(\frac{P}{D_p} \right)^6 \\
& -0.00400252(\log(Re) - 0.301) \left(\frac{A_E}{A_0} \right)^2 \\
& +0.000220915(\log(Re) - 0.301)^2 \left(\frac{A_E}{A_0} \right)^2
\end{aligned} \tag{2.117}$$

Ces formules sont toutefois limitées par les conditions de fonctionnement dans lesquelles les hélices Wageningen Série B ont été testées expérimentalement. En plus de l'hypothèse d'un écoulement stationnaire, les bornes du modèle sont les suivantes [45] :

- $2 < Z < 7$
- $0.30 < \frac{A_E}{A_0} < 1.05$
- $0.5 < \frac{P}{D_p} < 1.40$
- $0 < J < 1.5$

Coefficients w_p , t_s et η_r

Les coefficients permettant de passer des performances en eau libre d'une hélice à un modèle où l'hélice est placée sur un navire dépendent de la topologie de l'écoulement. Ils sont donc difficiles à estimer, à moins de résoudre l'écoulement avec une méthode prenant en compte tous les phénomènes physiques du problème. Ces derniers sont ici nombreux et complexes : viscosité et couche limite autour de la coque, forte vorticité générée par l'hélice, éventuelle cavitation...

Holtrop [24] propose les formules semi-empiriques suivantes pour des navires avec un arbre d'hélice, issues de régressions :

$$w_p = c_9 c_{20} C_v \frac{L}{T_a} \left(0.050776 + 0.93405 c_{11} \frac{C_v}{1 - C_{p1}} \right) + 0.27915 c_{20} \sqrt{\frac{B}{L(1 - C_{p1})}} + c_{19} c_{20} \tag{2.118}$$

Où :

$$\begin{aligned} c_9 &= c_8 && \text{si } c_8 < 28 \\ &= \frac{S_w}{LD} \frac{7B/T_a - 25}{B/T_a - 3} && \text{si } c_8 \geq 28 \end{aligned} \quad (2.119)$$

$$\begin{aligned} c_8 &= \frac{BS_w}{LDT_a} && \text{si } B/T_a < 5 \\ &= 32 - \frac{16}{c_8 - 24} && \text{si } B/T_a \geq 5 \end{aligned} \quad (2.120)$$

$$\begin{aligned} c_{11} &= T_a/D && \text{si } T_a/D < 2 \\ &= 0.0833333 \left(\frac{T_a}{D} \right)^3 + 1.33333 && \text{si } T_a/D \geq 2 \end{aligned} \quad (2.121)$$

$$\begin{aligned} c_{19} &= \frac{0.12997}{0.95 - C_b} - \frac{0.11056}{0.95 - C_p} && \text{si } C_p < 0.7 \\ &= \frac{0.18567}{1.3571 - C_m} - 0.71276 + 0.38648C_p && \text{si } C_p \geq 0.7 \end{aligned} \quad (2.122)$$

$$c_{20} = 1 + 0.015C_{stern} \quad (2.123)$$

$$C_{p1} = 1.45C_p - 0.315 - 0.0225lcb \quad (2.124)$$

$$C_v = (1 + k)C_f + C_a \quad (2.125)$$

Et :

$$t = 0.25014 \left(\frac{B}{L} \right)^{0.28956} \left(\frac{\sqrt{BT}}{D} \right)^{0.2624} / (1 - C_p + 0.0225lcb)^{0.01762} + 0.0015C_{stern} \quad (2.126)$$

$$\eta_r = 0.9922 - 0.05908 \frac{A_E}{A_0} + 0.07424(C_p - 0.0225lcb) \quad (2.127)$$

Holtrop [24] propose aussi des formules équivalentes pour les navires à deux arbres d'hélices, non présentées ici et non implémentées dans xdyn.

2.6.5 Appendices portants

La modélisation d'appendices portants est nécessaire non seulement pour le safran, mais aussi pour d'éventuels dispositifs anti-dérive. À la différence de la section précédente, on ne cherche pas ici à modéliser les efforts de portance et de traînée sur la carène d'un navire avec dérive, mais sur les appendices dont la fonction première est de générer un effort de portance.

2.6.5.1 Modélisation générale

Comme pour les efforts aérodynamiques sur les systèmes de propulsion éolienne (2.6.2), les efforts sur des appendices portants sont globalement quadratiques et peut être modélisés d'une façon très générale avec des coefficients de portance, de traînée et éventuellement de moment.

$$\begin{aligned} |\mathcal{F}_l| &= \frac{1}{2}\rho C_l S V^2 \\ |\mathcal{F}_d| &= \frac{1}{2}\rho C_d S V^2 \\ |\mathcal{M}| &= \frac{1}{2}\rho c C_m S V^2 \end{aligned} \quad (2.128)$$

où S est une surface de référence – généralement la surface alaire du profil –, c est la corde du profil et V est la vitesse relative de l'écoulement fluide. Cette dernière prend en compte la vitesse du corps (au point d'application de l'effort) par rapport au repère fixe ainsi qu'une éventuelle vitesse du fluide liée à la houle ou à du courant.

Les coefficients C_l , C_d et C_m dépendent à nouveau d'un angle, mais on adopte ici l'angle d'attaque α , à la définition plus générale que l'angle de vent relatif AWA. Il s'agit de l'angle formé entre la vitesse relative du profil par rapport au fluide et la corde du profil (axe \vec{x}_i du repère local), voir Fig. 7.

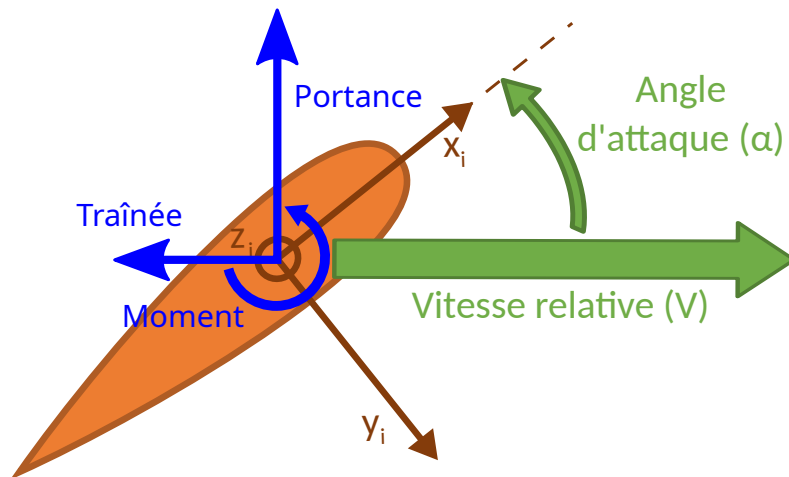


Fig. 7 – Angle d'attaque α

Pour les coefficients, on peut utiliser les coefficients 2D de profils standards (par exemple NACA, à 4 ou 6 chiffres), ou utiliser une méthode comme XFOIL [46]. Le passage à des coefficients 3D se fait selon la formule [47] :

$$\begin{aligned} C_l &= C_{l_{2D}} \\ C_d &= C_{d_{2D}} + \frac{C_{l_{2D}}^2}{\pi AR_e} \end{aligned} \quad (2.129)$$

Où AR_e est l'allongement effectif, dont la signification est détaillée dans la section suivante.

2.6.5.2 Allongement effectif

L'allongement d'une surface portante est généralement défini comme le rapport entre son envergure b et sa corde moyenne c , qu'on peut aussi écrire en fonction de la surface alaire $S = bc$:

$$AR = \frac{b}{c} = \frac{b^2}{S} \quad (2.130)$$

La formulation du coefficient de traînée induite $C_{l_{2D}}^2 / \pi AR_e$ (2.129) est issue de la théorie de la ligne portante de Prandtl [47]. Plus particulièrement, cette formule est valable avec $AR_e = AR$ lorsque la circulation selon l'envergure du profil suit une distribution elliptique. Cette hypothèse est pertinente pour une surface portante symétrique avec deux extrémités libres (par exemple un deltaplane), ce qui n'est pas le cas des appendices sur un navire. On introduit un facteur k qui permet de prendre en compte une distribution non-elliptique de la circulation dans le calcul de AR_e :

$$AR_e = kAR \quad (2.131)$$

Dans le cas des appendices portants sur un navire, une des deux extrémités est soit encastrée dans la carène, soit traverse la surface libre (parfois pour un safran). L'hypothèse *double-body* consiste à supposer une symétrie virtuelle de l'écoulement par rapport au plan d'encastrement ou à la surface libre. Avec cette hypothèse, on a une distribution demi-elliptique de circulation, qui donne $k = 2$.

2.6.5.3 Modèle de Söding

Un modèle inspiré de Söding [48] est implémenté dans xdyn, avec la formulation semi-empirique suivante pour les coefficients (3D) de portance C_l et de traînée C_d sur un safran :

$$C_l = 2\pi \frac{AR_e(AR_e + 1)}{(AR_e + 2)^2} \sin(\alpha) \quad (2.132)$$

$$C_d = C_{d0} + 1.1 \frac{C_l^2}{\pi AR_e} \quad (2.133)$$

D'après Söding [48], le coefficient $k = AR_e/AR$ dépend notamment de l'éventuel écart entre le safran et la carène. Bien qu'une valeur théorique de $k = 2$ soit adaptée pour un écart nul, cette valeur se situe plutôt aux alentours de $k \approx 1.6$.

Le coefficient de traînée à angle d'attaque nul s'écrit [48] :

$$C_{d0} = 2.5C_f \quad (2.134)$$

Où C_f est calculé par la formule ITTC-57 (2.73), avec un nombre de Reynolds basé sur la vitesse incidente au safran et sur la corde du profil.

2.6.5.4 Safran : couplage avec l'hélice

La plupart des navires modernes sont montés avec le safran dans le sillage direct de l'hélice. Comme l'hélice accélère le fluide, la vitesse de l'écoulement au niveau du safran est supérieure à la vitesse du navire et le navire gagne en manœuvrabilité. Il est nécessaire de modéliser ce couplage dans le cadre d'une propulsion hybride, ne pas le faire mènerait à surestimer les angles de safran.

L'accélération du fluide par l'hélice provoque de plus une contraction du "tube" de courant délimité par le diamètre de l'hélice. En plus de déterminer la vitesse du fluide au niveau du safran, il faut donc calculer le diamètre D_w du tube de courant au niveau du safran. On suppose la vitesse d'écoulement V_r homogène dans ce tube de courant. On décompose ensuite l'effort sur le safran entre la partie qui subit un écoulement accéléré par l'hélice, et la partie qui subit l'écoulement non accéléré. Pour chacune de ces deux parties, on détermine la surface, la vitesse d'écoulement, l'angle d'attaque et les coefficients de portance et de traînée. On applique ensuite les équations (2.128).

On modélise l'écoulement autour de l'hélice par la théorie de la quantité de mouvement (*actuator disk*) [49, 48, 18]. L'écoulement suit un tube de courant de section transversale circulaire à diamètre variable (Fig. 8). On néglige la variation d'altitude dans les équations, on suppose donc une pression et

une vitesse homogène dans les sections transversales. À la section qui correspond à l'emplacement de l'hélice, on a une discontinuité de pression qui correspond à l'effort de poussée, mais la vitesse est continue. Soit S_0 une section amont du tube de courant, suffisamment éloignée (*infini amont*), de pression P_0 et vitesse V_a . Soient S_1^- et S_1^+ des sections du tube de courant, respectivement en amont immédiat et aval immédiat de l'hélice, de pressions respectives P_1^- et P_1^+ , de vitesse V_1 . Soit enfin S_2 une section en aval du tube de courant, suffisamment éloignée (*infini aval*), de pression P_0 .

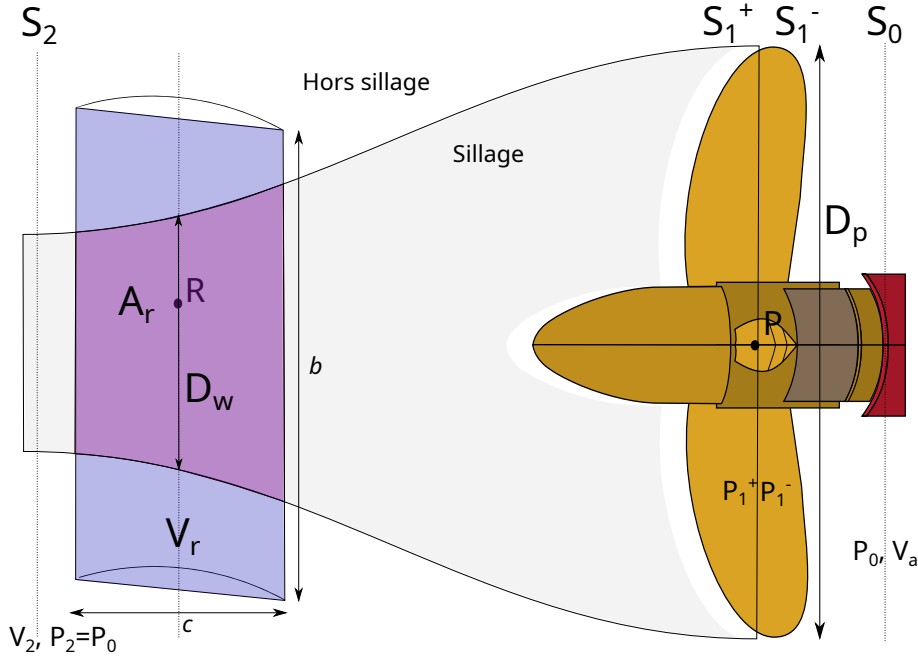


Fig. 8 – Effet du sillage de l'hélice sur le safran, issu de [18]. Les symboles mathématiques ont été modifiés.

On écrit le théorème de Bernoulli entre S_0 et S_1^- , puis entre S_1^+ et S_2 :

$$P_0 + \frac{1}{2}\rho V_a^2 = P_1^- + \frac{1}{2}\rho V_1^2 \quad (2.135)$$

$$P_1^+ + \frac{1}{2}\rho V_1^2 = P_0 + \frac{1}{2}\rho V_2^2 \quad (2.136)$$

On peut relier la poussée produite par l'hélice à la différence de pression entre les sections S_1^+ et S_1^- :

$$T_0 = A_0(P_1^+ - P_1^-) = A_0 \frac{1}{2}\rho(V_2^2 - V_a^2) \quad (2.137)$$

Où A_0 est la surface balayée par l'hélice. On a ainsi une expression de la vitesse aval V_2 :

$$V_2 = \sqrt{V_a^2 + \frac{2T_0}{\rho A_0}} \quad (2.138)$$

On peut aussi relier la poussée à la variation de vitesse, car elle est égale à la variation de quantité de mouvement :

$$T_0 = \rho A_0 V_1 (V_2 - V_a) \quad (2.139)$$

On en déduit que la vitesse au passage de l'hélice est la moyenne entre les vitesses amont et aval :

$$V_1 = \frac{1}{2}(V_a + V_2) \quad (2.140)$$

Le safran se trouve quelque part le long du tube de courant, entre les sections S_1^+ et S_2 , et la vitesse V_r à cet endroit est entre V_1 et V_2 . On écrit K_r le coefficient de réduction tel que :

$$V_r = V_a + K_r(V_2 - V_a) \quad (2.141)$$

Ce coefficient dépend de la distance (positive) x_r entre l'hélice et le safran. L'équation (2.142) [50] est généralement utilisée, et satisfait les conditions en S_1^+ et S_2 .

$$K_r = 0.5 + \frac{0.5}{1 + \frac{0.15}{x_r/D_p}} \quad (2.142)$$

La surface de la section où se trouve le safran est enfin obtenue par conservation du débit connu à la section S_1^+ :

$$A_r = A_0 \frac{V_1}{V_r} \quad (2.143)$$

En injectant l'équation (2.107) dans l'équation (2.108), on exprime :

$$\frac{2T_0}{\rho A_0} = \frac{8}{\pi} \frac{K_t}{J^2} V_a^2 = C_{Th} V_a^2 \quad (2.144)$$

Où $C_{Th} = 8K_t/(\pi J^2)$ est contracté par commodité. On a alors :

$$V_2 = V_a \sqrt{1 + C_{Th}} \quad (2.145)$$

D'où :

$$V_r = V_a \left(1 + K_r \left(\sqrt{1 + C_{Th}} - 1 \right) \right) \quad (2.146)$$

$$V_1 = \frac{1}{2} V_a \left(1 + \sqrt{1 + C_{Th}} \right) = V_a \left(1 + \frac{1}{2} \left(\sqrt{1 + C_{Th}} - 1 \right) \right) \quad (2.147)$$

Et enfin :

$$A_r = A_0 \frac{1 + \frac{1}{2} \left(\sqrt{1 + C_{Th}} - 1 \right)}{1 + K_r \left(\sqrt{1 + C_{Th}} - 1 \right)} \quad (2.148)$$

Où sous forme de diamètres, avec D_w le diamètre du tube de courant au niveau du safran :

$$D_w = D_p \sqrt{\frac{1 + \frac{1}{2} \left(\sqrt{1 + C_{Th}} - 1 \right)}{1 + K_r \left(\sqrt{1 + C_{Th}} - 1 \right)}} \quad (2.149)$$

Dans la pratique, la vitesse V_r obtenue ainsi est surestimée. On la multiplie par un coefficient semi-empirique RF [50] :

$$RF = 1 - 0.215 \frac{\sqrt{K_t}}{J} \quad \text{soit} \quad RF = 1 - 0.135 \sqrt{C_{Th}} \quad (2.150)$$

On conserve néanmoins l'équation originale (2.146) dans le calcul de A_r ou D_w .

On a donc une portion D_w/b (où b est l'envergure immergée) du safran affectée par un écoulement accéléré par l'hélice avec une vitesse RFV_r et une portion $(1 - D_w/b)$ affectée par l'écoulement incident avec une vitesse $V_a = (1 - w)V_s$. Dans les deux cas, on prend la vitesse d'écoulement relatif, qui inclue donc les autres mouvements du navire et éventuellement des vagues et du courant. Pour chaque portion, on calcule alors l'angle d'attaque et les coefficients C_l et C_d correspondants, et l'effort total est la somme des efforts sur chacune des deux portions. Seul le modèle de safran de Söding (Sec. 2.6.5.3) est actuellement utilisable avec ce modèle de couplage avec l'hélice dans xdyn [18].

2.6.6 Résistance à la dérive et efforts de manœuvrabilité

La modélisation de la résistance à la dérive, qui va de pair avec l'augmentation de la résistance à l'avancement liée à la dérive, est un des enjeux majeurs de l'estimation des performances pour la propulsion éolienne des navires. En effet, le principal effet secondaire des systèmes de propulsion éoliens est un effort latéral qui engendre une dérive du navire. Comme une propulsion par hélice ne génère pas d'effort latéral significatif, les PPP traditionnels ne traitent généralement pas du problème de résistance à la dérive. Deux types de modèles d'efforts existants s'attachent cependant à la prise en compte des efforts latéraux sur la carène : les modèles de manœuvrabilité et les modèles de type profil portant de faible allongement.

Cette section aborde les efforts sur la carène du navire, la modélisation des appendices ayant déjà été traitée dans la section précédente.

2.6.6.1 Modèles de manœuvrabilité

Les réglementations concernant la manœuvrabilité des navires ont conduit au développement de plusieurs modèles visant à prévoir les caractéristiques de manœuvrabilité des navires. Ces modèles cherchent à représenter l'ensemble des efforts hydrodynamiques s'appliquant sur la carène, en déléguant généralement la résistance à l'avancement en ligne droite à des modèles dédiés (comme par exemple le modèle d'Holtrop & Mennen présenté Sec. 2.6.3.3). Cela exclut aussi l'effort hydrostatique (qui n'est pas à proprement parler un effort hydrodynamique). En revanche, ces modèles s'attachent aussi à modéliser la propulsion par hélice et le safran, qui sont des éléments essentiels de la manœuvrabilité, mais cette partie n'est pas présentée dans cette section. Parmi ces modèles, deux sont utilisés de façon standard : le modèle dit "MMG" (Manoeuvring Modelling Group) [25], et le modèle dit "Abkowitz" [51]. Bien que similaires sur le principe, ils diffèrent dans les détails de la formulation mathématique. Ils ont en commun l'usage de "dérivées hydrodynamiques", aussi appelées "coefficients de manœuvrabilité". Le modèle présenté ici est le modèle dit "MMG".

Le modèle MMG est à 3 degrés de liberté : lacet, avance/cavalement et dérive/embarquée. Il propose donc une formulation du moment N_h autour de \vec{z} et des forces X_h et Y_h selon \vec{x} et \vec{y} respectivement. On commence par écrire les efforts sur la coque en fonction d'efforts adimensionnels (dénnotés par le symbole *prime*) :

$$\begin{aligned} X_h &= \frac{1}{2} \rho L_{pp} T V_s^2 X'_h \\ Y_h &= \frac{1}{2} \rho L_{pp} T V_s^2 Y'_h \\ N_h &= \frac{1}{2} \rho L_{pp}^2 T V_s^2 N'_h \end{aligned} \quad (2.151)$$

On note v_m la vitesse de dérive/embarquée au point médian du navire, en fonction de la coordonnée longitudinale de ce point x_m et de la vitesse de rotation en lacet r :

$$v_m = v - x_m r \quad (2.152)$$

Les efforts adimensionnels sont ensuite exprimés comme des polynômes des vitesses adimensionnelles de dérive/embarquée $v'_m = v_m/V_s$ et de lacet $r' = rL_{pp}/V_s$:

$$\begin{aligned} X'_h(v'_m, r') &= X'_{vv}v_m'^2 + X'_{vr}v'_m r' + X'_{rr}r'^2 + X'_{vvv}v_m'^4 \\ Y'_h(v'_m, r') &= Y'_v v'_m + Y'_r r' + Y'_{vv}v_m'^3 Y'_{vvr}v_m'^2 r' + Y'_{vrr}v'_m r'^2 + Y'_{rrr}r'^3 \\ N'_h(v'_m, r') &= N'_v v'_m + N'_r r' + N'_{vv}v_m'^3 N'_{vvr}v_m'^2 r' + N'_{vrr}v'_m r'^2 + N'_{rrr}r'^3 \end{aligned} \quad (2.153)$$

La forme de ces polynômes provient d'observations expérimentales. On nomme les coefficients X'_{vv} , Y'_r , N'_r , etc... "dérivées hydrodynamiques" ou "coefficients de manœuvrabilité". Ils peuvent être déterminés expérimentalement (PMM)[25], par calcul numérique [52, 53] ou à l'aide de formules semi-empiriques [54].

Note : Des modèles de manœuvrabilité alternatifs, notamment présents dans la littérature dans les travaux menés à l'université de Kyushu (Japon), utilisent l'angle de dérive β plutôt que la vitesse de dérive adimensionnelle v'_m . Les deux sont souvent utilisés de façon interchangeable (comme dans [54]), ce qui est pertinent pour des angles de dérive β faibles par l'approximation suivante :

$$\beta \stackrel{\text{def}}{=} \text{atan}\left(\frac{v_m}{V_s}\right) \underset{v_m \ll V_s}{\approx} \frac{v_m}{V_s} = v'_m \quad (2.154)$$

2.6.6.2 Profil portant de faible allongement

D'après Tillig *et al.* [20], les estimations semi-empiriques des coefficients de manœuvrabilité ne donnent pas de résultats satisfaisants pour la résistance à la dérive. Il propose d'utiliser plutôt le modèle détaillé par Hoerner [55], avec quelques modifications. Ce modèle consiste à considérer la carène comme un profil portant, avec l'hypothèse d'un faible allongement. Celui-ci s'écrit $AR = T/L$ pour la carène d'un navire et est d'ordre $AR \ll 1$ (le tirant d'eau étant largement inférieur à la longueur).

Il s'agit d'un modèle quadratique faisant intervenir des coefficients de portance et de traînée (2.155). Il est à noter qu'il s'agit ici d'une traînée induite, qui ne prend donc pas en compte la résistance à l'avancement (déjà modélisée par ailleurs), et est – comme la portance – nulle en l'absence de dérive.

$$L_h = \frac{1}{2}\rho C_L(\beta) L T V_s^2 \quad D_h = \frac{1}{2}\rho C_D(\beta) L T V_s^2 \quad (2.155)$$

Ces efforts peuvent être facilement rapportés dans le repère du navire en utilisant l'angle de dérive β :

$$X_h = \sin(\beta)L_h - \cos(\beta)D_h \quad Y_h = \cos(\beta)L_h + \sin(\beta)D_h \quad (2.156)$$

Selon Hoerner [55], l'effort se décompose de plus entre une partie linéaire et une partie non-linéaire. Hooft [56] suggère que la première est liée à la partie circulatoire (horizontale) de l'écoulement et ne dépend que des dimensions principales du navire, tandis que la seconde est liée à l'écoulement de contournement sous la coque (qui correspond à l'extrémité du profil) et la génération de tourbillons associée, influencée par des détails géométriques de la coque.

$$\begin{aligned} C_L &= C_{L_1} + C_{L_2} \\ C_D &= C_{D_1} + C_{D_2} \end{aligned} \quad (2.157)$$

où l'indice 1 indique la partie linéaire et l'indice 2 la partie non-linéaire.

Partie linéaire

Portance Hoerner [55] propose pour C_{L_1} l'expression :

$$C_{L_1} = \frac{1}{2} \left(1 + \frac{\Delta b}{b} \right)^2 \pi AR \sin(\beta) \quad (2.158)$$

Où b est l'envergure du profil – soit T dans le cas d'un navire –, et le terme $(1 + \Delta b/b)^2$ représente la diminution d'allongement effectif lié à la présence de bords ronds. Hoerner suggère une valeur de $(1 + \Delta b/b)^2 = 0.78$ pour une forme arrondie dans les deux directions.

Traînée La traînée induite s'écrit [55] :

$$C_{D_1} = \frac{1}{2} C_{L_1} |\beta| \quad (2.159)$$

Tillig *et al.* [20] proposent néanmoins une autre forme issue de comparaison avec des valeurs expérimentales sur une série de 5 navires (1 tanker, le Série 60 et 3 série Delft) :

$$C_{D_1} = 0.66 C_{L_1} |\beta|^{0.6} \quad (2.160)$$

Partie non-linéaire

D'après Hoerner [55], la partie non-linéaire trouve son origine dans la traînée associée à la vitesse d'écoulement projetée dans la direction normale au profil $V_s \sin(\beta)$. Il propose pour le coefficient de traînée équivalent correspondant C_N la forme :

$$C_N = k' \sin(|\beta|) \sin(\beta) \quad (2.161)$$

Où le coefficient k' dépend fortement, comme suggéré plus haut, de détails géométriques de la coque. Tillig *et al.* [20] proposent une valeur moyenne de $k' \approx 0.6541$, basée sur une régression sur 5 coques.

En projetant la normale au profil dans les directions perpendiculaire (portance) et parallèle (traînée) à l'écoulement global, on trouve :

$$\begin{aligned} C_{L_2} &= k' \sin(|\beta|) \sin(\beta) \cos(\beta) \\ C_{D_2} &= k' \sin(|\beta|)^3 \end{aligned} \quad (2.162)$$

Soit au total avec la valeur $k' = 0.6541$ [20], illustrée sur la Fig. 9 :

$$\begin{aligned} C_L &= \frac{1}{2} 0.78 \pi AR \sin(\beta) + 0.6541 \sin(|\beta|) \sin(\beta) \cos(\beta) \\ C_D &= 0.66 C_{L_1} |\beta|^{0.6} + 0.6541 \sin(|\beta|)^3 \end{aligned} \quad (2.163)$$

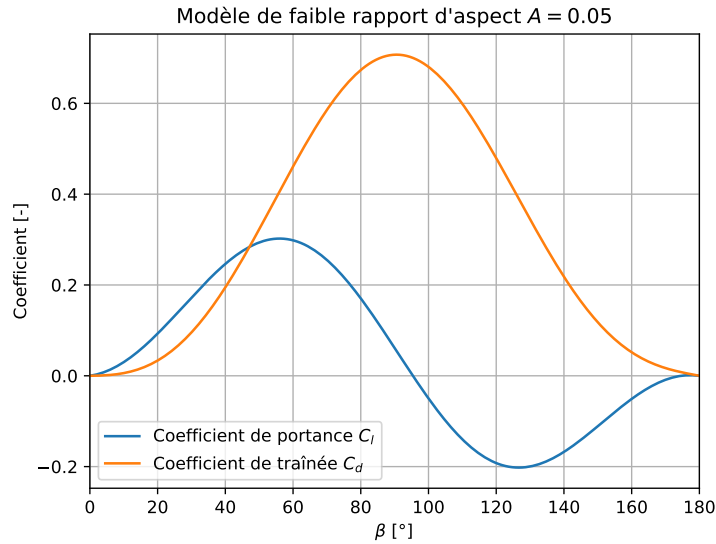


Fig. 9 – Modèle de profil portant de faible allongement proposé par Tillig [20].

Point d'application

La question du point d'application de l'effort anti-dérive de la coque est critique pour une détermination correcte de l'équilibre en lacet, c'est-à-dire la capacité du navire à maintenir un cap. En théorie des profils portants 2D, on choisit généralement le quart de la corde côté bord d'attaque comme point de moment nul et ce point se rapproche du bord d'attaque en 3D avec de faibles rapports d'aspect [20].

En architecture navale (et en aérodynamique), le moment destabilisant causé par l'existence d'un angle de dérive et qui tend à éloigner le navire de sa course est connu sous le nom de moment de Munk [57]. L'expérience montre que ce moment peut correspondre à un effort qui s'applique largement en avant de la proue du navire [20], rendant l'hypothèse adoptée en théorie des profils portants incompatible avec le problème traité ici.

Tillig *et al.* [20] proposent à cet effet d'utiliser les formules empiriques destinées aux études de manœuvrabilité – introduites plus haut –, qui tiennent compte du moment de Munk. Dans [20], le modèle de manœuvrabilité de Inoue [58] est utilisé pour déterminer la position longitudinale d'application de l'effort (CoE) :

$$CoE = \frac{N_h}{L_h} L_{pp} = \left[\frac{N_v}{Y_v} \sin(|\beta|) + \frac{N_v}{Y_v} \sin^2(|\beta|) \right] L_{pp} \quad (2.164)$$

Avec les formules suivantes pour les coefficients hydrodynamiques :

$$N_v = 2 \frac{T}{L_{pp}} \quad (2.165)$$

$$N_{vv} = 0.066 - 0.96(1 - C_b) \frac{T}{B} \quad (2.166)$$

$$Y_v = \pi \frac{T}{L_{pp}} + 1.4 C_b \frac{B}{L_{pp}} \quad (2.167)$$

$$Y_{vv} = 0.244 + 6.67 \left[(1 - C_b) \frac{T}{B} - 0.05 \right] \quad (2.168)$$

Allongement

L'usage de l'allongement géométrique AR plutôt que de l'allongement effectif AR_e dans cette modélisation (équations (2.158) et (2.163)) est discutable. En effet, la formulation proposée par Hoerner [55] est pour un profil portant avec deux extrémités libres et une distribution symétrique de la circulation. Les remarques faites plus haut sur l'usage d'un allongement effectif $AR_e = kAR$ devraient donc s'appliquer.

Cependant la relation entre C_l et AR proposée par Hoerner [55] en faible allongement (2.158) est très différente de celle de Söding [48] valide pour les safrans (2.133). Avec le modèle de Hoerner, utiliser AR_e avec $k = 2$ revient à doubler la pente de portance linéaire.

De plus Tillig *et al.* [20] utilisent l'allongement géométrique AR , y compris pour la calibration de k' . Il semble donc plus prudent d'utiliser AR avec cette modélisation, au moins lors de l'usage de la formulation proposée par Tillig *et al.* [20].

2.6.7 Efforts de houle

2.6.7.1 Effort de Froude-Krylov

L'effort de Froude-Krylov correspond à l'effort imposé par le champ de houle incident, comme si la houle traversait le corps sans être perturbée. Il est calculé par intégration de la pression dynamique du champ de houle incident sur la surface mouillée du corps :

$$\mathcal{F}_{FK} = \int_{M \in S_w} P_{dyn}(x_{\vec{M}}) d\vec{S} \quad (2.169)$$

$$\mathcal{M}_{\mathcal{O}_b FK} = \int_{M \in S_w} P_{dyn}(x_{\vec{M}}) x_{\vec{M}} \wedge d\vec{S} \quad (2.170)$$

où $x_{\vec{M}}$ est la position du point M relative à l'origine \mathcal{O}_b du repère navire. L'expression de la pression dynamique P_{dyn} dépend du modèle de houle.

Cet effort peut être calculé de façon non-linéaire – c'est-à-dire en prenant en compte la déformation de la surface libre – ou linéaire, en intégrant sur une surface mouillée S_w correspondant à l'équilibre hydrostatique.

2.6.7.2 Théorie potentielle linéaire

Pour la modélisation des efforts liés à la houle, on adopte souvent l'hypothèse d'écoulement potentiel linéarisé autour de la position d'équilibre du navire. La résolution du potentiel est divisé en deux problèmes mathématiques : diffraction et radiation [59, 43].

- Le problème de diffraction correspond à la perturbation du champ de houle incident par le corps immobile.
- Le problème de radiation correspond à la génération de vagues causée par le mouvement du corps en eau calme.

L'effort de Froude-Krylov ne nécessite pas de résolution car le potentiel de houle incidente est connu, il s'agit d'une simple intégration de la pression incidente sur le corps. Les efforts de Froude-Krylov et de diffraction sont souvent regroupés sous le nom d'effort d'excitation.

On se base pour la résolution des efforts de diffraction et de radiation sur un calcul préalable avec un code de tenue à la mer sans vitesse d'avance dans le domaine fréquentiel tel que Nemoh [60]. Ce calcul doit être effectué pour des plages de fréquence et de direction de houle adaptées aux conditions environnementales que l'on souhaite étudier.

2.6.7.3 Effort de diffraction à vitesse nulle

L'effort de diffraction \mathcal{T}_{diff} correspond à l'énergie dépensée dans la perturbation du champ de houle incident. La résolution du potentiel correspondant dans le domaine fréquentiel permet d'obtenir pour chaque fréquence et direction de houle étudiée l'amplitude $|\underline{\mathcal{T}}_{diff}|$ et la phase $\arg(\underline{\mathcal{T}}_{diff})$ de l'effort de diffraction. Comme la houle est harmonique, le passage dans le domaine temporel est aisé. On a ainsi pour une houle régulière (monochromatique) de pulsation ω , de direction ϕ et d'amplitude A l'effort de diffraction :

$$\mathcal{T}_{diff}(t) = A|\underline{\mathcal{T}}_{diff}(\omega, \phi)| \cos(\omega t + \arg(\underline{\mathcal{T}}_{diff}(\omega, \phi))) \quad (2.171)$$

Dans le cas de la houle irrégulière, conformément à l'hypothèse de linéarité du problème, on somme les efforts correspondants aux composantes de houle présentes dans le spectre (couples (ω_i, ϕ_j)), modulées par leurs amplitudes $A_{i,j}$:

$$\mathcal{T}_{diff}(t) = \sum_{i,j} A_{i,j}|\underline{\mathcal{T}}_{diff}(\omega_i, \phi_j)| \cos(\omega_i t + \arg(\underline{\mathcal{T}}_{diff}(\omega_i, \phi_j))) \quad (2.172)$$

2.6.7.4 Effort de radiation à vitesse nulle

La modélisation est plus complexe pour les efforts de radiation, car les mouvements du corps sont des séries temporelles qui ne sont pas connues sous forme harmonique, c'est-à-dire dont ne connaît pas l'amplitude et la fréquence. Pour passer de résultats dans le domaine fréquentiel au domaine temporel, on utilise alors la méthode introduite par Cummins [61] et développée par Ogilvie [59], basée sur la réponse impulsionnelle.

La réponse impulsionnelle d'un système est sa réponse à une excitation sous forme d'une impulsion de Dirac. En considérant le corps flottant comme un Système Linéaire Invariant (SLI), sa réponse à une excitation arbitraire est entièrement caractérisée par sa réponse impulsionnelle.

Dans le domaine fréquentiel, on écrit l'effort de radiation :

$$\mathcal{T}_{rad} = -M_a(\omega)\ddot{X} - B_r(\omega)\dot{X} \quad (2.173)$$

Où M_a est appelée matrice des coefficients de masse ajoutée et B_r matrice des coefficients d'amortissements de radiation.

Dans le domaine temporel, Cummins [61] propose la forme :

$$\mathcal{T}_{rad} = -A\ddot{X} - B_\infty\dot{X} - \int_{-\infty}^t K(t-\tau)\dot{X}(\tau)d\tau \quad (2.174)$$

Où A est nommée matrice de masse ajoutée (à fréquence infinie) et B_∞ est nommée matrice d'amortissement en radiation à fréquence infinie. De manière équivalente par changement de variable dans l'intégrale du 3^{ème} terme, il vient :

$$\mathcal{T}_{rad} = -A\ddot{X} - B_\infty\dot{X} - \int_0^\infty K(\tau)\dot{X}(t-\tau)d\tau \quad (2.175)$$

On retiendra plutôt la seconde forme, plus commode à calculer. En posant pour X la forme harmonique :

$$X = \underline{X}e^{-i\omega t + \Phi} \quad (2.176)$$

On a dans le domaine fréquentiel :

$$\mathcal{T}_{rad} = [\omega^2 M_a(\omega) + i\omega B_r(\omega)]X \quad (2.177)$$

Et dans le domaine temporel :

$$\mathcal{T}_{rad} = \left[\omega^2 A + i\omega \left(B_\infty + \int_0^\infty K(\tau) e^{i\omega\tau} d\tau \right) \right] X \quad (2.178)$$

Puis en développant l'exponentielle imaginaire $e^{i\omega\tau} = \cos(\omega\tau) + i \sin(\omega\tau)$:

$$\mathcal{T}_{rad} = \left[\omega^2 \left(A - \frac{1}{\omega} \int_0^\infty K(\tau) \sin(\omega\tau) d\tau \right) + i\omega \left(B_\infty + \int_0^\infty K(\tau) \cos(\omega\tau) d\tau \right) \right] X \quad (2.179)$$

On peut désormais identifier à partir des équations (2.177) et (2.179) :

$$M_a(\omega) = A - \frac{1}{\omega} \int_0^\infty K(\tau) \sin(\omega\tau) d\tau \quad (2.180)$$

$$B_r(\omega) = B_\infty + \int_0^\infty K(\tau) \cos(\omega\tau) d\tau \quad (2.181)$$

De plus par le lemme de Riemann-Lebesgue on peut montrer que :

$$\int_0^\infty K(\tau) \cos(\omega\tau) d\tau \xrightarrow{\omega \rightarrow \infty} 0 \quad (2.182)$$

$$\int_0^\infty K(\tau) \sin(\omega\tau) d\tau \xrightarrow{\omega \rightarrow \infty} 0 \quad (2.183)$$

On a alors :

$$A = M_a(\omega) + \frac{1}{\omega} \int_0^\infty K(\tau) \sin(\omega\tau) d\tau \quad (2.184)$$

$$= \lim_{\omega \rightarrow \infty} M_a(\omega) \quad (2.185)$$

On nomme A la masse ajoutée à fréquence infinie, qui est l'asymptote horizontale de $M_a(\omega)$ et ne dépend pas de la fréquence [61]. De façon similaire à (2.185), on a :

$$B_\infty = B_r(\omega) - \int_0^\infty K(\tau) \cos(\omega\tau) d\tau \quad (2.186)$$

$$= \lim_{\omega \rightarrow \infty} B_r(\omega) \quad (2.187)$$

La fonction de retard K s'écrit :

$$K(\tau) = \frac{2}{\pi} \int_0^\infty [B_r(\omega) - B_\infty] \cos(\omega\tau) d\omega \quad (2.188)$$

À vitesse nulle, on peut montrer que $B_\infty = 0$ [61], on a alors :

$$\mathcal{T}_{rad} = -A\ddot{X} - \int_0^\infty K(\tau)\dot{X}(t-\tau)d\tau \quad (2.189)$$

Où :

$$K(\tau) = \frac{2}{\pi} \int_0^\infty B_r(\omega) \cos(\omega\tau) d\omega \quad (2.190)$$

Dans la pratique, on limite l'intégration à une plage de pulsation $[\omega_{min}, \omega_{max}]$ pour le calcul de K , et la convolution à un temps τ_{max} . Les fonctions intégrées tendent vers 0 dans les directions où on applique des bornes. Il suffit donc de choisir ces bornes telles que la fonction intégrée soit suffisamment petite pour que les aires exclues de l'intégrale soient petites devant celles incluses dans l'intégrale.

2.6.7.5 Masse ajoutée

Le terme de masse ajoutée A correspond physiquement à la masse d'eau que le navire doit accélérer lors d'un déplacement, d'où son nom. Il s'agit d'une matrice d'inertie généralisée ajoutée, homogène à la matrice d'inertie généralisée du corps rigide M . Alternativement à un calcul par la théorie potentielle, la matrice A peut être évaluée par des formules semi-empiriques [54].

Pour des raisons de stabilité numérique lors de l'intégration temporelle du PFD (2.21), il est très fréquent de placer le terme $A\ddot{X}$ à gauche de l'équation. L'effort de radiation est alors réduit à :

$$\mathcal{T}_{rad}^* = \mathcal{T}_{rad} + A\ddot{X} = - \int_0^\infty K(\tau)\dot{X}(t-\tau)d\tau \quad (2.191)$$

2.6.7.6 Prise en compte de la vitesse d'avance

Les coefficients M_a et B_r peuvent être calculés directement dans un repère en translation par rapport au repère fixe, on obtient alors des résultats pour une vitesse d'avance constante. Ce n'est pas une approche adéquate ici car la vitesse est inconnue *a priori*. On utilise donc des résultats obtenus à vitesse d'avance nulle, qu'on peut appliquer à un objet en oscillation autour d'une vitesse de translation rectiligne uniforme moyennant quelques corrections.

Pour l'effort de diffraction, on interpole simplement la réponse à la pulsation de rencontre ω_e plutôt qu'à la pulsation de houle ω :

$$\omega_e = \omega - \vec{V}_s \cdot \vec{k} \quad (2.192)$$

où \vec{V}_s est la vitesse (uniforme) du navire dans le plan horizontal et \vec{k} est le vecteur d'onde de la houle correspondant à la pulsation ω .

Pour l'effort de radiation, on applique une correction sur les coefficients de masse ajoutée et d'amortissement de radiation [62, 60]. Les conditions aux limites avec vitesse d'avance sont modifiées, ce qui se traduit - après linéarisation - par les modifications suivantes des matrices de masse ajoutée M_a et d'amortissement de radiation B_r :

$$\begin{aligned} M_a(\omega, V_s) &= M_{a0}(\omega) + \frac{1}{\omega^2} B_{r0}(\omega) \cdot L_s(V_s) \\ B_r(\omega, V_s) &= B_{r0}(\omega) - M_{a0}(\omega) \cdot L_s(V_s) \end{aligned} \quad (2.193)$$

Où M_{a0} et B_{r0} sont les matrices de masse ajoutée et d'amortissement à vitesse nulle et L_s [21] est une matrice de sélection qui dépend des vitesses moyennes horizontales \bar{U} et \bar{V} :

$$L_s(V_s) \stackrel{\text{def}}{=} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \bar{V} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\bar{U} \\ 0 & 0 & 0 & -\bar{V} & \bar{U} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.194)$$

On notera qu'avec vitesse d'avance, on n'a plus $B_r(\omega) \xrightarrow{\omega \rightarrow \infty} 0$, en revanche l'expression de A ne change pas. Comme cette approche est valable pour un corps en oscillation autour d'une vitesse de translation rectiligne uniforme, on utilise la vitesse d'oscillation comme vecteur \dot{X} . En substituant les corrections (2.193) dans l'expression de K (2.188), on a :

$$\begin{aligned} K(\tau, V_s) &= \frac{2}{\pi} \int_0^\infty [B_{r0}(\omega) - M_{a0}(\omega)L_s(V_s) + AL_s(V_s)] \cos(\omega\tau) d\omega \\ &= \frac{2}{\pi} \int_0^\infty B_{r0}(\omega) \cos(\omega\tau) d\omega - \frac{2}{\pi} \int_0^\infty [M_{a0}(\omega) - A] \cos(\omega\tau) d\omega L_s(V_s) \\ &= K_B(\tau) - K_A(\tau)L_s(V_s) \end{aligned} \quad (2.195)$$

et l'équation de la force (2.175) devient :

$$\mathcal{T}_{rad} = -A \left(\ddot{X} - L_s(V_s)\dot{X} \right) - \int_0^\infty K(\tau, V_s)\dot{X}(t - \tau) d\tau \quad (2.196)$$

Alternativement, Bili [12] utilise une interpolation linéaire entre deux résultats calculés chacun avec vitesse d'avance constante. Cette approche présente l'inconvénient de devoir effectuer plusieurs calculs dans le domaine fréquentiel.

2.6.8 Autres amortissements

Pour la plupart des degrés de liberté d'un navire, l'essentiel de l'amortissement est lié à la radiation de vagues, et un calcul par la théorie potentielle donne des résultats satisfaisants. En revanche pour le roulis, la contribution de la radiation peut se limiter à 5%-30% de l'amortissement pour des cargos [63]. La portance sur la coque (couplage avec la vitesse d'avance), la génération de tourbillons, le frottement et les appendices jouent alors un rôle important. Les formules dérivées des travaux d'Ikeda [64] font figure de référence pour l'estimation de ces amortissements [63], mais elles utilisent toutes l'amplitude et la fréquence de roulis [65, 66]. Bien que parfaitement adaptées aux analyses dans le domaine fréquentiel, elles sont donc peu adaptées au domaine temporel. Comme ces amortissements sont généralement non-linéaires, une méthode similaire à celle de Cummins pour transposer ces formules dans le domaine temporel est exclue. Il est tout de même envisageable de calculer l'amplitude et la fréquence des oscillations en analysant les séries temporelles sur une période passée, mais la littérature ne fait pas état d'une telle méthode. On préférera donc une formulation généraliste qu'on pourra utiliser au cas par cas.

2.6.8.1 Amortissement linéaire

On écrit les amortissements linéaires de façon générale :

$$\mathcal{T}_{LD} = B_L \dot{X} \quad (2.197)$$

où B_L est la matrice d'amortissement linéaire.

2.6.8.2 Amortissement quadratique

On écrit de la même façon les amortissements quadratiques de façon générale :

$$\mathcal{T}_{QD} = B_Q |\dot{X}| \dot{X} \quad (2.198)$$

où B_Q est la matrice d'amortissement quadratique.

2.6.9 Efforts hydrodynamiques unifiés

Un objectif secondaire de ce travail de thèse était le couplage avec un solveur externe en théorie potentielle instationnaire dans le domaine temporel. Le but était alors de résoudre l'écoulement complet autour de la carène et d'en déduire l'ensemble des efforts hydrodynamiques. De tels solveurs ne sont pas diffusés commercialement (ou en open-source) à la connaissance de l'auteur.

La possibilité a été explorée avec le solveur *Weak-Scatterer_CN* [67, 68, 69], développé au cours de plusieurs travaux de thèse au LHEEA. Ce solveur en théorie potentielle non linéaire est basé sur l'hypothèse *weak scatterer*, qui consiste en une linéarisation des conditions de surface libre autour de la position de surface libre du champ de houle incident. Cette hypothèse correspond à supposer que la perturbation du champ de houle incident (diffraction) est faible par rapport à ce dernier.

Bien que ce solveur ait été validé sur plusieurs cas avec des géométries simples [67, 68, 69], les problèmes numériques rencontrés durant le travail de thèse présenté ici, avec l'utilisation d'une carène réaliste, ont mené à l'abandon de la tentative de couplage.

2.7 Conclusions sur la modélisation

Ce chapitre a présenté le cadre théorique d'approche système, basée sur la mécanique du corps indéformable. Son application au problème d'un navire à propulsion éolienne a fait l'objet d'un catalogue non exhaustif de modèles d'efforts, qui constitue la fondation de la méthode développée dans ce travail de thèse.

Cependant, le problème physique et mathématique qu'on cherche à résoudre n'est pas encore défini : de quelles informations a-t-on besoin pour qualifier les performances d'un navire à propulsion éolienne ? Que cherche-t-on exactement à calculer ? Les outils ayant été posés, le développement de la méthode reste à être exposé dans le chapitre suivant.

Chapitre 3

Développement d'un outil de calcul pour les navires à assistance à la propulsion éolienne

3.1 Calculs d'intérêt pour les navires à assistance à la propulsion éolienne

3.1.1 Stratégie de contrôle

Deux stratégies de contrôle différentes ont été identifiées pour un navire hybride navigant sous voile [70, 14] :

- (A) **Vitesse constante (PPP)** : le système éolien produit une force propulsive dépendante des conditions environnementales et une propulsion mécanique est ajoutée pour atteindre une vitesse fixée.
- (B) **Propulsion mécanique constante (VPP)** : la force de propulsion mécanique (ou le régime moteur) est fixée et le système éolien ajoute une force propulsive dépendante des conditions environnementales qui permet d'atteindre une vitesse variable.

Ces deux stratégies coexistent et répondent à des besoins différents. La stratégie (A) permet d'assurer un temps de parcours et de calculer l'économie propulsive réalisée sur un trajet. La stratégie (B) permet quant à elle de calculer la vitesse gagnée par le système éolien.

Dans le cas d'un navire ne navigant qu'à la voile, la stratégie (A) n'est pas applicable car la vitesse du navire ne peut pas être garantie à conditions environnementales fixées. Seule la stratégie (B) fait sens, avec une propulsion mécanique nulle.

3.1.2 Conditions environnementales

Les deux composantes de conditions environnementales sont le vent et l'état de mer. Ils peuvent chacun être décrits de façon simple (vent constant, houle monochromatique) ou plus réaliste (description spectrale). Une description plus élaborée implique un plus grand nombre de paramètres, ce qui complique l'étude. On réduit donc le nombre de paramètres environnementaux aux suivants :

- Vent
 - Direction (TWA)
 - Vitesse (TWS)
- Vagues

- Direction (γ)
- Hauteur significative de vague (H_s)
- Fréquence/période de pic (ω_p/T_p)

Ces paramètres correspondent aux données qu'on aura typiquement à disposition dans une étude de routage météorologique. Dans le cas d'une description plus complexe de l'environnement, on fixera certains paramètres. Par exemple, on pourra fixer certains paramètres d'un spectre de houle en fonction de la région océanique ciblée, ou encore utiliser une corrélation entre vitesse moyenne du vent et turbulence.

La houle étant par nature instationnaire, on ne considère que le vent dans les calculs stationnaires. On notera cependant qu'il existe des modèles de résistance ajoutée sur houle qui permettent de ne considérer que la moyenne des effets de houle, mais cette approche n'a pas été explorée ici.

Le but de la méthode est d'obtenir des "surfaces de réponse" en fonction des paramètres de conditions environnementales, qui pourront être directement analysées ou utilisées dans une procédure de routage. Le terme de "surface de réponse" est ici abusif car si le nombre de paramètres excède 2, il ne s'agit plus d'une surface.

3.1.3 Représentation polaire

La représentation graphique des surfaces de réponse à plus de 2 paramètres est difficile et même à 2 paramètres, elle ne permet pas d'effectuer des comparaisons satisfaisantes. Par convention, on représente donc plutôt les résultats par des polaires, en fonction de l'angle de vent apparent (vent relatif) ou vrai (vent absolu) et en fixant les autres paramètres.

Il est de plus habituel de représenter les courbes polaires en deux dimensions en projection polaire. Cependant, la projection polaire provoque une distorsion des axes l'un en fonction de l'autre : l'échelle de l'axe orthoradial (axe polaire) change en fonction de l'axe radial. Cette distorsion rend l'analyse plus difficile, on choisit donc plutôt ici une projection sur un plan cartésien (Fig. 10).

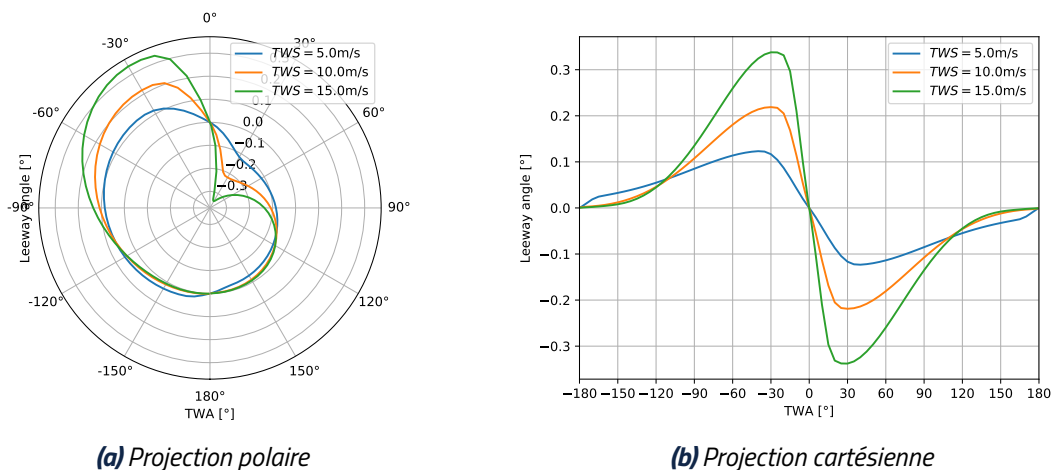


Fig. 10 – Comparaison entre projection polaire et cartésienne : l'antisymétrie de l'angle de dérive n'est pas facilement mise en évidence par la projection polaire.

On peut aussi appliquer cette représentation polaire en fonction de la direction de la houle (en fixant les autres paramètres), mais c'est généralement moins pertinent car la houle est un paramètre secondaire pour le comportement par rapport au vent.

Cette représentation peut être adoptée pour présenter des résultats stationnaires (équilibre du navire en route sur mer calme) ou les réponses dynamiques (calculs instationnaires). Dans le second cas, il faut réduire les séries temporelles à des valeurs scalaires, par exemple par moyennage ou par analyse spectrale.

3.2 Cas-test

3.2.1 Présentation

Pour illustrer ce chapitre, on utilise comme cas-test la carène du pétrolier KVLCC2 (KRISO Very Large Crude Carrier 2), dont les dimensions principales sont données dans le Tableau 4. Bien que relativement ancienne, cette carène est aujourd'hui toujours très étudiée et de nombreux résultats sont disponibles dans la littérature, en particulier en termes de manœuvrabilité. Il ne s'agit pas d'une carène particulièrement adaptée à la propulsion éolienne, elle est donc plus représentative d'un cas de *retro-fitting* que d'un cas de conception intégrale. En plus du safran et de l'hélice proposés pour les conférences SIMMAN, on équipe ce navire de 3 voiles souples traditionnelles de 1000 m² chacune (Fig. 6). Elles sont disposées de façon équilibrée sur la longueur de navire, une à l'arrière, une au milieu et une à l'avant, espacées de 100m. La géométrie de la carène est détaillée sous forme de plan de carène Fig. 11 [25].

Dimensions principales	Symbole	
Longueur entre parallèles	L_{pp}	320.0 m
Longueur de carène	L	325.5 m
Largeur au maître-bau	B	58.0 m
Creux	D	30.0 m
Tirant d'eau	T	20.8 m
Déplacement	∇	312622 m ³
Surface mouillée	S_w	27194 m ²
Coefficient de bloc	C_b	0.8098
Coefficient de maître-couple	C_m	0.9980
Position du centre de flottaison	lcb	3.48 %
Safran		
Surface latérale	S_r	136.7 m ²
Envergure	b	15.8 m
Hélice		
Diamètre	D_p	9.86 m
Nombre de pales	Z	4
Pas relatif	P/D_p	0.721
Rapport d'aires	A_E/A_0	0.431
Voiles		
Surface de voilure (par voile)	S	1000 m ²
Chargement		
Position du centre de gravité	LCG	11.1 m
Hauteur du métacentre	GM	5.71 m
Rayon de giration (relatif) en roulis	r_{xx}/B	0.4 m
Rayon de giration (relatif) en lacet	r_{zz}/L_{pp}	0.25 m

Tableau 4 – Caractéristiques principales du KVLCC2

Note : les valeurs de rayons de giration (inertie) correspondent ici aux recommandations de l'ITTC en l'absence de données plus précises [71].

3.2.2 Modélisation

3.2.2.1 Efforts sur le navire

Les modèles d'efforts utilisés sont présentés dans le Tableau 5 pour les modèles statiques et dans le Tableau 6 pour les modèles additionnels nécessaires aux calculs instationnaires.

La discrétisation spatiale de la carène, nécessaire pour les modèles hydrostatique et de Froude-

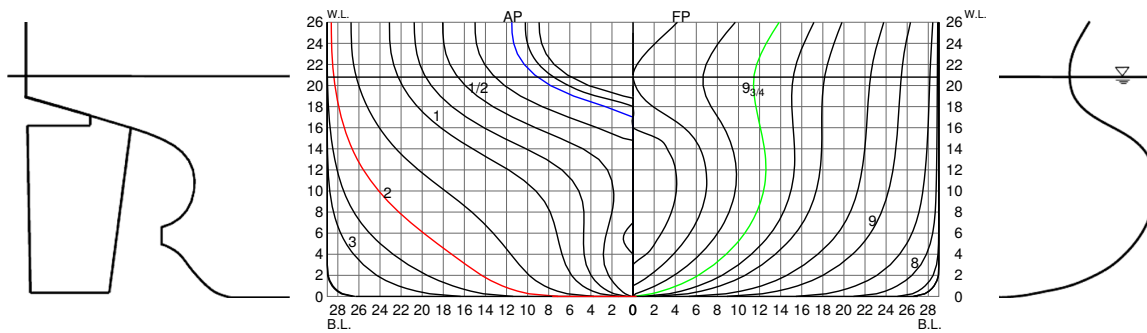


Fig. 11 – Plan de carène du KVLCC2, issu de [25]

Propulsion éolienne	Courbes $C_l(AWA)/C_d(AWA)$ [10] (Fig. 6)
Résistance à l'avancement	Holtrop & Mennen [8, 24]
Manœuvrabilité	Modèle MMG [25]
Hydrostatique	Intégration de P_{HS} sur le maillage (Fig. 12)
Propulsion mécanique	Wageningen Série B [9]
Safran	Söding [48]

Tableau 5 – Modélisation du KVLCC2 en stationnaire

Krylov, est présentée Fig. 12. Il s'agit d'un maillage triangulaire, dont les mailles font environ $5m$ de côté. Le même maillage (limité à la partie immergée $z > 0$) a été utilisé pour le calcul des efforts de diffraction et des coefficients d'amortissement en radiation et de masse ajoutée avec le programme open-source Nemoh [60].

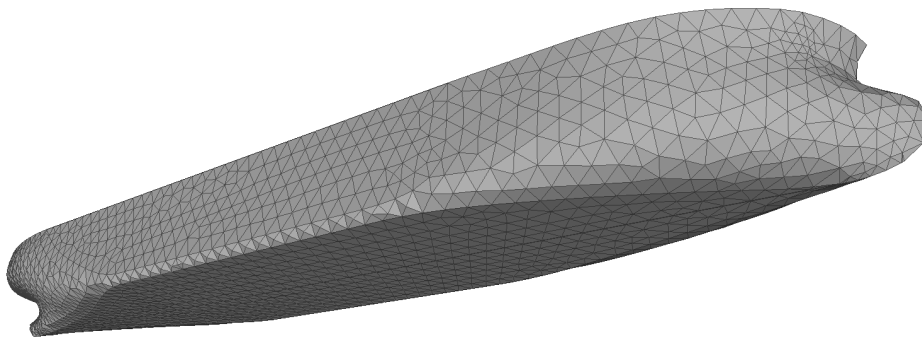


Fig. 12 – Discrétisation spatiale (maillage) de la carène du KVLCC2

Cette modélisation ne prend pas en compte le fardage ni les interactions aérodynamiques entre les voiles, le pont du navire et les superstructures. Elle est présentée ici à titre d'exemple applicatif de la méthode.

3.2.2.2 Vent

Le vent est modélisé par un profil logarithmique (2.32), avec une longueur de rugosité $z_0 = 0.0002$ m (mer calme) et une hauteur de référence $z_r = 10$. La valeur de z_0 n'est pas changée en fonction de l'état de mer dans les exemples présentés dans ce chapitre.

Froude-Krylov	Intégration directe de la pression dynamique de houle incidente sur le maillage
Diffraction	Théorie potentielle linéaire dans le domaine fréquentiel [43, 59]
Amortissement de vague	Théorie potentielle linéaire dans le domaine fréquentiel [43, 59]

Tableau 6 – Modélisation du KVLCC2 en dynamique (modèles additionnels)

3.3 Calculs stationnaires

3.3.1 Caractérisation du problème stationnaire

3.3.1.1 Généralités

Une réponse stationnaire d'un système ne peut exister que pour des sollicitations elles-mêmes stationnaires. Le problème stationnaire est donc défini pour des conditions environnementales stationnaires, c'est-à-dire sans houle et avec un vent constant. Dans ces conditions stationnaires, on cherche une solution en translation pure, c'est-à-dire à résoudre l'équation (2.28) (PFS en translation). Plus spécifiquement, l'équilibre sera stationnaire pour les translations dans le plan horizontal du repère terrestre (vitesses d'avance et de dérive) et statique en dehors de ce plan (hydrostatique) et pour le cap.

Il s'agit alors d'une recherche de zéro sur la fonction vectorielle $\mathcal{F} : \zeta \rightarrow \sum \mathcal{T}_A(\zeta)$. Cette fonction non-linéaire a 6 composantes, on a donc 6 équations, couplées *a priori*. Il faut avoir 6 inconnues (entrées du système) dans le vecteur ζ pour avoir un problème mathématique bien posé. En dessous de 6 inconnues, le problème est sur-contraint : on peut alors ignorer des composantes de la fonction \mathcal{F} , ce qui réduit le nombre d'équations. Au-delà de 6 inconnues, il faut ajouter autant d'équations supplémentaires (par exemple des lois de commande).

Le choix du point de réduction des moments est arbitraire ici, on le choisit généralement en \mathcal{O}_b ou en \mathcal{G} . Il en va de même pour le repère d'expression des efforts, l'équilibre étant équivalent dans les repères \mathcal{R}_0 et \mathcal{R}_b . On peut même choisir des repères différents pour l'équilibre des forces et pour l'équilibre des moments.

Afin de garantir que le paramètre environnemental de direction du vent est fixé pour la résolution du problème stationnaire, on fixe le cap du navire. Mathématiquement, cela revient à imposer l'angle de lacet ψ , qu'on choisira nul par commodité.

3.3.1.2 Définition des inconnues

L'ensemble des inconnues potentielles est formé d'une part des degrés de liberté du navire (vitesse ou attitude) et d'autre part des paramètres de commande des efforts modélisés. Comme susmentionné, certains degrés de libertés sont fixés par la nature du problème stationnaire et ne sont donc pas des inconnues :

- $\psi = 0$ Cap/TWA fixé
- $x = y = 0$ Solution indépendante de la position horizontale du navire
- $\dot{z} = 0$ Déplacement du navire dans le plan horizontal
- $p = q = r = 0$ Translation pure

La nature et le nombre exacts des inconnues formant le vecteur ζ dépendent notamment de la stratégie de contrôle du navire (voir 3.1.1). Dans le cadre de la stratégie (A) (vitesse constante), la vitesse d'avance \dot{x} du navire est fixée et n'est donc pas inconnue. En revanche, si on modélise la propulsion mécanique, la commande de propulsion (par exemple la vitesse de rotation de l'hélice ω_m) est inconnue. Un calcul avec la stratégie (A) sera donc un rôle de PPP (Power Prediction Program). Dans le cadre de la stratégie (B) (propulsion mécanique constante) c'est l'inverse : la commande de

propulsion est fixée mais la vitesse d'avance du navire est inconnue. Il s'agit alors d'un calcul de VPP (Velocity Prediction Program).

Dans les deux cas, la vitesse de dérive \dot{y} (ou l'angle de dérive β) ainsi que l'angle de safran δ_r sont des inconnues. Enfin, l'ensemble des degrés de liberté "hydrostatiques" (enfoncement z , gîte φ et assiette θ) sont des inconnues.

3.3.1.3 Spécificités du problème physique

Afin d'analyser le problème, on utilise l'exemple du KVLCC2 présenté plus haut, avec la stratégie de contrôle (A) (PPP) et une vitesse d'avance de 15.5 nœuds ($\approx 8m/s$). On limite l'analyse à un couple de conditions environnementales : $TWA = 30^\circ$ et $TWS = 10m/s$. Dans cet exemple, le vecteur des inconnues est :

$$\zeta = [\omega_m, \dot{y}, \delta_r, \varphi, \theta, z] \quad (3.1)$$

Le point de réduction des moments est \mathcal{G} , et le repère d'expression est \mathcal{R}_0 pour les forces et \mathcal{R}_b pour les moments.

On commence par limiter l'ensemble des inconnues à une région rectangulaire, c'est-à-dire qu'on fixe des bornes pour chaque inconnue. On choisit ces bornes pour chaque en fonction des limites physiques acceptables :

$$\begin{aligned} \omega_m &\in [0, 20]rad/s \approx [0, 191]RPM \\ \dot{y} &\in [-1, 1]m/s \\ \delta_r &\in [-1.2, 1.2]rad \approx [-68.8, 68.8]^\circ \\ \varphi &\in [-30, 30]^\circ \\ \theta &\in [-5, 5]^\circ \\ z &\in [-5, 5]m \end{aligned} \quad (3.2)$$

Méthodologie d'analyse

Afin d'analyser les spécificités du problème, on compare les variations des composantes de la fonction $\mathcal{F}(\zeta)$ en fonction des inconnues de ζ . Pour faciliter la comparaison graphique avec des bornes différentes selon les inconnues, on normalise les inconnues du vecteur ζ en fonction de leurs bornes. On dénote par une apostrophe les inconnues normalisées, par exemple $z' = z/(z_{max} - z_{min})$ (c'est-à-dire $z' = z/10$ ici). Cela revient à faire de la région rectangulaire définie plus haut une région carrée de dimensions homogènes le temps de cette analyse. L'analyse faite est donc sensible au choix des bornes définies plus haut.

Dans un espace à 6 dimensions, la représentation graphique est difficile. On effectue donc cette analyse autour d'un point de départ ζ_0 en ne faisant varier qu'une inconnue à la fois avec les autres inconnues fixées selon ζ_0 . On prend ici toutes les inconnues nulles dans ζ_0 . Comme l'analyse est effectuée dans le cadre de la stratégie (A) (vitesse fixée), l'état ζ_0 correspond au navire avançant à sa vitesse de service, sans dérive, sans rotation de l'hélice, avec un safran droit et à l'équilibre hydrostatique initial.

Propulsion

On s'attend naturellement à ce que l'équilibre selon l'axe longitudinal du navire – appelé ici axe de propulsion – soit régi par la résistance à l'avancement d'une part et par la force de propulsion d'autre part. Cette dernière est constituée de la propulsion mécanique au moteur et de la propulsion éolienne. Parmi les inconnues du problème, on s'attend donc à ce que l'inconnue qui influence le plus cet équilibre soit la commande de propulsion mécanique (ω_m dans notre exemple).

Cette intuition se vérifie en traçant la somme des forces $\sum F_x$ en fonction des inconnues du problème normalisées par leurs bornes (Fig. 13). On voit que dans la région choisie l'inconnue ω_m est la principale responsable de l'équilibre sur F_x .

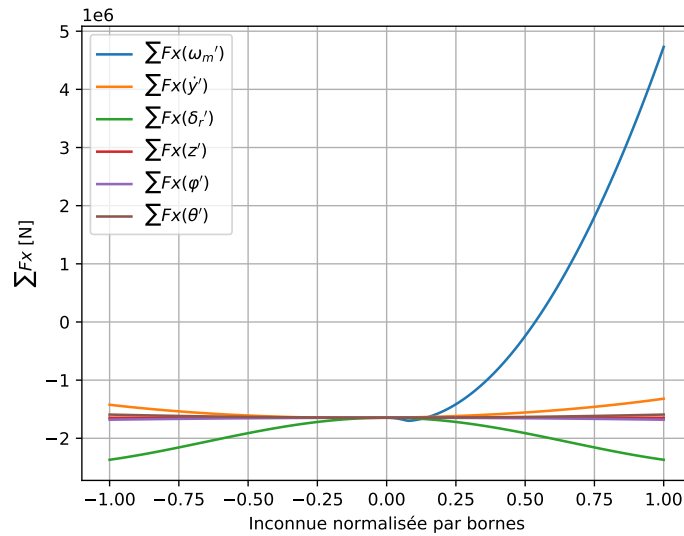


Fig. 13 – Influence des DdL sur l'équilibre en propulsion

Le tracé de l'ensemble des forces sur F_x en fonction de ω_m (Fig. 14) confirme de plus que l'équilibre se joue entre les forces de résistance à l'avancement et de propulsion mécanique (hélice) lorsque qu'on ne fait varier que ω_m .

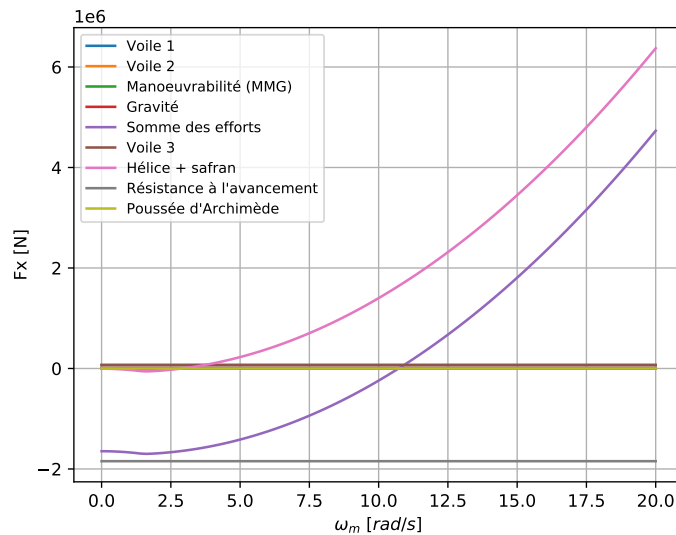


Fig. 14 – Efforts responsables de l'équilibre en propulsion

Dérive

On peut appliquer la même démarche pour la dérive. On s'attend cette fois à ce que l'équilibre se fasse entre les forces latérales générées par les voiles d'une part et la résistance à la dérive (modélisée ici par un modèle de manoeuvrabilité) d'autre part. On s'attend de plus à ce que parmi les inconnues, la vitesse de dérive \dot{y} joue un rôle prépondérant.

Le tracé de la somme des forces selon l'axe transversal F_y (Fig. 15) confirme que l'équilibre selon cet axe est lié à la vitesse de dérive \dot{y} . Une dépendance à l'angle de safran δ_r apparaît aussi, mais elle

n'est pas surprenante : même si elle est principalement destinée à générer un moment de contrôle en lacet, la portance sur le safran se traduit avant tout par une force latérale.

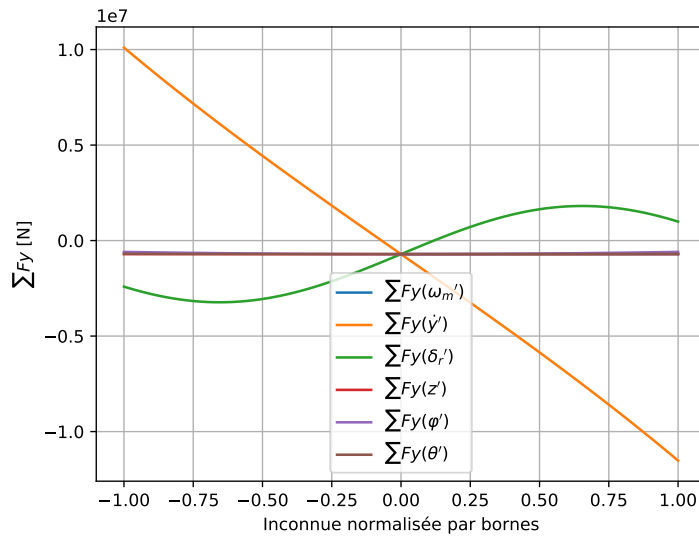


Fig. 15 – Influence des DdL sur l'équilibre en dérive

La Fig. 16 montre les différents efforts influant sur l'équilibre latéral lorsqu'on fait varier la vitesse de dérive \dot{y} . Elle confirme que la résistance à la dérive joue un rôle primordial. L'influence du safran est aussi présente : elle n'est pas causée ici par l'angle de safran δ_r mais par une modification de l'écoulement incident induit par la vitesse en dérive. L'effet des voiles, à l'origine du mouvement de dérive, semble faible car elle est divisée entre les 3 voiles. Elle est pourtant du même ordre de grandeur que leur poussée propulsive.

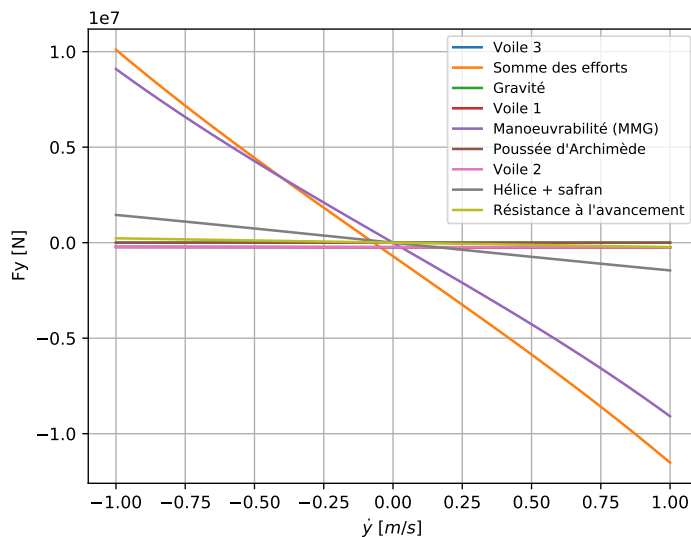


Fig. 16 – Efforts responsables de l'équilibre en dérive

Garde-cap

La Fig. 17 montre que l'équilibre en lacet est fortement influencé par la vitesse de dérive \dot{y} . En effet, la position du point de poussée des efforts de résistance à la dérive peut générer un fort moment en lacet (moment de Munk). L'organe de contrôle qu'est le safran a une influence comparable,

et la Fig. 18 montre qu'il est suffisant à générer un moment en lacet à même de contrebalancer les efforts latéraux issus des voiles (la somme des moments et le moment du safran γ sont confondus).

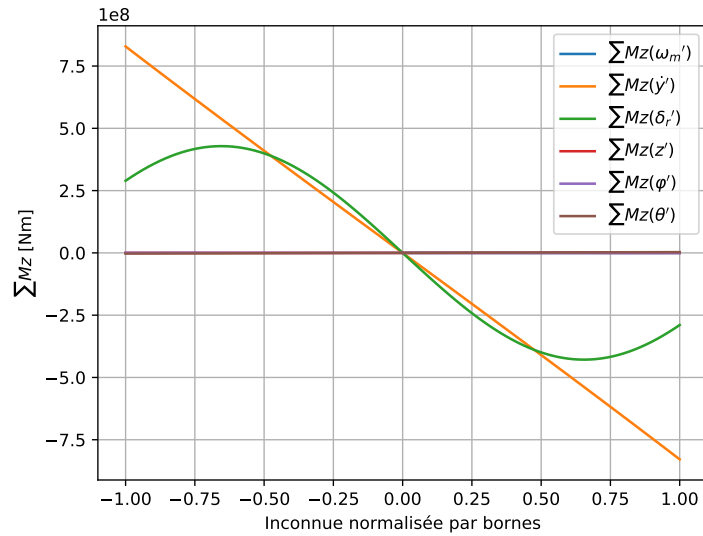


Fig. 17 – Influence des DdL sur l'équilibre en lacet

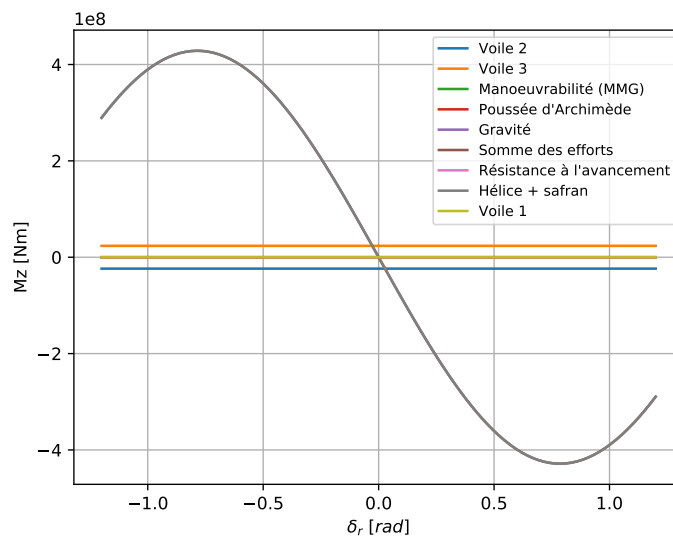


Fig. 18 – Efforts responsables de l'équilibre en lacet

Les problèmes de dérive et de garde-cap (équilibre en lacet) sont donc assez fortement couplés, et les deux inconnues qui y sont liées sont la vitesse de dérive \dot{y} et l'angle de safran δ_r . Comme la fonction première du safran est de contrôler le cap, on associera plutôt l'angle de safran à l'équilibre en lacet et la vitesse de dérive – causée par la force latérale sur les voiles – à l'équilibre latéral.

Hydrostatique

La Fig. 19a montre que l'équilibre ΣM_x est principalement influencé par l'angle de gîte φ . De même, la Fig. 19c montre que l'équilibre ΣM_y est principalement influencé par l'angle d'assiette θ . En revanche la Fig. 19e montre qu'en plus de l'enfoncement z , les angles φ et θ peuvent fortement influencer l'équilibre ΣF_z . Ces trois composantes sont donc fortement couplées.

Sur les Fig. 19b et 19d, la somme des moments est confondue avec le moment causé par la

poussée d'Archimède, tandis que sur la Fig. 19f, l'équilibre se joue entre la gravité et la poussée d'Archimède. Ces deux efforts sont les seuls intervenant dans les équilibres $\sum F_z$, $\sum M_x$ et $\sum M_y$.

Conclusions

Dans le plan horizontal, on a trois inconnues à trouver, correspondant à trois équilibres couplés :

- Équilibre force propulsive/résistance à l'avancement
- Équilibre force latérale/résistance à la dérive
- Maintien du cap

Hors du plan horizontal (gîte, assiette et enfoncement), l'existence de l'état d'équilibre est assuré par la force de rappel hydrostatique.

Les observations précédentes permettent d'établir une association entre les équilibres selon les 6 composantes de la fonction \mathcal{F} et les 6 inconnues du vecteur ζ (Tableau 7).

Le cas de la stratégie (B), pour lequel la vitesse d'avance est inconnue, n'a pas été développé dans cette analyse par souci de concision. Dans ce cas, c'est la vitesse du navire \dot{x} qui régit l'équilibre en propulsion $\sum F_x$.

Somme des forces/moments	Inconnue	Problème	
F_x	\dot{x} (VPP) ou ω_m (PPP)	Propulsion	Horizontal
F_y	\dot{y}	Dérive	
M_z	δ_r	Garde-cap	
F_z	z	Enfoncement	Hydrostatique
M_x	φ	Gîte	
M_y	θ	Assiette	

Tableau 7 – Association entre inconnues et équations

Cette association entre inconnues et équations du problème est également faite par Reche-Vilanova *et al.* [14].

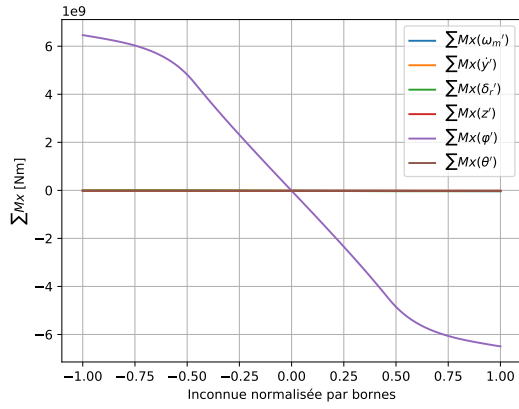
3.3.1.4 Réduction du nombre d'équations

On peut réduire la dimension du problème en choisissant de ne pas résoudre certaines inconnues. On réduira en conséquence le nombre d'équations en ignorant les équilibres des forces sur certains axes, selon les associations du Tableau 7, ce qui revient à réduire le nombre de degrés de liberté considérés. C'est notamment utile si certains paramètres de conception du navire sont inconnus, ce qui empêche la modélisation de certains efforts. Les 3 cas envisagés sont détaillés ici.

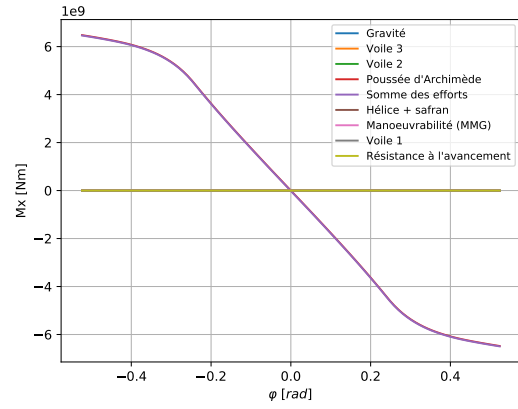
Absence de modèle de propulsion mécanique

Si on ne modélise pas de propulsion mécanique (hélice), on peut tout de même faire l'approximation sous forme d'un effort positif dans la direction longitudinale du navire. Dans le cadre de la stratégie (A), on n'a alors plus la vitesse de rotation de l'hélice ω_m comme inconnue. On ignore donc l'équilibre sur l'équation de propulsion F_x (Tableau 7). On peut tout de même tirer une information intéressante du résidu sur l'équation en F_x , qui est égal à l'opposé de la force propulsive additionnelle nécessaire à garantir la vitesse d'avance fixée.

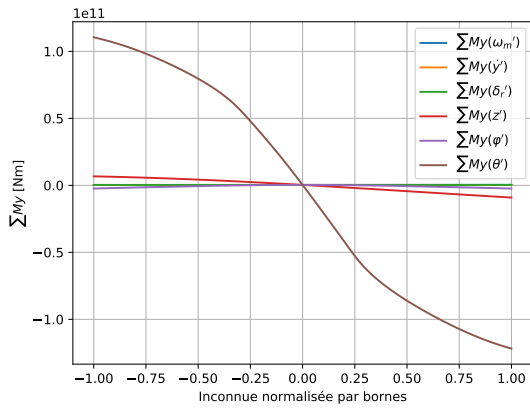
Dans le cadre de la stratégie (B), on impose cet effort qui est alors indépendant des conditions environnementales, de la même façon qu'on imposerait ω_m . Comme ω_m n'était pas une inconnue dans ce cas, cela ne nécessite pas de réduire le nombre d'équations en ignorant l'équilibre sur une des composantes de (2.28).



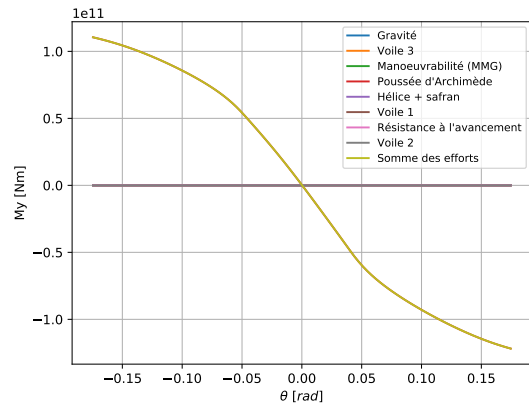
(a) Influence des DdL sur l'équilibre sur M_x



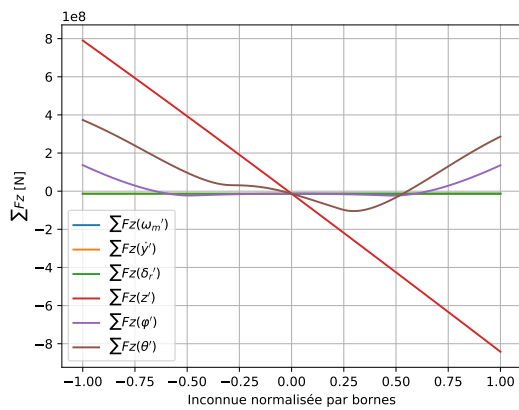
(b) Efforts responsables de l'équilibre sur M_x



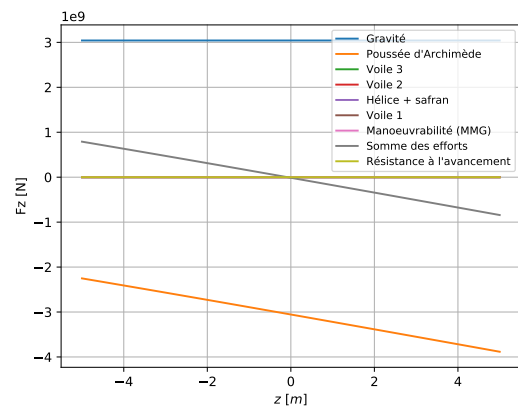
(c) Efforts responsables de l'équilibre sur M_y



(d) Efforts responsables de l'équilibre sur M_y



(e) Efforts responsables de l'équilibre sur F_z



(f) Efforts responsables de l'équilibre sur F_z

Fig. 19 – Caractérisation du problème hydrostatique

Absence de modèle de safran

En l'absence de modélisation de l'effort de contrôle en cap (généralement un safran), on peut ignorer l'équilibre de l'équation sur M_z associée au cap (Tableau 7). De façon analogue à l'absence de modèle de propulsion mécanique dans le cadre de la stratégie (A), on peut déduire du résidu sur M_z le moment de contrôle nécessaire à maintenir le cap.

Géométrie du navire inconnue

En l'absence d'information sur la géométrie exacte du navire, il est difficile de modéliser l'effort hydrostatique. On peut alors choisir d'ignorer la résolution du problème hydrostatique, c'est-à-dire de fixer l'enfoncement z , le gîte φ et l'assiette θ , et d'ignorer l'équilibre sur les 3 équations associées (F_z , M_x et M_y).

Cette approche est souvent raisonnable pour les navires de taille importante dont la propulsion éolienne représente une part limitée de la propulsion totale. En effet, leur réserve de stabilité importante fait que leur attitude est généralement peu affectée par les efforts sur des systèmes de propulsion éoliens. Négliger le problème hydrostatique permet par ailleurs de s'affranchir de calculs parfois coûteux relativement aux autres modèles d'efforts (intégration sur la surface mouillée). Cela peut donc être pertinent même si la géométrie est connue.

3.3.2 Recherche d'équilibre

3.3.2.1 Méthodes conventionnelles

xdyn ne prévoit pas d'algorithme pour résoudre les problèmes stationnaires. On l'utilise donc uniquement pour calculer les efforts en fonction des inconnues, c'est-à-dire pour évaluer la fonction $\mathcal{F}(\zeta)$.

De nombreuses méthodes existent dans la littérature pour résoudre les problèmes de recherche de zéro sur des fonctions vectorielles non-linéaires : Broyden [72], Levenberg–Marquardt [73, 74], Newton-Krylov (méthode de Newton avec calcul du jacobien par la méthode de Krylov), DF-SANE (Derivative-Free Spectral Algorithm for Non-linear Equations) [75], Anderson [76], Powell hybride (modifié) [77]... Cependant, aucune des méthodes citées ici n'a permis d'obtenir de façon robuste la solution au problème sur une plage de conditions environnementales suffisamment large.

Les raisons de cet échec des algorithmes existants classiques n'a pas été clairement identifiée. Pour les algorithmes basés sur des méthodes d'optimisation (recherche de minimum), une hypothèse est l'existence possible de minima locaux. Dans tous les cas, ces algorithmes sont très sensibles au choix du point initial ζ_0 , mais ils montrent une bonne robustesse avec un ζ_0 adéquat.

On cherche donc à approximer la solution par une méthode "grossière" tirant profit des spécificités physiques du problème, avant de confier le raffinement de cette approximation à un des algorithmes cités plus haut.

3.3.2.2 Algorithme de recherche d'équilibre dédié

Principe

Une méthode plutôt "naïve" a montré son efficacité dans la résolution du problème d'équilibre. Elle consiste en une résolution du problème découplé, sur une seule composante de \mathcal{F} à la fois. On utilise pour cela les associations établies plus haut entre les composantes de \mathcal{F} et les inconnues du problème ζ (\mathcal{F}_i associé à ζ_i).

Comme on a pu voir dans la caractérisation physique du problème, les problèmes d'équilibre réduits à une seule dimension sont bien posés. Ils sont donc aisés à résoudre avec les méthodes classiques telles que la dichotomie, Newton-Raphson avec évaluation de la dérivée par différences finies (méthode de la sécante), Brent [78], Ridders [79], TOMS748 [80]...

On résout successivement chacune des composantes découplées du problème, ce qui permet d’approcher de la solution par rapport au point de départ ζ_0 . Une procédure similaire est appliquée par Reche-Vilanova *et al.* [14]. On pourrait répéter cette séquence jusqu’à convergence vers une solution (selon un critère de tolérance). Cependant, la convergence n’est pas démontrée. La solution approchée pourrait par exemple osciller entre plusieurs points, c’est-à-dire autour d’un minimum local de la fonction $|\mathcal{F}|$ qui ne correspond pas à une racine. De plus, la vitesse de convergence de cette méthode n’est probablement pas optimale.

Une fois avoir approché la solution, on tente plutôt de résoudre le problème couplé avec une méthode connue parmi celles citées plus haut, en utilisant la solution approchée comme point de départ. En effet, avec un point de départ adapté, ces méthodes sont nettement plus rapides, et permettent d’atteindre de façon robuste une solution au problème couplé. Si la résolution couplée échoue, on répète la séquence de résolutions découplées pour s’approcher encore de la solution couplée et fournir à l’algorithme couplé un meilleur point de départ.

La méthode est résumée dans l’organigramme Fig. 20. On appelle cette démarche “boucle interne”.

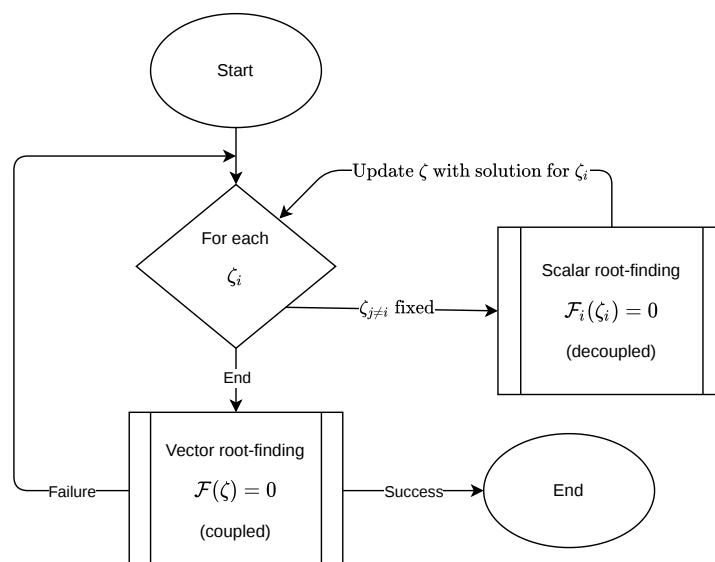


Fig. 20 – Boucle interne

Utilisation des couplages

On peut améliorer la robustesse de la méthode en utilisant les couplages mis en évidence par la caractérisation du problème physique. En effet, on a vu que – dans le cadre de la stratégie (A) (VPP) – d’une part les problèmes en dérive et en lacet (garde-cap) sont couplés, et d’autre part les problèmes dits “hydrostatiques” sont également couplés. Dans le cadre de la stratégie (B), on peut montrer que le problème en vitesse d’avance (équilibre en propulsion) est également couplé aux problèmes de dérive et de garde-cap. Cela est lié à l’influence des voiles, qui dépend de l’angle et de la vitesse de vent relatifs (AWA et AWS), qui dépendent eux-mêmes de la vitesse d’avance. Il existe aussi un couplage global entre les composantes “horizontales” (propulsion, dérive et lacet) et hydrostatiques, mais il est moins fort qu’à l’intérieur de chacun de ces deux groupes.

On décompose alors le problème en deux composantes : une dite “horizontale” (3.3) avec les problèmes de propulsion (ou vitesse d’avance), dérive et garde-cap, et une autre avec les trois problèmes “hydrostatiques” (3.4) (enfoucement, gîte et assiette).

$$F_{hor}(\zeta_{hor}) = 0 \quad (3.3)$$

$$F_{HS}(\zeta_{HS}) = 0 \quad (3.4)$$

Où :

$$F_{hor} \stackrel{\text{def}}{=} \begin{cases} \sum F_x \\ \sum F_y \\ \sum M_z \end{cases} \quad \text{et} \quad \zeta_{hor} \stackrel{\text{def}}{=} \begin{cases} \omega_m \text{ OU } \dot{x} \\ \dot{y} \\ \delta_r \end{cases} \quad (3.5)$$

$$F_{HS} \stackrel{\text{def}}{=} \begin{cases} \sum M_x \\ \sum M_y \\ \sum F_z \end{cases} \quad \text{et} \quad \zeta_{HS} \stackrel{\text{def}}{=} \begin{cases} \varphi \\ \theta \\ z \end{cases} \quad (3.6)$$

La boucle interne décrite à la section précédente (Fig. 20) est appliquée successivement à chacun des deux problèmes, d'abord le problème horizontal puis le problème hydrostatique. Chacune des deux applications de la boucle interne ne s'effectue que sur les 3 composantes respectives des problèmes (3.3) et (3.4). Le problème hydrostatique utilise la solution approchée du problème horizontal comme point de départ. La nouvelle solution approchée, issue des deux résolutions découplées des deux problèmes, est utilisée comme point de départ d'une résolution globalement couplée (le problème initial $\mathcal{F}(\zeta) = 0$). Comme pour la boucle interne, si cette résolution globalement couplée échoue, on essaie de s'approcher encore de la solution en répétant les résolutions découplées des problèmes horizontal et hydrostatique pour fournir un meilleur point de départ à l'algorithme chargé de la résolution du problème global couplé.

Cette procédure, nommée "boucle externe", est décrite sur l'organigramme (21).

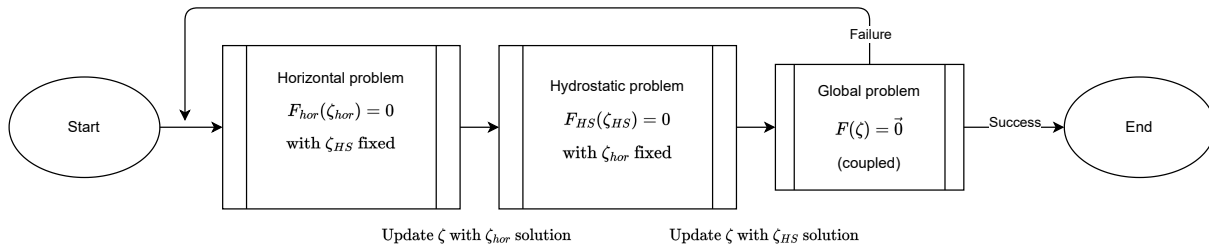


Fig. 21 – Boucle externe

La convergence de cet algorithme "par découplage" est difficile à prouver mathématiquement. En effet, les propriétés mathématiques des modèles d'efforts sont inconnues a priori, or la convergence de l'algorithme en est fortement dépendante.

Cependant, cet algorithme a réussi là où les algorithmes présents dans la littérature ont échoué. Il a de plus montré une certaine robustesse aux différentes options de modélisation présentées dans le chapitre précédent.

Équilibre hydrostatatique initial

Dans le cas où le point de départ ζ_0 ne correspond pas à l'équilibre hydrostatatique du navire au repos (sans vent), il peut être utile de commencer par effectuer un calcul de cet équilibre. Ce calcul, dont on nommera le résultat ζ_{HSi} "équilibre statique initial", a plusieurs intérêts.

D'une part, il améliore la robustesse de l'algorithme car la première résolution du problème horizontal se fera à partir d'un équilibre physique existant. Dans le cas contraire, ce premier calcul pourrait

se faire sur une attitude navire très éloignée des possibilités physiques, produisant une approximation plus grossière de la solution avant la résolution couplée. Cette dernière sera donc plus susceptible d'échouer, nécessitant un nouveau tour de la boucle externe.

D'autre part, il est courant de présenter les résultats en gîte, assiette et enfoncement comme une déviation de l'équilibre hydrostatique au repos, c'est-à-dire $\zeta - \zeta_{HSi}$. Le calcul de ces valeurs relatives nécessite donc de connaître l'équilibre hydrostatique initial. Dans le cas contraire (ou si le calcul de ζ_{HSi} échoue), on présente comme résultat l'équilibre absolu ζ .

3.3.3 Exemple de résultats

La Fig. 22 présente les résultats stationnaires obtenus pour le KVLCC2 présenté plus haut lors de la caractérisation du problème, mais avec une plage de conditions environnementales plus large.

On peut y observer des évolutions identiques pour certains degrés de liberté. Les angles de gîte et de dérive suivent les mêmes tendances, avec un maximum aux alentours de $AWA = 25^\circ$. Ces deux résultats sont régis par la force latérale sur les voiles (force de dérive) à l'équilibre.

La vitesse de rotation de l'hélice, la partie de propulsion assurée par les voiles qui en résulte ainsi que l'angle d'assiette suivent aussi les mêmes évolutions. Ils sont régis par la force de propulsion des voiles à l'équilibre.

Enfin, l'évolution de l'angle de safran semble proche de celles des angles de gîte et de dérive, mais présente un maximum différent vers $AWA = 30^\circ$. Il est régi par le moment en lacet généré par les voiles à l'équilibre, qui dépend fortement de la position des voiles par rapport aux efforts qui résistent à ce moment (safran et carène). Ici, les trois voiles sont réparties de façon équilibrée sur la longueur du navire. Il en résulte des angles de safran relativement faibles.

3.4 Calculs instationnaires

Deux premiers types d'applications nécessitant des calculs instationnaires ont été identifiés :

- Étudier la réponse du navire à des conditions environnementales non stationnaires – telles que des vagues ou des rafales de vent
- Vérifier le comportement du navire en manœuvres

Dans le premier cas, il s'agit d'un problème de tenue à la mer. Dans le second, c'est une étude de manœuvrabilité. Ces deux problèmes peuvent être influencés par la présence d'un système de propulsion éolienne.

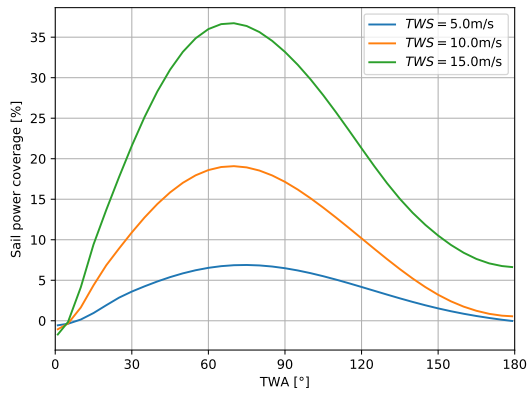
On résout alors l'équation complète (2.21). On fait précéder chaque calcul instationnaire d'un calcul stationnaire pour partir d'une position d'équilibre et ainsi limiter la période transitoire.

3.4.1 Intégration temporelle

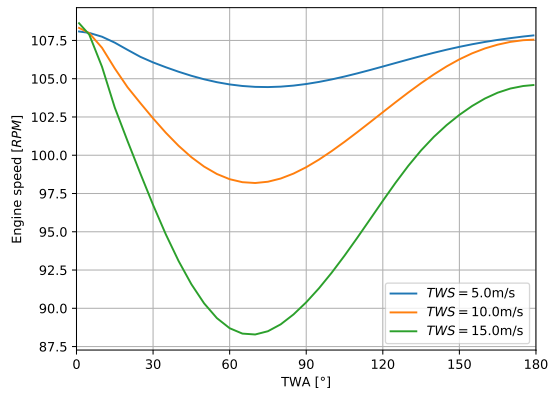
Le problème dynamique répond au PFD (2.21) peut d'écrire sous la forme d'une Équation Différentielle Ordinaire (EDO) du 1^{er} ordre en temps sur $[\mathbf{V}_u, \mathbf{X}_u]$:

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \mathbf{V}_u \\ \mathbf{X}_u \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} M_t^{-1} [\sum \mathcal{T}_{O_b}(\mathbf{V}_u, \mathbf{X}_u) - C(\mathbf{V}_u)\mathbf{V}_u] \\ G(\mathbf{V}_u, \mathbf{X}_u) \end{bmatrix} \quad (3.7)$$

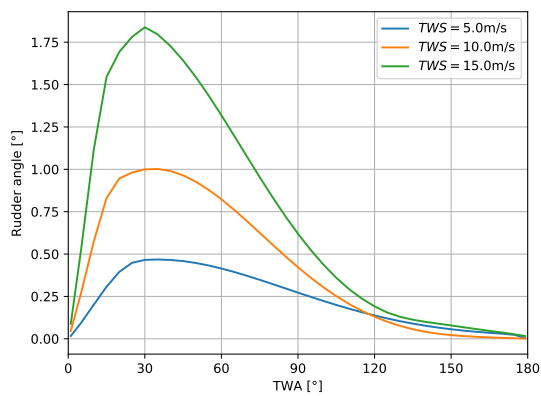
Comme mentionné dans la Sec. 2.6.7.5 sur la masse ajoutée, cette dernière est placée à gauche de l'équation du PFD (2.21) pour des raisons de stabilité numérique. On utilise donc dans l'équation (3.7) la matrice d'inertie totale $M_t = M + A$, et le terme d'effort de radiation dans la somme des efforts réfère uniquement à la partie \mathcal{T}_{rad}^* (2.191).



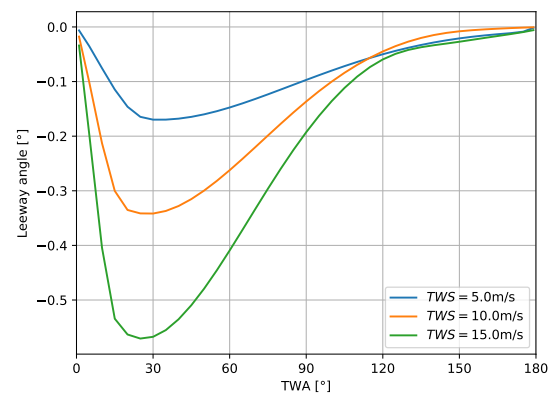
(a) Part de la propulsion assurée par le système éolien



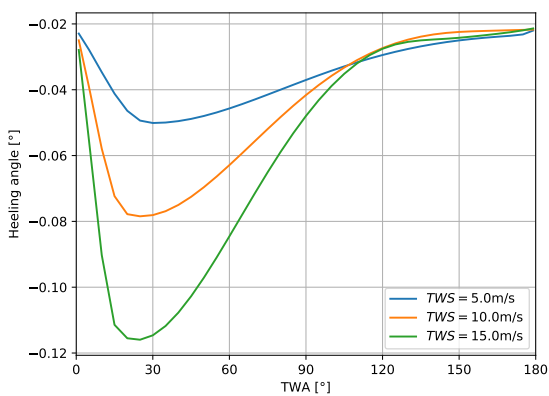
(b) Régime moteur ω_m nécessaire au maintien de la vitesse



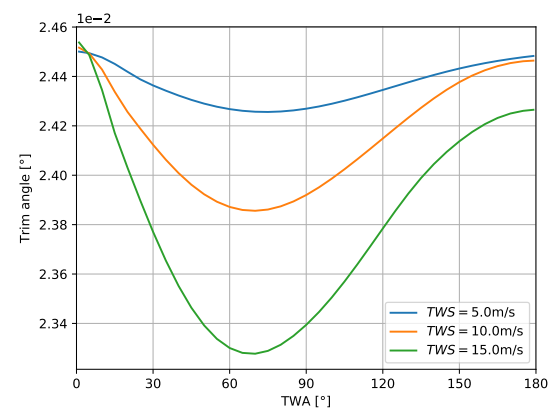
(c) Angle de safran δ_r nécessaire au maintien du cap



(d) Angle de dérive β



(e) Angle de gîte φ



(f) Angle d'assiette

Fig. 22 – État stationnaire pour plusieurs angles et vitesses de vent (vrai)

La fonction G est purement géométrique : elle relie la dérivée $\dot{\mathbf{X}}$ à \mathbf{U} à l'aide d'une matrice de passage T_0^b dépendante de Φ (éq. (2.9)), ainsi que la dérivée $\dot{\Phi}$ à Ω par une composition de matrices de rotation dépendantes aussi de Φ (éq. (2.12)) :

$$G(\mathbf{V}_u, \mathbf{X}_u) = \dot{\mathbf{X}}_u = \begin{vmatrix} \dot{\mathbf{X}} \\ \dot{\Phi} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} T_0^b(\Phi)\mathbf{U} \\ T_\Omega^{-1}(\Phi)\Omega \end{vmatrix} \quad (3.8)$$

Il s'agit d'un problème de Cauchy de la forme :

$$y'(t) = f(t, y(t)) \quad (3.9)$$

où l'apostrophe dénote la dérivée temporelle. Pour la résoudre, on discrétise le temps :

$$y'_n = f(t_n, y_n) \quad (3.10)$$

Et on utilise un schéma d'intégration temporel, qui permet d'écrire :

$$y_{n+1} = F(t_n, y_n, f, \Delta t) \quad (3.11)$$

La forme de F dépend du schéma d'intégration temporel, qui est choisi sur des critères d'erreur et de stabilité. Un schéma de Runge-Kutta [81, 82] d'ordre 4 est généralement adapté, mais les schémas d'Euler [83] et de Cash-Karp [84] sont aussi disponibles dans `xdyn`.

3.4.2 Tenue à la mer

3.4.2.1 Généralités

On peut effectuer deux types de tests en dynamique, qui correspondent à deux types de modélisation pour les conditions de houle (voir Sec. 2.5.2) :

- Réponse à une houle monochromatique (régulière)
- Réponse à une houle spectrale (irrégulière)

Dans le cas d'une excitation monochromatique, on simule la réponse du système à une fréquence de houle ou de vent fixée. Un tel calcul n'est pas représentatif des conditions environnementales réelles, et il faut l'effectuer pour des gammes de fréquences et d'amplitudes suffisantes pour obtenir une réponse complète.

L'utilisation d'un modèle spectral, qui combine des fréquences variées à des amplitudes variées, permet de s'approcher de conditions environnementales plus réalistes. On s'attache alors à observer les réponses moyenne et extrême. Il s'agit en revanche d'une approche stochastique, car les phases des composantes spectrales sont aléatoires et deux calculs successifs peuvent donner des résultats différents. On peut minimiser cet effet en allongeant la période de calcul, qui doit être statistiquement représentative (on peut relier la périodicité du signal généré à partir d'un spectre au pas de discrétisation du spectre).

3.4.2.2 Vitesse d'oscillation

Le modèle d'amortissement en radiation (voir Sec. 2.6.7.6) est valide pour un corps en mouvement autour d'une vitesse d'avance fixe [62]. Il serait donc erroné d'utiliser directement la vitesse \mathbf{X}_u dans l'équation de l'effort de radiation (2.196). De plus, le calcul de la matrice L_s (2.194) nécessite la connaissance des vitesses moyennes \bar{U} et \bar{V} .

Pour calculer la vitesse moyenne $\bar{\mathbf{V}}_u$ et en déduire la vitesse d'oscillation $\mathbf{V}_u - \bar{\mathbf{V}}_u$, on utilise une moyenne glissante sur une période de l'historique des états. Cette période doit être au moins aussi longue que la composante d'excitation de plus longue période. Un choix cohérent est de prendre τ_{max} pour cette période, puisque l'effet de radiation causé par des vitesses plus anciennes que $t - \tau_{max}$ est forcément nul.

Comme tous les filtres causaux, la moyenne glissante introduit un déphasage entre la composante basse fréquence $\bar{\mathbf{V}}_u$ et la vitesse d'oscillation $\mathbf{V}_u - \bar{\mathbf{V}}_u$. Cependant, si on ignore la réponse transitoire et qu'on attend un régime permanent, la valeur de $\bar{\mathbf{V}}_u$ ne varie plus et son déphasage par rapport à $\mathbf{V}_u - \bar{\mathbf{V}}_u$ n'a plus d'importance.

3.4.2.3 Problème du cap

La question du cap est cruciale au traitement des problèmes de tenue à la mer. Le but est d'étudier le comportement du navire autour de sa position d'équilibre stationnaire. La méthode présentée ici traite chaque problème stationnaire et instationnaire à TWA (et TWS) fixé, mais comme la direction du vent est fixée dans la description de l'environnement, cette valeur dépend du cap du navire.

Lors des calculs stationnaires, le cap est fixé $\psi = 0$ ce qui suffit à garantir la valeur de TWA. Mais lors des calculs de tenue à la mer, le navire est susceptible d'effectuer des oscillations ψ' autour d'un cap moyen ψ_0 tel que $\psi = \psi_0 + \psi'$. Comme on résout ψ dans l'intégration numérique (3.7), on ne peut pas facilement fixer ψ_0 car on ne connaît pas ψ' a priori. Lors d'une simulation, on n'a donc pas de garantie que le cap moyen sera conservé et que la valeur de TWA sera conservée en moyenne.

Dans la réalité, le cap est maintenu par un contrôleur de cap. La dynamique globale du navire est donc influencée par ce contrôleur qui agit sur l'angle de safran. Pour connaître la réponse du navire à la houle, il faudrait donc intégrer le contrôleur à la simulation. Cependant, le contrôle de cap des navires est un problème complexe, hors du champ de ce travail de thèse.

Pour l'exemple du KVLCC2, on propose d'utiliser un contrôleur de cap déjà implémenté dans xdyn, qui impose directement un moment en lacet en fonction de l'erreur de cap [18] :

$$M_z = K_\psi(\psi_0 - \psi) - K_r r \quad (3.12)$$

Ce contrôleur de cap est paramétré par les variables τ_p (temps de réponse) et ξ (amortissement) telles que :

$$\begin{aligned} K_\psi &= \sigma_{zz} \left(\frac{2\pi}{\tau_p} \right)^2 \\ K_r &= 2\xi \sigma_{zz} \frac{2\pi}{\tau_p} \end{aligned} \quad (3.13)$$

Où σ_{zz} est l'inertie totale autour de l'axe z , $\sigma_{zz} = M_{6,6} + A_{6,6}$. Le réglage proposé ici pour le contrôleur est $\tau_p = 0.04s$ et $\xi = 50$, calibré par essai-erreur pour le cas de houle régulière présenté plus bas.

Ce type de contrôleur n'est cependant pas parfaitement représentatif d'un safran. Un safran ne génère pas un pur moment en lacet mais une force latérale sur l'arrière du navire. Cette force peut être alignée ou opposée à la force latérale des voiles selon le sens du moment de lacet à appliquer pour garder le cap. Selon l'équilibrage longitudinal des efforts, un safran avec de l'angle peut alors augmenter ou diminuer la dérive du navire. Enfin, l'angle du safran est aussi responsable d'une augmentation de la résistance à l'avancement du navire (traînée). Ces effets ne peuvent pas être représentés par un contrôleur qui applique un pur moment en lacet, il est nécessaire d'avoir un modèle de safran complet (Sec. 2.6.5) dont l'angle est contrôlé.

3.4.2.4 Exemples de résultats

Houle régulière

La réponse du KVLCC2 aux 10 premières périodes d'une houle régulière de hauteur $H = 4\text{m}$, de période $T = 15\text{s}$ et de direction $\gamma = 210^\circ$ (houle de face à 30° du cap) est présentée Fig. 23, pour les deux angles de vent notable identifiés plus haut ($\text{TWA} = 30^\circ$ et $\text{TWA} = 70^\circ$). Le cas d'absence de vent est aussi représenté pour comparaison. Le régime moteur et l'angle de safran sont fixés aux valeurs de l'équilibre stationnaire.

Sur presque toutes les variables, on observe une oscillation à la fréquence de rencontre ω_e (2.192). On peut voir (Fig. 23a) une forte diminution de la vitesse d'avance u s'accompagnant d'une forte augmentation de la vitesse de dérive v (Fig. 23b). On voit nettement apparaître sur u une composante quadratique de la vitesse qui introduit un premier harmonique à $2\omega_e$. Le cap moyen est globalement bien maintenu grâce au contrôleur. La forte amplitude d'oscillation sur l'enfoncement z ($> H$) peut suggérer la proximité d'une fréquence de résonance.

Le roulis est la seule variable à faire apparaître une fréquence plus grande (Fig. 23d), avec une amplitude qui continue de croître au cours de la simulation. Comme mentionné plus haut, la réponse en roulis est mal représentée par un modèle issu de la théorie potentielle car une part significative de l'amortissement en roulis est dû à des phénomènes visqueux. La fréquence qui apparaît ici est sûrement la fréquence propre en roulis du navire, et il faudrait ajouter un modèle d'amortissement visqueux en roulis.

Globalement, l'influence des voiles est ici très faible. Elles augmentent sensiblement la vitesse de dérive v , mais l'accroissement est présent même sans vent. Il est à noter ici que même sans vent, le navire est équipé de voiles. L'éventuel amortissement ajouté par les voiles est donc présent sur les trois jeux de résultats.

Houle irrégulière

La réponse du KVLCC2 à une houle irrégulière est présentée Fig. 24. Un spectre de JONSWAP [18] est utilisé, avec $H_s = 4\text{m}$, $T_p = 15\text{s}$ ainsi qu'un étalement directionnel de paramètre $s = 2$ autour de la direction $\gamma = 210^\circ$.

Contrairement à la houle régulière, le contrôleur de cap échoue à maintenir un cap moyen $\psi_0 = 0$ (Fig. 24f). Il reste cependant relativement faible, l'erreur sur TWA est donc faible.

La plupart des variables font apparaître une composition de fréquences, caractéristique d'une houle irrégulière. L'angle de roulis est moins important qu'avec la houle régulière (Fig. 24d), mais fait à nouveau apparaître une fréquence plus faible que les autres DdL. Bien que la vitesse d'avance u ne diminue pas autant qu'en houle régulière (Fig. 24a), la vitesse de dérive semble diverger (Fig. 24b). Ce comportement est présent même sans vent.

3.4.3 Manœuvrabilité

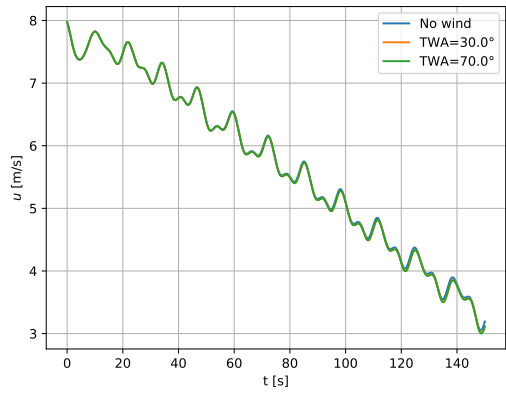
3.4.3.1 Essais réglementaires

L'OMI fixe pour la manœuvrabilité certaines règles [85]. Il s'agit de critères à respecter sur des manœuvres spécifiques, telles que notamment :

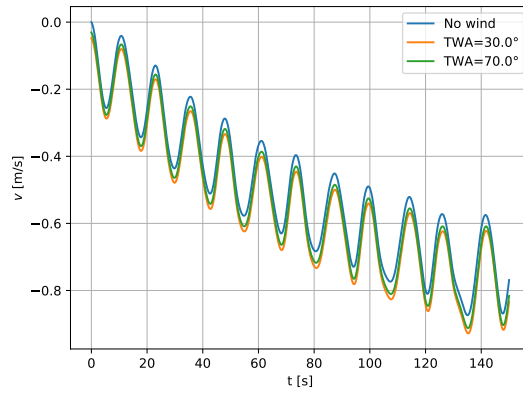
- L'arrêt machine arrière toute
- Le zig-zag
- La giration

Les critères exacts dépendent de la taille et du type de navire.

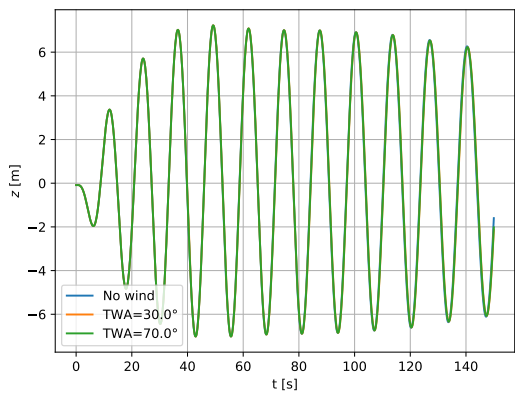
Jusqu'ici, les navires équipés de systèmes de propulsion éolienne ne bénéficient pas de règles différentes. Ils doivent *a priori* les respecter en toutes circonstances, même sous voile.



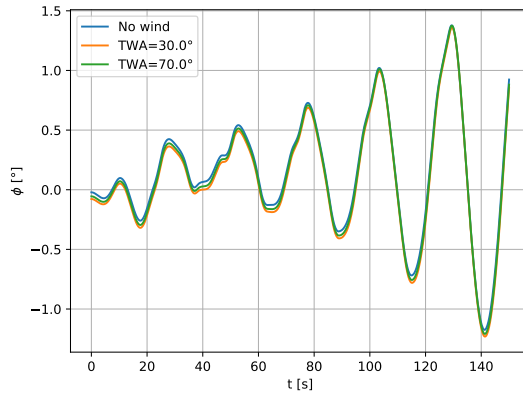
(a) Vitesse u



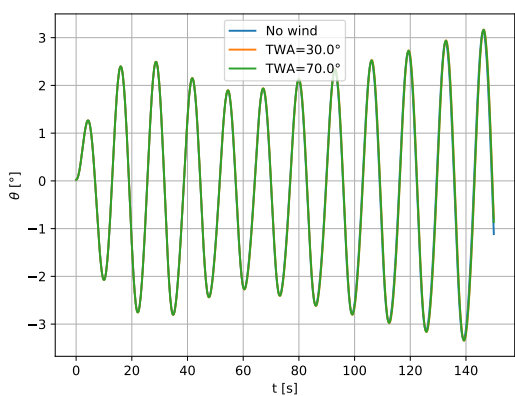
(b) Vitesse v



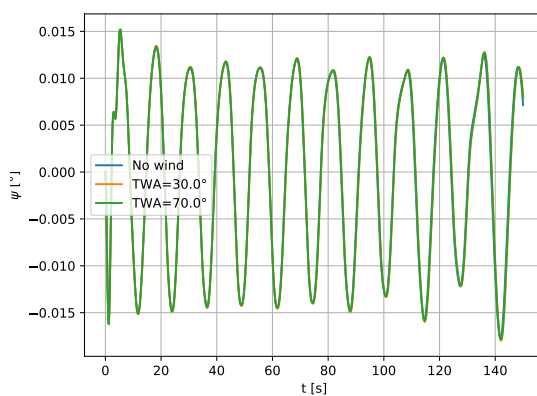
(c) Enfoncement z



(d) Angle de roulis φ

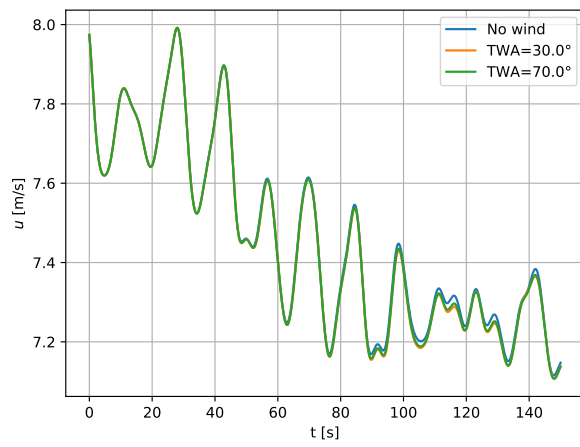


(e) Angle de tangage θ

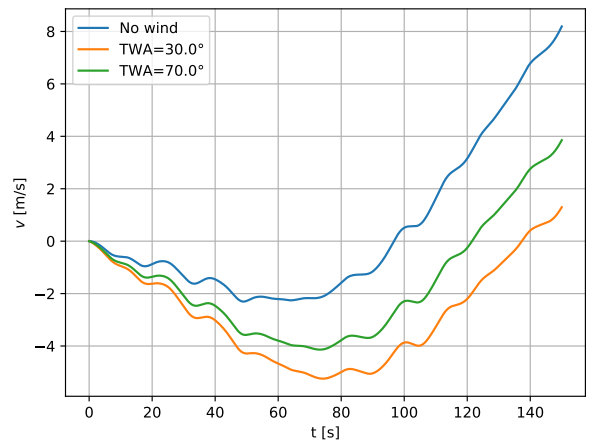


(f) Angle de lacet ψ

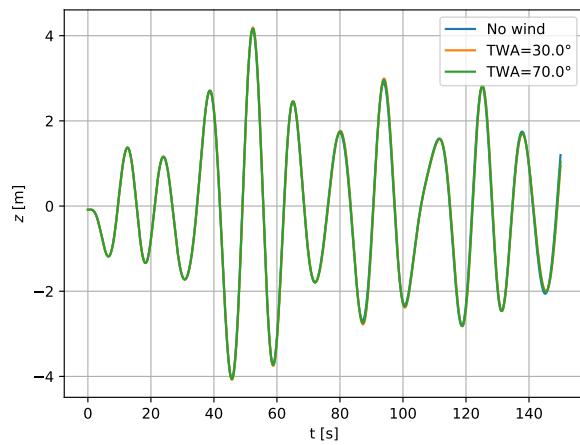
Fig. 23 – séries temporelles en houle régulière



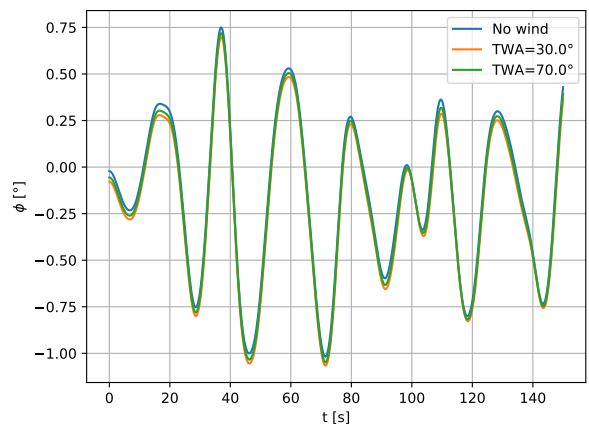
(a) Vitesse u



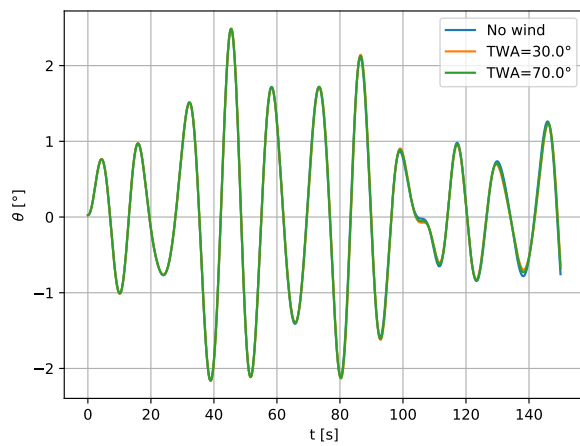
(b) Vitesse v



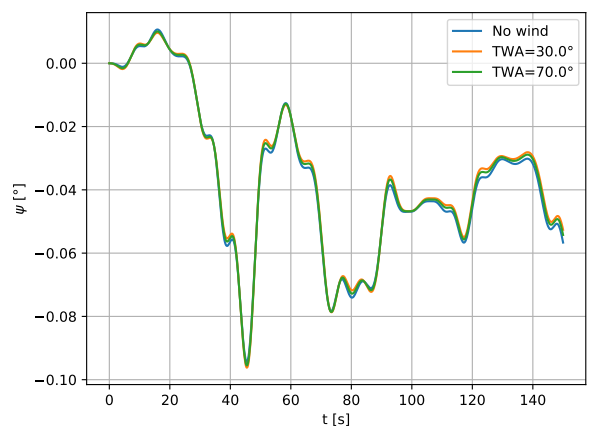
(c) Enfoncement z



(d) Angle de roulis ϕ



(e) Angle de tangage θ



(f) Angle de lacet ψ

Fig. 24 – Séries temporelles en houle irrégulière

Dans tous les essais de manœuvrabilité, on part d'une vitesse définie et stable du navire. On fait donc précéder toutes les simulations d'un calcul en stationnaire dans les mêmes conditions environnementales. Ces essais s'effectuent par temps calme, on garde donc un environnement stationnaire.

L'essai de zig-zag consiste à initier un angle de safran défini à partir d'une vitesse d'avance établie (première exécution). Cet angle, généralement de 10° ou 20° , est maintenu jusqu'à ce que le navire ait effectué une rotation en lacet égale à la valeur de l'angle de safran. L'angle de safran est alors inversé (deuxième exécution) et maintenu jusqu'à ce que l'angle de lacet du navire atteigne ce nouvel angle de barre. Cette séquence est répétée jusqu'à ce que le comportement soit périodique. On effectue ce test en initiant la première exécution à tribord et à babord.

L'essai de giration consiste, comme pour l'essai de zig-zag, à initier un angle de safran à partir d'une vitesse d'avance établie. Il s'agit d'un angle de safran plus important que pour le zig-zag, généralement 35° . Cet angle est maintenu jusqu'à la fin de l'essai. Le navire doit effectuer une rotation en lacet totale de 540° , au cours de laquelle la vitesse de rotation en lacet a le temps de se stabiliser. On effectue aussi cet essai pour un angle de safran à tribord et à babord.

L'essai d'arrêt est plus problématique : quelle est l'attitude à adopter pour le contrôle des systèmes de propulsion éolienne ? Sur un navire dont la plus grande part de la propulsion est assurée par le vent, et selon le dimensionnement de la propulsion par hélice, le navire pourrait ne pas réussir à s'arrêter. On pourrait alors plutôt supposer une procédure de *depowering* d'urgence (mise en drapeau, affalage, arrêt de rotation...), dont la dynamique régirait les performances d'arrêt. L'étude d'une telle manœuvre doit alors prendre en compte cette dynamique spécifique au système, ce qui est hors du cadre des travaux présentés ici. On se limitera donc à l'étude de la giration et du zig-zag.

3.4.3.2 Exemples de résultats

Zig-zag

Les figures Fig. 25 et Fig. 26 montrent l'influence de l'angle de vent (TWA) sur un essai en zig-zag avec un angle de barre de $\delta_r = \pm 20^\circ$. Les deux angles de vent sont positifs, c'est-à-dire que le navire est tribord amure. On peut y voir que pour les deux angles de vent présentés, la présence de vent ralentit la manœuvre.

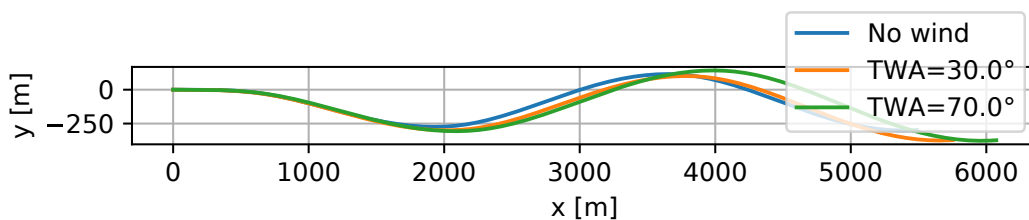


Fig. 25 – Trajectoire pour un essai en zig-zag 20/20°, avec TWS = 10m/s

Giration

Un essai de giration est présenté sur la Fig. 27. On peut y voir que le diamètre de giration augmente sensiblement sous l'effet du vent.

La vitesse de rotation en lacet (Fig. 28) est plus faible une fois stabilisée en présence de vent, ce qui explique le diamètre de giration plus important. En outre, le tracé fait apparaître une irrégularité vers $t = 600s$: il s'agit d'un empannage des voiles.

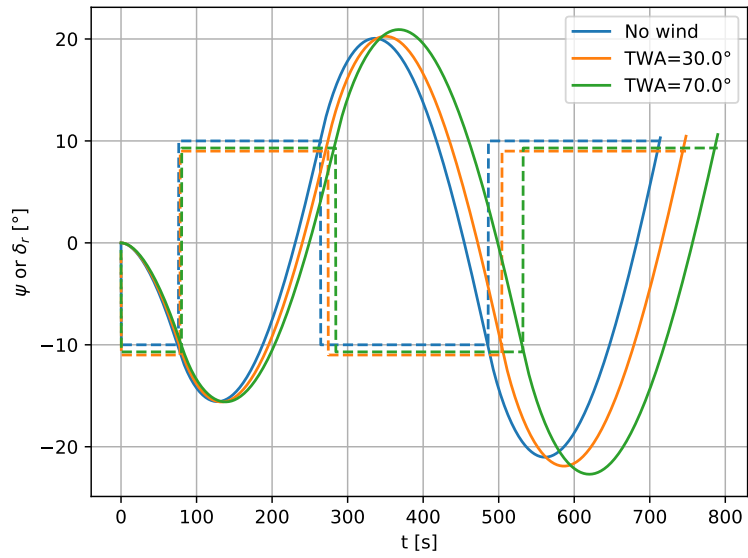


Fig. 26 – Angles de lacet (traits plein) et de safran (pointillés) pour un essai en zig-zag $20/20^\circ$, avec $TWS = 10m/s$

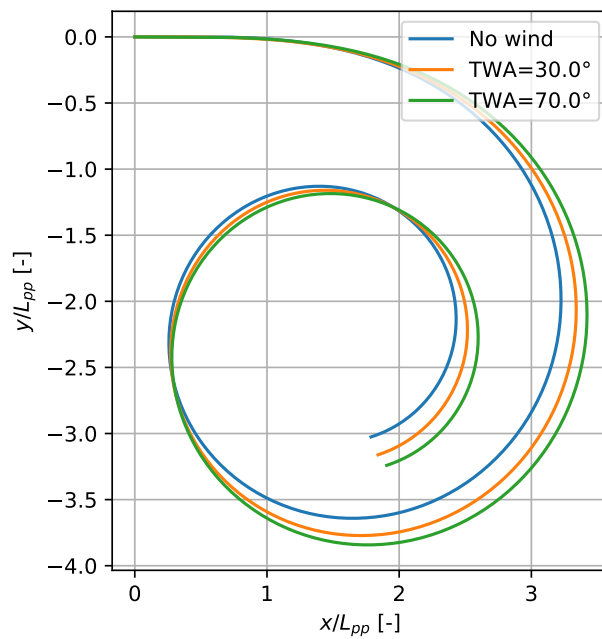


Fig. 27 – Trajectoire pour un essai de rotation à 35° , avec $TWS = 10m/s$

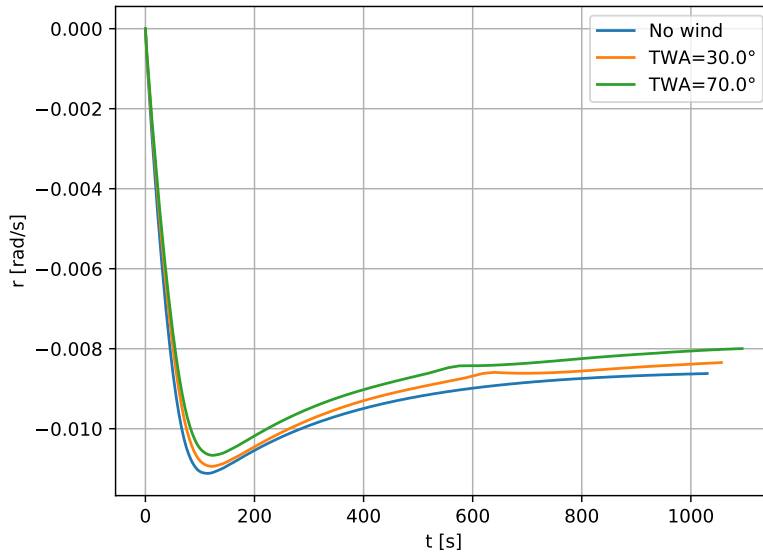


Fig. 28 – Vitesse de rotation en lacet pour un essai de giration à 35° , avec $TWS = 10\text{m/s}$

3.5 Implémentation : xWASP_CN

3.5.1 Présentation

La méthode présentée plus haut a été implémentée sous forme d'un programme open-source nommé xWASP_CN, développé en Python (3.X) et distribué sous licence Eclipse Public License v2.0 (EPLv2).

xWASP_CN n'implémente aucun modèle d'effort, ce qui permet de découpler la partie modélisation physique de la méthode et de la partie algorithmique. Le calcul des efforts est délégué à xdyn, présenté plus haut.

Les principaux rôles d'xWASP_CN sont :

- Le balayage des paramètres environnementaux TWA et TWS
- La recherche d'équilibre stationnaire
- La gestion des cas d'étude instationnaires (types de calculs présentés plus haut)
- Les calculs de post-traitement à partir des variables résolues

Pour les calculs dynamiques, l'intégration temporelle (voir Sec. 3.4.1) est aussi déléguée à xdyn, qui propose plusieurs schémas d'intégration temporelle.

La documentation utilisateur d'xWASP_CN (en anglais) est donnée en A.

3.5.2 Choix de la licence

Les licences *open-source* sont généralement divisées en deux grandes catégories : celles dites *copyleft* et celles dites *permissives*.

Les licences *copyleft* (jeu de mot par opposition au *copyright*) sont très protectrices du code source auquel elles s'appliquent. Elles obligent à conserver la même licence pour tous *travaux dérivés*, ce qui empêche de fait tout usage dans un programme propriétaire (la notion de *travaux dérivés* est très discutée). La licence de type *copyleft* la plus répandue est la *GNU Public License* (GPL), qui est par exemple utilisée pour le noyau Linux. Il est à noter que le résultat de l'usage d'un programme sous une telle licence n'est pas couvert par les obligations de la licence (par exemple un programme compilé avec GCC – la collection de compilateurs de GNU, diffusée sous licence GPL – n'est pas obligatoirement

lui-même sous GPL). Bien que ce type de licence soit nécessaire à la protection de certains projets open-source, elle peut aussi être un obstacle à leur développement, notamment dans l'industrie.

Les licences dites "permissives" sont aux antipodes des licences *copyleft*. Elles permettent généralement aux utilisateurs de modifier le code source et de le republier sous une autre licence. Les exemples les plus connus sont la licence MIT et la licence BSD.

La licence choisie (EPLv2) est de type *weak copyleft*. Ce type de licence se situe quelque part entre les licences *copyleft* et les licences permissives. Elle permet notamment d'interfacer le code source avec des programmes sous des licences différentes – y compris des logiciels propriétaires – sous condition de rendre disponible le code source (éventuellement modifié) des parties sous licence EPL. D'un autre côté, elle oblige à conserver la même licence sur ces parties.

Ce choix permet donc à la fois l'utilisation (conditionnelle) d'xWASP_CN dans des produits logiciels commerciaux et de protéger le code source original.

Note : Les remarques faites sur les différentes licences concernent la diffusion. En usage interne à une organisation, ces obligations ne s'appliquent pas.

3.5.3 Structure du programme

xWASP_CN est développé sur les principes de la Programmation Orientée Object. Il s'agit d'une approche modulaire du code source, qui permet de modifier aisément certaines parties du code sans affecter le reste. Les différents modules du programme sont associées à des responsabilités :

- **main** Mise en place des calculs à partir des paramètres d'entrée
- **sweeping** Balayage des conditions environnementales
- **xdyn_gRPC** Interface avec xdyn par le protocole gRPC
- **statics** Calcul de l'équilibre stationnaire
- **dynamics** Définition et calcul des essais instationnaires
- **yaml_helpers** Manipulation de structures de données lues des fichiers YAML
- **data_structures** Définition des structures de données internes
- **output** Écriture des résultats dans le fichier de sortie
- **errors** Définition des erreurs pouvant être rencontrées lors de l'exécution
- **loggers** Rapport d'exécution et d'erreurs à l'utilisateur (en console ou dans un fichier)

Chaque module définit des *classes* associées à des fonctionnalités, de sorte que le fonctionnement interne de chaque classe peut être modifié sans devoir modifier le reste du programme. Ce type de programmation permet de modifier et d'étendre les fonctionnalités d'xWASP_CN avec un temps de développement le plus court possible.

3.5.4 Relation avec xdyn

Le couplage entre xWASP_CN et xdyn repose sur les interfaces serveur *Model Exchange* (pour les calculs stationnaires) et *Co-Simulation* (pour les calculs instationnaires) de xdyn. Ainsi, xWASP_CN a une relation de *client* avec xdyn, qui lui rend les *services* de calcul des efforts et d'intégration temporelle. La relation client-serveur s'effectue grâce au protocole gRPC (format *protobuf*), le système de *Remote Procedure Call* (RPC, équivalent d'une requête) développé par Google. Cette relation permet une encapsulation totale du simulateur par rapport à xWASP_CN et offre une grande robustesse, au déficit d'une certaine souplesse.

3.5.5 Performances

Le temps de calcul est très sensible aux modèles d'efforts utilisés. Notamment, les modèles nécessitant une intégration sur la carène du navire (hydrostatique non linéaire, Froude-Krylov) ou une convolution (amortissement en radiation) augmentent sensiblement le temps de calcul.

De plus, `xdyn` ne permettant pas actuellement de modifier les paramètres environnementaux sans relancer le programme, il est nécessaire de lancer une instance (processus) d'`xdyn` pour chaque combinaison de ces paramètres. Cette limitation pourra être levée dans le futur par l'utilisation d'une interface Python native à `xdyn` (*bindings*) – actuellement en développement – qui devrait permettre une amélioration significative des performances d'`xWASP_CN`.

Pour pallier ce problème, `xWASP_CN` peut lancer plusieurs instances (processus) d'`xdyn` à la fois, permettant une parallélisation des calculs. Bien que le nombre de calculs simultanés ne soit techniquement limité que par le nombre de combinaisons de paramètres environnementaux, le lancement d'un processus reste une opération coûteuse. Il n'est généralement pas utile de lancer plus d'instances d'`xdyn` que de *threads* simultanés gérés par le processeur.

Un calcul en stationnaire sur quelques dizaines de combinaisons de paramètres environnementaux et avec calcul hydrostatique non linéaire prend quelques secondes (généralement moins d'une minute) sur un poste de travail individuel. Un calcul en instationnaire dure quelques minutes, voire quelques heures selon le nombre de paramètres environnementaux, le pas de temps et les modèles d'efforts.

Chapitre 4

Validation

4.1 Cas stationnaire

4.1.1 Présentation du cas-test

Le cas-test utilisé pour la validation est un prototype de navire de production d'énergie Farwind [86]. Il s'agit d'un catamaran de 18 pieds (Hobie Tiger), équipé d'un rotor Flettner et d'un hydrogénérateur (Fig. 29) [87]. Sur les deux dérives et les deux safrans originellement présents, un de chaque a été gardé du côté bâbord. L'hydrogénérateur est placé au milieu du navire, fixé sur la poutre avec un pivot vertical. Le rotor est constitué de deux segments équipés de flasques d'extrémités. Il est actionné par un moteur et le safran par un vérin électrique, et l'ensemble est alimenté par des batteries à bord. Plus de détails sur la configuration du prototype sont présentés par Elie *et al.* [87].

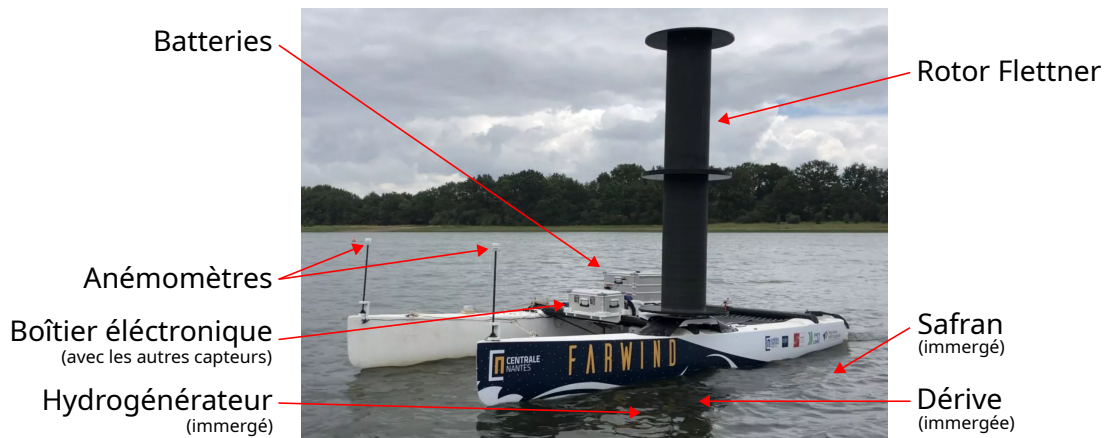


Fig. 29 – Prototype Farwind

Le prototype est instrumenté à l'aide de deux anémomètres, une centrale inertie, une balise GPS et un compas magnétique. Les anémomètres sont placés à l'avant sur des perches ($z_r = 1.26m$) sur chacune des coques de façon à ne pas être perturbés par le rotor Flettner pour des allures allant du près au travers. La vitesse de rotation du rotor ω_r , l'angle de safran δ_r , et la tension de commande de l'hydrogénérateur U_{wt} sont enregistrées.

La vitesse totale du navire est déduite de la trace GPS et son cap est mesuré directement par le compas magnétique. La vitesse de dérive est calculée à partir de la vitesse totale et du cap. La vitesse de vent vrai TWS et l'angle de vent vrai TWA ont été calculées à partir des anémomètres et de la vitesse du navire. L'attitude du navire (gîte et assiette) ont été enregistrées depuis la centrale à inertie, mais les données n'étaient pas exploitables.

Description	Symbole	Valeur	Unité
Longueur	L	5.5	m
Écartement entre coques	D_h	2.42	m
Tirant d'eau	T	0.2	m
Masse	m	294	kg
Surface mouillée	S_w	4.2	m ²
Diamètre du rotor	D_r	0.45	m
Longueur du rotor	L_r	2.67	m
Diamètre de l'hydrogénérateur	D_{wt}	0.28	m
Longueur de la dérive	s_{db}	1.0	m
Corde de la dérive	c_{db}	0.26	m
Longueur du safran	s_r	0.645	m
Corde du safran	c_r	0.245	m

Tableau 8 – Dimensions principales du prototype Farwind

4.1.2 Points de mesure expérimentaux

Les points de mesure des états stationnaires ont été obtenus par moyenne temporelle sur des périodes où les conditions variaient peu. L'ensemble des points de mesure est détaillé dans le Tableau 9, avec les écarts-type.

Deux formes d'asservissement de l'angle de safran ont servi aux essais, car ces derniers visaient aussi à la calibration des paramètres de contrôle :

- HDG (Heading) : asservissement en cap
- TWA (True Wind Angle) : asservissement en angle de vent apparent

Dans les deux cas, l'asservissement est réalisé par un régulateur Proportionnel-Intégral-Dérivé (PID). Étonnamment, l'asservissement en angle de vent apparent ne fait pas apparaître un écart-type sensiblement plus faible sur TWA.

ID	TWS [m/s]	TWA [°]	U_{wt} [V]	ω_r [RPM]	Asservissement
1	7.64 ± 0.49	-100 ± 2.74	32.5	700	HDG
2	7.03 ± 0.5	-96 ± 4.25	26.6	489	HDG
3	8.74 ± 0.53	-93.8 ± 3.27	42.2	700	HDG
4	8.1 ± 0.75	-91.8 ± 2.95	22.4	700	HDG
5	9.03 ± 0.45	-89.1 ± 2.87	37.2	700	TWA
6	8.5 ± 0.81	-87.8 ± 3.33	21.6	700	TWA
7	8.11 ± 0.61	-86.5 ± 3.26	31.7	647	TWA
8	8.25 ± 0.5	-84.9 ± 2.83	16.8	700	TWA
9	9.34 ± 0.41	-84 ± 3.18	27	700	TWA
10	10.3 ± 0.56	60.5 ± 1.73	21.7	-700	TWA
11	6.81 ± 0.47	82.8 ± 1.24	31.6	-700	TWA
12	8.34 ± 0.57	83.3 ± 2.6	30.9	-686	HDG
13	7.59 ± 0.55	90 ± 3.22	22.1	-698	HDG
14	9.35 ± 0.47	90.7 ± 3.21	12.2	-692	HDG
15	9 ± 0.81	98.3 ± 4.77	41.3	-700	HDG

Tableau 9 – Points de mesure expérimentaux. ± dénote l'écart-type sur la moyenne temporelle. HDG est l'asservissement en cap, TWA celui en angle de vent apparent.

4.1.3 Modélisation numérique

4.1.3.1 Résistance à l'avancement

La résistance à l'avancement de vague a été obtenue par un calcul en théorie potentielle [43]. La composante de frottement est calculée par la formule ITTC-57 (2.73), et un facteur de forme $1 + k = 1.3$ a été validé par des calculs CFD. Le coefficient de résistance totale est présenté Fig. 30.

Il ne s'agit ici que de la résistance générée par la coque, celles liées aux appendices étant modélisée différemment.

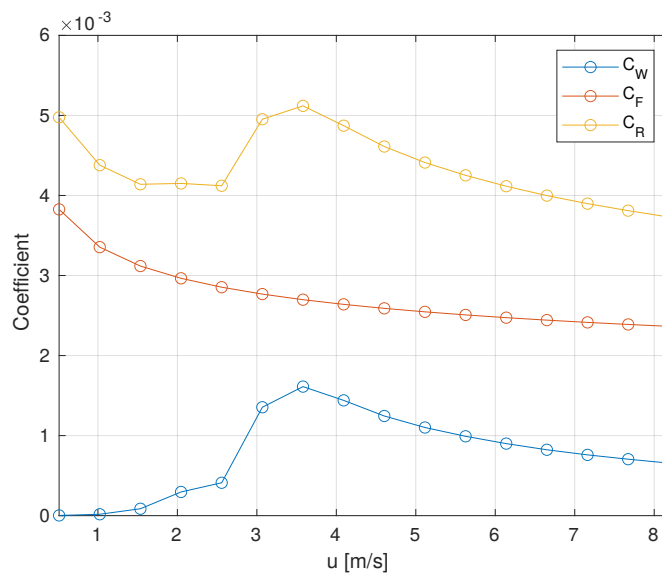


Fig. 30 – Résistance à l'avancement

4.1.3.2 Rotor Flettner

Le rotor Flettner est modélisé par des coefficients de portance et de traînée (2.69). Cependant, contrairement aux modèles similaires présentés plus haut, ces coefficients ne dépendent pas de l'angle d'attaque α . En effet, le rotor étant cylindrique, la définition d'un tel angle est impossible. Charrier [88] a montré que les coefficients dépendent alors de la vitesse de peau relative, couramment appelé *Spin Ratio* (SR) :

$$SR = \frac{\omega_r D_r}{2AWS} \quad (4.1)$$

où AW est la vitesse de vent apparente, c'est-à-dire la vitesse de l'écoulement relative rencontrée par le rotor. La surface de référence pour le rotor est la surface alaire $S = D_r L_r$.

Les courbes de coefficients C_l et C_d obtenues expérimentalement par Charrier [88] sont présentées Fig. 31 pour plusieurs rapports d'aspect $\lambda = L_r/D_r$. La valeur $\lambda = \infty$ correspond à un écoulement contraint verticalement, qui est théoriquement équivalent à un allongement infini [88].

Pour prendre en compte la flasque centrale qui relie les deux sections du rotor, on modélise ce dernier par deux sections. La section supérieure a un allongement $\lambda = 3$ et celle du bas $\lambda = \infty$, ce qui suppose que l'écoulement n'a pas de composante selon l'axe du rotor au niveau de la flasque centrale. Cette division en deux sections permet en outre de prendre en compte de façon grossière le gradient vertical de vitesse de vent.

Le vent est modélisé par un profil logarithmique (2.30) avec $z_0 = 0.0002m$.

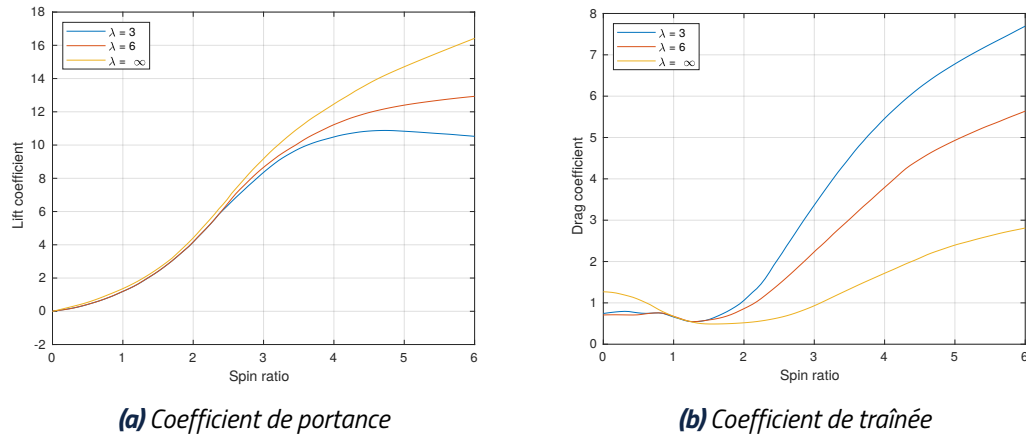


Fig. 31 – Coefficients expérimentaux du rotor Flettner, issus de [88]

4.1.3.3 Hydrogénérateur

L'hydrogénérateur est modélisé par un coefficient de poussée C_T similaire au modèle d'hélice (2.108) :

$$|\mathcal{F}_{wt}| = \frac{1}{2} \rho_w C_T A_T V_s^2 \quad (4.2)$$

Où $A_T = \pi D_{wt}^2 / 4$ est la surface balayée par la turbine.

L'hydrogénérateur étant montée sur un pivot vertical, l'axe de la turbine s'aligne toujours sur l'écoulement relatif. La vitesse de cet écoulement est donc la vitesse du navire V_s .

Ce coefficient dépend généralement du *Tip Speed Ratio* $TSR = \frac{\omega_{wt} D_{wt}}{2V_s}$. Ici, la vitesse de rotation dépend de la tension d'alimentation de la turbine U_{wt} et de la vitesse V_s selon une loi inconnue. Des essais en bassin de traction ont permis de mesurer C_T pour des gammes de U_{wt} et V_s . La valeur de $C_T(U_{wt}, V_s)$ est ensuite interpolée.

4.1.3.4 Résistance à la dérive des coques

La résistance à la dérive liée aux coques est obtenue par la méthode proposée par Tillig *et al.* [20] et présentée plus haut. Les coefficients obtenus sont présentés Fig. 32.

4.1.3.5 Appendices portants

La dérive et le safran sont modélisés conformément au modèle présenté plus haut (2.128). Les profils de ces appendices sont proches du profil NACA0009, dont les coefficients de portance et de traînée 2D sont présentés Fig. 33. Les coefficients 3D sont obtenus en fonction de l'allongement effectif (2.129).

4.1.3.6 Fardage

Le fardage (effort du vent sur les œuvres mortes) est pris en compte à l'aide d'un coefficient de traînée. Ce coefficient a été établi par Farwind par des essais en attachant le prototype à un ponton par un bout et une jauge de déformation. En mesurant le vent avec les anémomètres et l'effort de traction sur le bout pour plusieurs vitesses de vent et vitesse de rotation du rotor, un coefficient constant égale à 2.5 pour une surface de référence de $2.1m^2$ (surface alaire du rotor Flettner).

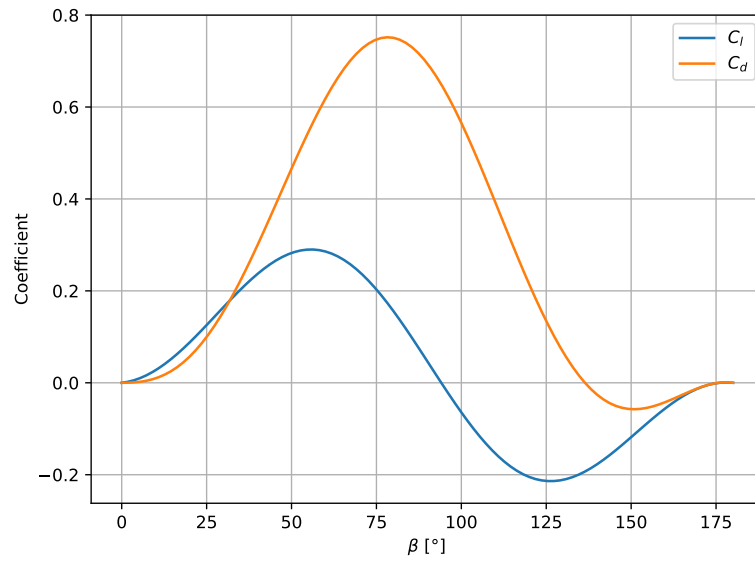


Fig. 32 – Coefficients de portance et de traînée sur la coque du prototype Farwind.

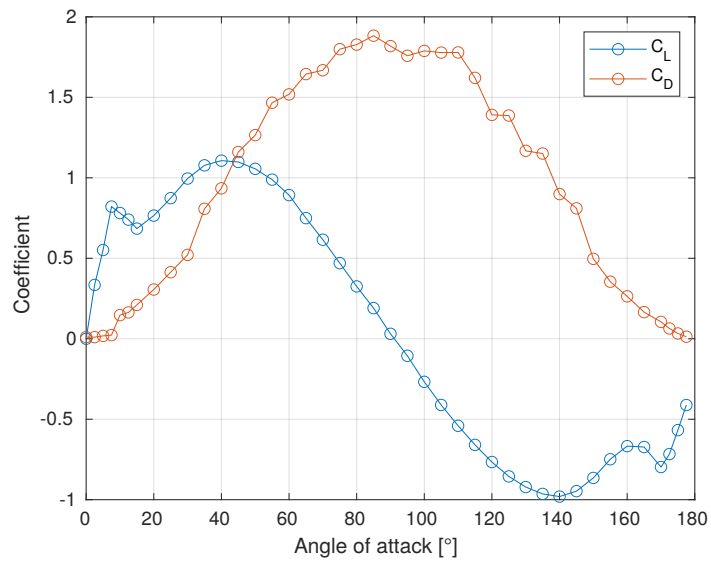


Fig. 33 – Coefficients de portance et traînée 2D du profil NACA0009.

4.1.3.7 Hydrostatique

L'effort hydrostatique est calculé par intégration de la pression hydrostatique sur la carène (2.60). Celle-ci est discrétisée par un maillage présenté Fig. 34, dont la géométrie a été obtenue par scan 3D de la carène réelle.

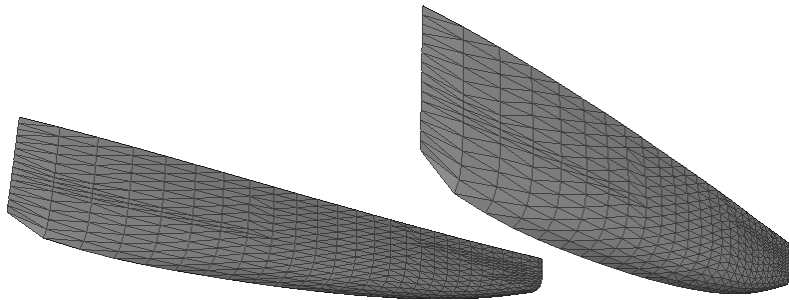


Fig. 34 – Maillage de la carène du prototype Farwind

4.1.4 Résultats de simulation

4.1.4.1 Validation du modèle

Les conditions environnementales correspondant aux points de mesure ont été simulées en stationnaire. La stratégie de contrôle est ici la stratégie (B) avec une propulsion mécanique nulle. Les variables résolues (inconnues du problème) sont la vitesse du navire en avance \dot{x} et en dérive \dot{y} , l'angle de safran δ_r , et l'attitude du navire (ϕ , θ et z). Les solutions sont post-traitées pour être comparées aux données expérimentales : la vitesse navire est la vitesse totale $V_s = \sqrt{\dot{x}^2 + \dot{y}^2}$ et la dérive est exprimée sous forme d'angle $\beta = \text{atan}(\dot{y}/\dot{x})$.

Les résultats des calculs stationnaires sont présentés Fig. 35 pour la vitesse, Fig. 36 pour l'angle de dérive et Fig. 37 pour l'angle de safran.

L'attitude du navire n'est pas présentée car les résultats expérimentaux issus de la centrale à inertie n'étaient pas exploitables (absence de référence). En revanche ils sont bien pris en compte dans la simulation ainsi que leur couplage avec les autres degrés de liberté.

Vitesse

Les résultats en vitesse (Fig. 35) montrent une très bonne adéquation du modèle aux résultats expérimentaux pour la plupart des points de mesure.

Angle de dérive

Les résultats en dérive sont plus mitigés. La dérive est globalement bien simulée à bâbord amure (points 1-4), mais les résultats sont plus éloignés à tribord amure (points 12-15).

Il est à noter que la vitesse de dérive étant obtenue par calcul à partir de la vitesse totale et du cap issu du compas magnétique, on peut s'attendre à des incertitudes importantes sur la mesure. Cela peut expliquer les valeurs incohérentes obtenues avec l'asservissement sur TWA, et invite à relativiser la comparaison entre simulation et expérience.

Angle de safran

La même observation est valable pour les angles de safran, qui sont mieux simulés à bâbord amure qu'à tribord amure. Cette similitude est cohérente avec le couplage entre les problèmes en dérive et en garde-cap. Ce couplage est de plus apparent en comparant les résultats de simulation

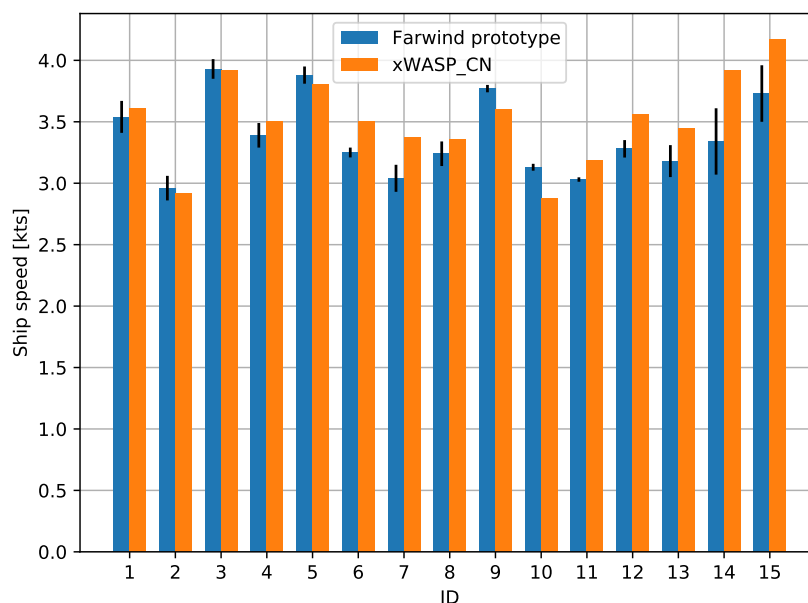


Fig. 35 – Vitesse du prototype Farwind : expérience et simulation. Les barres d'erreurs correspondent à l'écart-type sur les séries temporelles de vitesse.

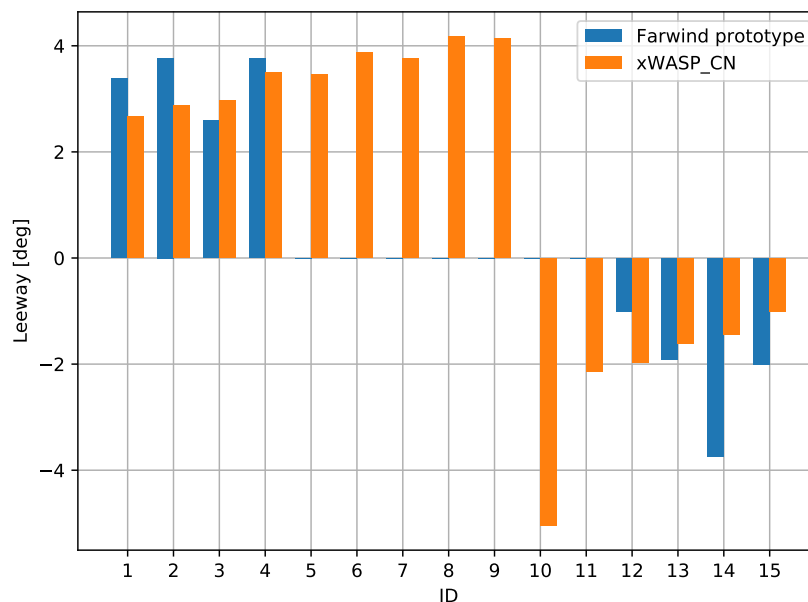


Fig. 36 – Angle de dérive du prototype Farwind : expérience et simulation. Les points de mesure manquants correspondent au mode d'asservissement TWA, pour lequel des valeurs de dérive incohérentes sont ressorties de l'analyse des séries temporelles.

en dérive Fig. 36 et en angle de safran Fig. 37 : ces deux valeurs suivent exactement les mêmes tendances. Il est en revanche moins évident à observer sur les résultats expérimentaux.

La différence entre les points 1-4 et les points 5-9 est particulièrement intéressante. Ces deux ensembles correspondent à une amure bâbord, mais l'angle de safran pour les points 1-4 est contrôlé par un asservissement sur le cap alors que pour les points 5-9 il est contrôlé par un asservissement sur TWA. Le résultat de la simulation est nettement plus proche des résultats expérimentaux avec l'asservissement en cap (points 1-4). Cette différence peut être interprétée comme l'influence du régulateur PID sur l'angle de safran et n'est pas forcément un signe d'une mauvaise modélisation de l'effort sur le safran.

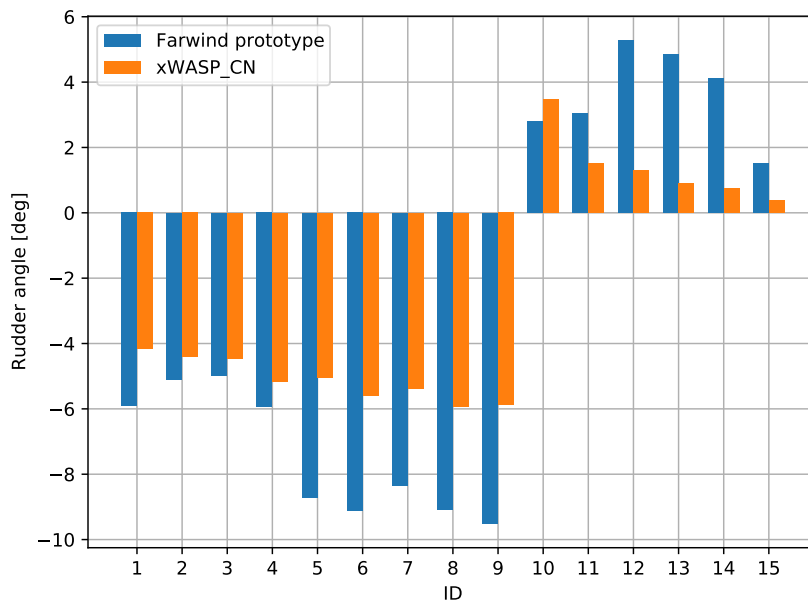


Fig. 37 – Angle de safran du prototype Farwind : expérience et simulation

4.1.4.2 Analyse des efforts

Un intérêt majeur de ce type de simulation est l'analyse des efforts à l'équilibre. Cela peut permettre de dimensionner et de placer les appendices en fonction de leur contribution.

Propulsion

Les contributions des différents efforts à l'équilibre en propulsion sont présentées Fig. 38. On peut y voir que le rotor est bien responsable de l'effort de propulsion. La résistance totale à l'avancement est principalement causée par l'hydrogénérateur. Cette caractéristique est propre au type de navire étudié ici. Le reste de la résistance à l'avancement est issu de la résistance de vague et de frottement sur la carène (*resistance curve*) ainsi que du fardage (*windage*).

Dérive

L'analyse des efforts en dérive (Fig. 39) montre que le rotor Flettner est responsable pour moitié de l'effort latéral, et le fardage pour environ un quart. En réaction, le plan anti-dérive (*centerboard*) permet la plus grande part de la résistance à la dérive, avec une petite contribution des coques (*hull lift*).

La contribution du safran est plus étonnante : il participe à la résistance à la dérive à tribord amure ($TWA > 0$, ID 10-15) mais est générateur de dérive à bâbord amure ($TWA < 0$, ID 1-9). Ce comportement est cependant cohérent avec les valeurs d'angle de safran et de dérives obtenues :

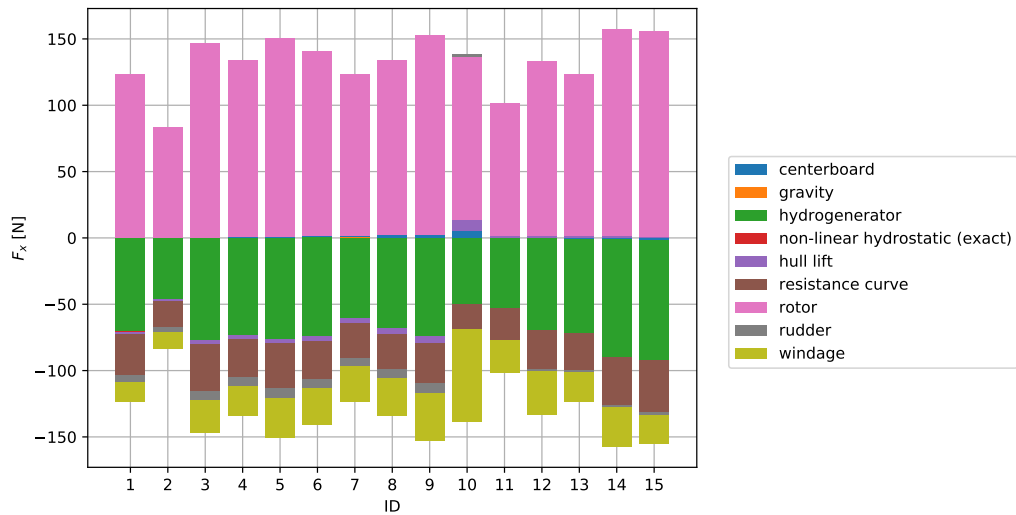


Fig. 38 – Équilibre des efforts longitudinaux (F_x) sur le prototype Farwind. Les forces sont exprimées dans le repère fixe \mathcal{R}_0 .

l'angle d'attaque, grossièrement issu de la différence entre angle de dérive et angle de safran est toujours du même signe pour les deux amures.

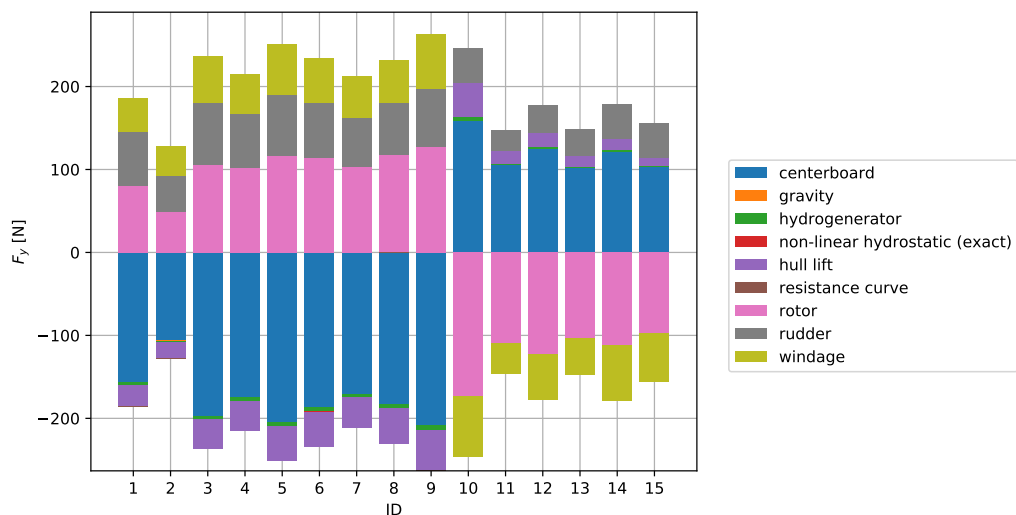


Fig. 39 – Équilibre des efforts en dérive (F_y) sur le prototype Farwind. Les forces sont exprimées dans le repère fixe \mathcal{R}_0 .

Garde-cap

L'équilibre des efforts pour le problème de garde-cap (Fig. 40), en lumière de la géométrie du problème, permet de clarifier ce comportement. On peut y voir que le rotor provoque toujours un moment de lacet positif, quelque soit l'amure. En effet, le rotor étant placé sur la coque bâbord et sa force étant principalement propulsive, il est normal que le moment généré autour du centre de gravité soit toujours positif pour les conditions étudiées.

Il en va de même pour l'hydrogénérateur, mais comme sa force est une résistance à l'avancement du navire, son moment est toujours négatif. De plus, comme il est placé plus près du centre de gravité, son moment de lacet est bien plus faible.

Les moments sur la coque, le plan anti-dérive et de fardage changent bien de direction avec l'amure.

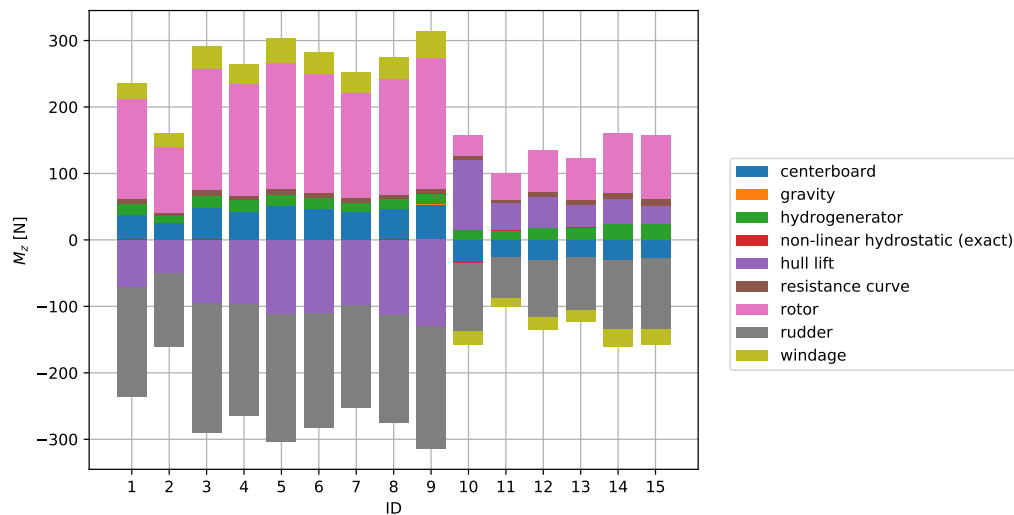


Fig. 40 – Équilibre des efforts en lacet (M_z) sur le prototype Farwind. Les moments sont exprimés dans le repère fixe \mathcal{R}_0 et au point \mathcal{G} .

Il revient finalement au safran de contrebalancer le moment en lacet, qui à cause du rotor est toujours dans la même direction. L'inversion de l'angle de safran avec l'amure (Fig. 37) est donc à relativiser, car mise en perspective avec l'angle de dérive, l'action du safran est toujours dans la même direction.

Incidence sur la conception

Ce comportement est directement lié au déséquilibre entre la force propulsive avec le rotor Flettner sur la coque bâbord et la résistance à l'avancement, qui est d'une part centrée sur l'hydrogénérateur et d'autre part équilibrée entre tribord et bâbord pour les coques.

En termes d'efforts latéraux, le navire est plus équilibré, car le rotor est placé proche du plan anti-dérive, légèrement en avant. Cependant, le déséquilibre latéral des efforts propulsif et de résistance oblige le safran à provoquer un effort de dérive (dans le même sens que le rotor) à bâbord amure. Cette configuration du navire est donc plus performante à tribord amure, où le safran à une action anti-dérive. Un placement optimal du système de propulsion éolienne favoriserait plutôt une action anti-dérive du safran.

Cette analyse illustre l'importance du couplage des degrés de liberté dans le dimensionnement et le placement des systèmes de propulsion et des appendices.

4.1.5 Conclusion partielle sur la validation en stationnaire

Bien que les résultats présentés ne soient pas parfaits, l'intérêt de cette démarche ne réside pas dans la démonstration d'un modèle particulier. En effet, ces résultats correspondent à un ensemble de modèles d'efforts formant un modèle de navire particulier. Ce modèle pourrait être raffiné par des calculs préalables ou une meilleure calibration des paramètres des modèles, mais ce n'est pas l'objet de ce travail. L'apport de cette validation au travail de thèse présenté ici est plutôt de montrer la capacité de la méthode à traiter avec succès des cas réels.

Le cas du prototype Farwind est très différent de l'exemple présenté dans le chapitre précédent, tant sur la taille du navire que dans les modèles d'efforts utilisés. Le système de propulsion éolienne, la stratégie de contrôle et la fonction même des navires sont différents. Pourtant, la méthode parvient à les traiter avec succès, indépendamment des différences d'échelle et de modélisation.

4.2 Cas dynamique

Malheureusement, les résultats expérimentaux en instationnaire sont très difficiles à trouver dans la littérature. Les modèles d'effort présent dans `xdyn` ont été validés individuellement, ainsi que l'intégration temporelle. Une validation sur des résultats instationnaires serait d'autant plus bénéfique que plusieurs des modèles d'efforts présentés dans ce travail de thèse sont valides pour des conditions stationnaires. Une comparaison avec des résultats expérimentaux pourrait alors mettre en évidence le besoin de développer des modèles plus adaptés aux conditions instationnaires.

Chapitre 5

Conclusion

5.1 Synthèse

Ce travail de thèse s'est attaché à proposer une nouvelle méthode pour l'estimation des performances à la propulsion éolienne des navires. Cette méthode sépare la modélisation du navire d'une part et les procédures de calcul des cas stationnaires et dynamiques en fonction des conditions environnementales d'autre part. Cette séparation est également reflétée dans l'implémentation logicielle de la méthode, avec d'une part le programme `xdyn` pour la modélisation du navire et d'autre part le programme `xWASP_CN` pour la recherche d'équilibre statique et le balayage des paramètres environnementaux.

5.1.1 Modélisation du navire

La modélisation physique proposée pour le navire est basée sur l'approche système. Cette approche consiste à résoudre l'équation de mouvement du navire considéré comme un solide indéformable, à partir du calcul de la somme des efforts. Chaque effort dépend de l'état du navire (position et vitesse), des conditions environnementales (vent et vagues) et d'éventuelles lois de commandes. Il s'agit d'une méthode souple et modulaire, qui permet de faire évoluer le modèle au cours de la conception du navire. En effet, chaque effort peut être modélisé de multiples façons : par des modèles approchés nécessitant peu d'entrées, par des modèles intermédiaires requérant des calculs préalables avec d'autres outils, ou encore par des modèles avancés résolvant un écoulement fluide en parallèle de la simulation (couplage).

De nombreux modèles d'efforts issus de la littérature ont été proposés, correspondant aux principaux phénomènes physiques dont la prise en compte est nécessaire à la résolution des problèmes liés à la propulsion éolienne :

- Effort aérodynamique sur le système de propulsion éolienne
- Effort hydrostatique (pesanteur et poussée d'Archimède)
- Résistance à l'avancement
- Résistance à la dérive/efforts de manœuvrabilité
- Efforts de propulsion mécanique (hélices)
- Efforts de contrôle (safran) et autres profils portants
- Efforts de houle incidente (Froude-Krylov et diffraction)
- Efforts de radiation

Certaines limites des modèles d'efforts proposés ont été mises en évidence dans le cadre du problème traité, notamment pour les cas instationnaires. L'extensibilité de la méthode proposée devrait permettre dans l'avenir de pallier ces limites avec l'utilisation de nouveaux modèles, à mesure qu'ils seront développés.

L'ensemble de la modélisation du navire est effectuée dans le programme open-source xdyn [18]. Ce programme, initialement développé par l'entreprise Sirehna, a été enrichi et amélioré tout au long de ce travail de thèse. Notamment, l'infrastructure permettant la modélisation du vent ainsi que le modèle d'effort aérodynamique par polaire associé (Sec. 2.6.2) ont été ajoutés, ainsi que plusieurs modèles d'efforts supplémentaires (résistance à l'avancement, appendices portants et manœuvrabilité).

5.1.2 Méthode de calcul

L'apport principal de ce travail de thèse se situe plutôt sur le développement d'une méthode de calcul ouverte associée à un programme open-source. À la fois un VPP et un PPP, la méthode proposée s'adapte aux deux principales stratégies de contrôle de la vitesse du navire et est ainsi applicable à la propulsion éolienne pure ou à la propulsion hybride. Cette méthode sépare de plus performances stationnaires et instationnaires, qui correspondent à des problèmes mathématiques distincts : d'une part une recherche de zéro multivariée (Sec. 3.3)), et d'autre part une intégration temporelle du PFD (Sec. 3.4).

Dans tous les cas, la méthode propose une étude systématique sur des plages de paramètres environnementaux de vent (vitesse et direction). Obtenir des résultats dans ces deux dimensions permet notamment :

- d'effectuer les calculs d'EEDI/EEXI réglementaires, et
- de poursuivre avec une étude de routage météorologique sur des routes spécifiques.

Pour résoudre le problème stationnaire, un algorithme de recherche d'équilibre dédié a été développé. Cet algorithme a pour but de pouvoir traiter toutes les configurations de modélisation du navire possibles dans le cadre de l'approche système, dont certaines peuvent ne pas satisfaire les conditions de convergence des algorithmes connus de recherche de zéro d'une fonction vectorielle. Il met à profit les spécificités physiques du problème, notamment les couplages entre les degrés de liberté et les efforts sur le navire, pour atteindre la robustesse requise.

La simulation de cas instationnaires, bien qu'elle ait été moins développée dans ce travail, permet de traiter des problèmes de tenue à la mer et de manœuvrabilité. Les études de manœuvrabilité consistent généralement à vérifier qu'un navire équipé de WAPS est conforme aux exigences de sécurité. La tenue à la mer concerne à la fois la sécurité et les performances, notamment dans la mesure où un WAPS peut affecter les mouvements du navire dans la houle et où les mouvements du navire peuvent affecter réciproquement les performances du WAPS.

L'exemple du KVLCC2 (Sec. 3.2), utilisé comme fil conducteur du développement, présente un cas d'application hypothétique de la méthode. Cependant, la modélisation proposée ne correspond pas à un cas validé particulier. Les résultats présentés pour ce navire ont donc valeur d'illustration et de preuve d'applicabilité de la méthode, mais ne doivent pas être utilisés de façon quantitative.

5.1.3 Validation

Un cas de validation stationnaire a été présenté sur la base de résultats expérimentaux du projet Farwind [86]. Le prototype de navire de production d'énergie utilisé est un catamaran de 5.5 m propulsé par un rotor Flettner et équipé d'un hydrogénérateur (turbine).

Avec une modélisation donnée, la méthode obtient de bons résultats en termes de vitesse d'avance. Bien que les résultats en dérive et en contrôle du cap affichent les bonnes tendances, ils mettent en évidence la plus grande difficulté à modéliser les efforts latéraux. Cette difficulté, déjà exprimée dans littérature, s'explique notamment par le plus faible nombre d'études sur le sujet, car les navires à propulsion conventionnelle subissent moins d'efforts latéraux.

Ce cas de validation permet de plus de prouver l'applicabilité de la méthode à des cas concrets, avec des dimensions et une modélisation très différentes du premier exemple présenté plus haut

(pétrolier KVLCC2). Malheureusement, aucune validation de cas instationnaire n'a pu être effectuée par manque de données expérimentales.

5.2 Perspectives

5.2.1 Modélisation

Comme mentionné plus haut, certains aspects de la modélisation sont particulièrement sujets à des limitations. Plusieurs possibilités d'amélioration sont envisagées, mais n'ont pas pu être explorées lors de ce travail de thèse.

5.2.1.1 Résistance à la dérive

Pour la résistance à la dérive notamment, les coefficients hydrodynamiques des modèles de manœuvrabilité sont coûteux à obtenir expérimentalement ou par des méthodes numériques avancées (CFD) et ne sont pas satisfaisants s'ils sont obtenus par des formules semi-empiriques (selon Tillig *et al.* [20]). Par ailleurs, la méthode proposée par Tillig *et al.* [20] n'utilise que l'allongement comme paramètre et n'est donc adaptée qu'à une modélisation approchée car elle ne permet pas de prendre en compte la topologie de la carène, et n'est donc pas adaptée à l'étude de formes de carène innovantes optimisées pour la propulsion éolienne.

Alternativement, la méthode introduite par Hooft [56], qui suggère que la résistance à la dérive est principalement liée à la génération de vortex sous la quille, propose une distribution longitudinale de l'effort sur la carène inspirée de la méthode des tranches (*strip theory*). Van der Kolk *et al.* [89] proposent, sans la développer, une méthode hybride entre celle de Hooft [56] et la théorie de la ligne portante de Prandtl [47]. Bien que de telles méthodes requerraient une adaptation de l'infrastructure actuellement implémentée dans *xdyn*, elles semblent des pistes intéressantes pour améliorer la modélisation des efforts latéraux sur la carène.

Pour finir, une approche unifiée manœuvrabilité/tenue à la mer [21] pourrait améliorer les calculs instationnaires avec une modélisation des efforts de manœuvrabilité adaptée à la présence de houle.

5.2.1.2 Efforts aérodynamiques

La modélisation des efforts aérodynamiques actuelle suppose une connaissance du système de propulsion éolien dans son ensemble car les interactions éventuelles entre plusieurs éléments de propulsion éolienne distribués sur le pont du navire ne sont pas modélisées explicitement et doivent donc être intégrées aux données d'entrée. De plus, cette modélisation est essentiellement valide dans des cas stationnaires ou quasi-stationnaires (dynamique basse fréquence) à un nombre de Reynolds fixé à l'avance.

Il serait intéressant d'explorer une modélisation plus avancée, par exemple avec une implémentation de la théorie de la ligne portante de Prandtl [47]. Une telle approche permettrait de capturer l'effet du gradient de vent vertical. Une version instationnaire de cette théorie pourrait aussi permettre de capturer pour des fréquences plus élevées les effets d'amortissement aérodynamiques liées aux mouvements du navire (notamment en roulis). Enfin, une modélisation de l'advection du sillage permettrait d'évaluer l'influence du placement relatif des WAPS sur le pont d'un navire [20]. À cet effet, la théorie Free Vortex Wake [90], qui résout explicitement le sillage, apparaît comme un bon candidat.

De façon similaire, un modèle avancé de profil portant appliqué aux appendices de la carène améliorerait la prise en compte de leur effet sur les amortissements.

5.2.1.3 Incertitudes

La question des incertitudes de calcul est particulièrement épineuse dans le cadre de l'approche système. En effet, la diversité des niveaux de précision des modèles pouvant coexister dans une même simulation rend difficile le calcul d'une incertitude globale sur le résultat du calcul. Un suivi des incertitudes relatives lors du calcul des efforts nécessiterait une modification significative du code, mais serait utile afin d'avoir un aperçu de la fiabilité des résultats au cours d'un cycle de conception.

5.2.2 Calculs instationnaires

5.2.2.1 Gestion du cap

Comme mis en évidence avec l'exemple du KVLCC2 dans une houle spectrale (Sec. 3.4.2.4), la stabilité du cap du navire peut poser problème dans une simulation en 6 DdL et sans contrôle de cap. Idéalement, une étude complète du comportement dynamique du navire devrait intégrer le système de contrôle de cap du navire car il fait partie de la réponse du navire. Par exemple, si le navire est excité par la houle ou le vent à des fréquences propres du système de contrôle, on pourra s'attendre à une divergence du cap. Le système de contrôle est cependant inconnu lors des premières étapes de conception, et une autre approche est alors nécessaire. Un blocage du mouvement en lacet apparaît comme une première approche intéressante, et l'ajout de cette fonctionnalité au programme xdyn est déjà prévu dans le futur.

5.2.2.2 Validation

Bien que le cas de validation présenté ait permis de démontrer la capacité de la méthode à traiter un cas réel et de mettre en évidence certaines difficultés de modélisation liées à la propulsion éolienne, cette validation est limitée à un cas stationnaire. Une validation basée sur des résultats instationnaires serait souhaitable, mais de tels résultats ne sont pas actuellement disponibles dans la littérature.

Il est cependant nécessaire de faire la différence entre validation de la méthode et validation d'une modélisation spécifique. Le cas du KVLCC2 présenté en exemple, bien que sa modélisation ne soit pas validée, démontre déjà la pertinence de l'approche proposée par la méthode.

5.2.3 Implémentation et performances

Bien que l'implémentation actuelle de la méthode avec le programme xWASP_CN permette déjà des temps de calcul satisfaisants, des améliorations pourraient encore être faites. Notamment, le passage de l'interface gRPC à une utilisation sous forme de librairie Python devrait fortement réduire le coût de lancement des simulations avec xdyn, tout en permettant la modification directe des paramètres environnementaux dans xdyn et donc les possibilités de parallélisation des calculs. Enfin, une telle amélioration permettrait aussi de facilement distribuer xWASP_CN sous forme de paquet Python intégrant xdyn. Le développement de l'interface Python pour xdyn était en cours à la fin de ce travail de thèse.

5.2.4 Couplage avec un code en théorie potentielle

Le couplage avec un solveur en théorie potentielle instationnaire dans le domaine temporel, bien qu'abandonné lors de ce travail de thèse pour des raisons techniques (voir Sec. 2.6.9) et de temps, permettrait également d'apporter des précisions sur la pertinence d'une modélisation complètement découplée des efforts, notamment pour les cas instationnaires. Un tel couplage permettrait aussi d'augmenter la fiabilité de la modélisation lors des stades de conceptions avancés, au prix d'un temps de calcul plus important.

Références

- [1] International Transport Forum, éditeur. *ITF Transport Outlook 2021*. Organisation for Economic Co-operation and Development (OECD), 2021. doi : 10.1787/16826a30-en.
- [2] *Fourth IMO GHG Study 2020 : Full Report*. International Maritime Organization (IMO), 2020.
- [3] Francisco D.B. Albuquerque, Munjed A. Maraqa, Rezaul Chowdhury, Timur Mauga, and Mohammed Alzard. Greenhouse gas emissions associated with road transport projects : current status, benchmarking, and assessment tools. *Transportation Research Procedia*, 48 :2018–2030, 2020. doi : 10.1016/j.trpro.2020.08.261.
- [4] United Nations Conference on Trade and Development (UNCTAD), éditeurs. *Review of Maritime Transport 2021*. United Nations Publications, 2021.
- [5] Marine Environment Protection Committee, éditeur. *Initial IMO Strategy on Reduction of GHG Emissions from Ships*. International Maritime Organization (IMO), 2018.
- [6] Lukman Khan, Joseph Macklin, Benjamin Peck, Owen Morton, and Jean-Baptiste Soupez. A review of wind-assisted ship propulsion for sustainable commercial shipping : Latest developments and future stakes. 09 2021. doi : 10.3940/rina.win.2021.05.
- [7] Marine Environment Protection Committee. 2021 guidance on treatment of innovative energy efficiency technologies for calculation and verification of the attained EEDI and EEXI. Technical Report MEPC.1/Circ.896, International Maritime Organization (IMO), 2021.
- [8] J. Holtrop and G.G.J. Mennen. An approximate power prediction method. *International Shipbuilding Progress*, 29(335) :166–170, 1982. doi : 10.3233/ISP-1982-2933501.
- [9] M.W.C. Oosterveld and P. Van Oossanen. Further computer-analyzed data of the Wageningen B-screw series. *International Shipbuilding Progress*, 22(251) :251–262, 1975. doi : 10.3233/ISP-1975-2225102.
- [10] Offshore Racing Congress (ORC). *ORC VPP Documentation 2021*, 2021.
- [11] Paul Kerdraon. *Modélisation des phénomènes hydrodynamiques instationnaires sur un trimaran de course au large*. Thèse de doctorat, École Centrale de Nantes, 2021.
- [12] Nedeleg Bili. *Investigation of the dynamic motions and operability of a ship towed by kite*. Thèse de doctorat, Université de Bretagne Occidentale, 2017.
- [13] F. Tillig. *Simulation model of a ship's energy performance and transportation costs*. Thèse de doctorat, Chalmers University of Technology, 2020.
- [14] M. Reche-Vilanova, H. Hansen, and H.B. Bingham. Performance prediction program for wind-assisted cargo ships. *Journal of Sailing Technology*, 6(1) :91–117, 2021. doi : 10.5957/jst/2021.6.1.91.
- [15] M. Silvanus. Wind assisted propulsion for pure car and truck carriers. Thèse de master, KTH Royal Institute of Technology, 2009.
- [16] N.J. Van der Kolk, J.A. Keunig, and R.H.M. Huijsmans. Part 1 : Experimental validation of a RANS-CFD methodology for the hydrodynamics of wind-assisted ships operating at leeway angles. *Ocean Engineering*, 178 :375–387, 2019. doi : 10.1016/j.oceaneng.2018.12.041.

- [17] F.C. Gerhardt, S. Werner, A. Hörteborn, O. Lundbäck, J. Nisbet, and T. Olsson. Horses for courses : How to select the "right" wind propulsion system and how to make the business case. Dans The Royal Institution of Naval Architects (RINA), éditeur, *Proceedings of the International Conference on Wind Propulsion 2021*, 2021.
- [18] SIREHNA. Documentation utilisateur d'xdyn, 2022. URL : https://sirehna_naval_group.gitlab.io/sirehna/xdyn.
- [19] S. Kerkeni, F. Rongère, C. Chauvigné, and L. Letournel. A novel & innovative open-source framework for the design of challenging dp operations. Dans Marine Technology Society, éditeur, *Proceedings of the MTS Dynamic Positioning Conference 2018*, 2018.
- [20] F. Tillig and J. Ringsberg. Design, operation and analysis of wind-assisted cargo ships. *Ocean Engineering*, 211(1) :1–23, 2020. doi : 10.1016/j.oceaneng.2020.107603.
- [21] Boris Horel. *Modélisation Physique du Comportement du Navire par Mer de l'Arrière*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes, 2016.
- [22] Félicien Bonnefoy. Manœuvrabilité des navires. Cours en option Océan à l'Ecole Centrale de Nantes, 2020.
- [23] IRT Jules Verne. Bassin numérique pour la conception des navires, 2012. URL : <https://www.irt-jules-verne.fr/wp-content/uploads/Bassin-numérique.pdf>.
- [24] J. Holtrop. A statistical re-analysis of resistance and propulsion data. *International Shipbuilding Progress*, 31(363) :272–276, 1984.
- [25] H. Yasukawa and Y. Yoshimura. Introduction of MMG standard method for ship maneuvering predictions. *Journal of Marine Science and Technology*, 20 :37–52, 2015. doi : 10.1007/s00773-014-0293-y.
- [26] Yin Zhou and Ahsan Kareem. Definition of wind profiles in asce 7. *Journal of Structural Engineering*, 128(8) :1082–1086, 2002. doi : 10.1061/(ASCE)0733-9445(2002)128:8(1082).
- [27] Emmanuel Branlard. Wind energy : On the statistics of gusts and their propagation through a wind farm. Thèse de master, Energy Research Center of the Netherlands (ECN), 2009.
- [28] Kenichi Kume, Hiroki Ohba, Hideo Orihara, and Shuji Mizokami. Wind velocity profile and representative wind velocity for wind resistance measurement of ship models. *Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers*, 30 :1–13, 2019. doi : 10.2534/jjasnaoe.30.1.
- [29] Kenneth W. Ruggles. The vertical mean wind profile over the ocean for light to moderate winds. *Journal of Applied Meteorology and Climatology*, 9(3) :389–395, 1970. doi : 10.1175/1520-0450(1970)009<0389:TVMWPO>2.0.CO;2.
- [30] J. Dattatri, N. Jothi Shankar, and H. Raman. Wind velocity distribution over wind-generated water waves. *Coastal Engineering*, 1 :243–260, 1977. doi : 10.1016/0378-3839(77)90017-5.
- [31] Kenan Cole. *Reactive Trajectory Generation and Formation Control for Groups of UAVs in Windy Environments*. Thèse de doctorat, George Washington University, 2018.
- [32] F. Pasquill. Atmospheric dispersion of pollution. *Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society*, 97(414) :369–395, 1971. doi : <https://doi.org/10.1002/qj.49709741402>.
- [33] H. Charnock. Wind stresses over a water surface. *Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society*, 81(350) :639–640, 1955. doi : 10.1002/qj.49708135027.
- [34] D. Lungu, P. Van Gelder, and R. Trandafir. Comparative study of eurocode 1, iso and asce procedures for calculating wind loads. *Bulletin of the International Association for Bridge and Structural Engineering (IABSE)*, 74 :345–354, 1996.
- [35] G.B. Airy. *Encyclopaedia Metropolitana*, volume 3, chapitre Tides and Waves. 1841.
- [36] G.G. Stokes. On the theory of oscillatory waves. *Transactions of the Cambridge Philosophical Society*, (8) :441–455, 1847.
- [37] G. Rodenbusch and G. Forristall. An empirical model for random directional wave kinematics near the free surface. Dans *Proceedings of the Offshore Technology Conference*, number OTC-5097-MS, 1986. doi : 10.4043/5097-MS.

- [38] C. L. Bretschneider. Wave variability and wave spectra for wind-generated gravity waves. Technical Report 118, Beach Erosion Board, U.S. Army Corps of Engineers, 1959.
- [39] Jr. Pierson, Willard J. and Lionel A. Moskowitz. *Journal of Geophysical Research*, 69 :5181–5190, 1964.
- [40] K. Hasselmann, T.P. Barnett, E. Bouws, H. Carlson, D.E. Cartwright, K. Enke, J.A. Ewing, H. Gienapp, D.E. Hasselmann, P. Kruseman, A. Meerburg, P. Mller, D.J. Olbers, K. Richter, W. Sell, and H. Walden. Measurements of wind-wave growth and swell decay during the Joint North Sea Wave Project (JONSWAP). *Ergänzungsheft zur Deutschen Hydrographischen Zeitschrift Reihe*, 8(12) :95, 1973.
- [41] I.R. Young. *Wind Generated Ocean Waves*, chapitre Fetch and Duration Limited Growth, pages 83–131. Elsevier, 1999.
- [42] J.H. Michell. The wave resistance of a ship. *The London, Edinburgh, and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science*, 272(45) :106–123, 1898. doi : 10.1080/14786449808621111.
- [43] Gérard Delhommeau. *Les problèmes de diffraction-radiation et de résistance de vagues : étude théorique et résolution numérique par la méthode des singularités*. Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure de Mécanique, Nantes, 1987.
- [44] Report of the skin friction and turbulence stimulation committee. Dans *Proceedings of the 8th International Towing Tank Conference (ITTC)*, Madrid, Spain, 1957.
- [45] M.M. Bernitsas, D. Ray, and P. Kinley. K_T , K_Q and efficiency curves for the Wageningen B-Series propellers. Technical report, Department of Naval Architecture and Marine Engineering, College of Engineering, University of Michigan, 1981.
- [46] Mark Drela. XFOIL : An analysis and design system for low reynolds number airfoils. Dans *Proceedings of the Conference on Low Reynolds Number Airfoil Aerodynamics*, 1989. doi : 10.1007/978-3-642-84010-4_1.
- [47] L. Prandtl. *Tragflügeltheorie*. Königliche Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, 1918.
- [48] W. Blendermann, J. E. Brix, K. Grensemann, N. H. Norrbin, W. Pieper, H. Schwanecke, S. D. Sharma, H. Söding, B. Wagner, and F. Weiß. *Manoeuvring Technical Manual*. Seehafen Verlag Hamburg, 1993.
- [49] R.E. Froude. On the part played in propulsion by differences of fluid pressure. *Transactions of the Institution of Naval Architects*, 30 :390–405, 1889.
- [50] A. F. Molland and S. R. Turnock. *Marine Rudders & Control Surfaces*. Elsevier, 2007. doi : 10.1016/B978-0-7506-6944-3.X5000-8.
- [51] M. A. Abkowitz. Measurement of hydrodynamic characteristic from ship maneuvering trials by system identification. *Transactions of Society of Naval Architects and Marine Engineers*, 88 :283–318, 1980.
- [52] K. Dai and Y. Li. Manoeuvring prediction of KVLCC2 with hydrodynamic derivatives generated by a virtual captive model test. *Polish Maritime Research*, 26(4) :16–26, 2019. doi : 10.2478/pomr-2019-0062.
- [53] Y. R. Cho, B. S. Yoon, D. J. Yum, and M. S. Lee. Prediction of ship manoeuvrability in initial design stage using CFD based calculation. *Ship & Ocean Technology*, 11(1) :11–24, 2007.
- [54] G. Taimuri, J. Matusiak, T. Mikkola, P. Kujala, and S. Hirdaris. A 6-DoF maneuvering model for the rapid estimation of hydrodynamic actions in deep and shallow waters. *Ocean Engineering*, 218(2018) :108103, 2020. doi : 10.1016/j.oceaneng.2020.108103.
- [55] S. F. Hoerner. *Fluid-dynamic lift*. Hoerner L. A., 1985.
- [56] J.P. Hooft. The cross-flow drag on a manoeuvring ship. *Ocean Engineering*, 21(3) :329–342, 1994. doi : 10.1016/0029-8018(94)90004-3.
- [57] Max E. Munk. The aerodynamic forces on airship hulls. Technical Report 184, National Advisory Committee for Aeronautics (NACA), 1921.

- [58] S. Inoue, M. Hirano, K. Kijima, and J. Takashina. A practical calculation method of ship maneuvering motion. *International Shipbuilding Progress*, 28(325) :207–222, 1981. doi:10.3233/ISP-1981-2832502.
- [59] T.F. Ogilvie. Recent progress toward the understanding and prediction of ship motions. Dans *5th Symposium on naval Hydrodynamics*, Bergen, Norway, 1964.
- [60] Gérard Delhommeau. Seakeeping codes AQUADYN and AQUAPLUS. Dans *19th WEGEMT School*, Nantes, France, 1993.
- [61] W.E. Cummins. The impulse response function and ship motions. Technical report, Hydromechanics Laboratory, David Taylor Model Basin (DTMB), Department of the Navy, 1962.
- [62] J. Bougis. *Étude de la Diffraction-Radiation dans le Cas d'un Flotteur Indéformable Animé d'une Vitesse Moyenne Constante et Sollicité par une Houle Sinusoïdale de Faible Amplitude*. Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure de Mécanique, Nantes, 1980.
- [63] Numerical estimation of roll damping. ITTC - recommended procedures and guidelines, International Towing Tank Conference (ITTC), 2002.
- [64] Y. Ikeda, Y. Himeno, and N. Tanaka. Components of roll damping of ship at forward speed. *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, 143 :113–125, 1978. doi:10.2534/jjasnaoe1968.1978.113.
- [65] S. Chakrabarti. Empirical calculation of roll damping for ships and barges. *Ocean Engineering*, 28 :915–932, 2001.
- [66] J. Falzarano, A. Somayajula, and R. Seah. An overview of the prediction methods for roll damping of ships. *Ocean Systems Engineering*, 5(2) :55–76, 2015. doi:10.12989/ose.2015.5.2.055.
- [67] Lucas Letournel. *Développement d'un outil de simulation numérique basé sur l'approche "Weak-Scatterer" pour l'étude des systèmes houlomoteurs en grands mouvements*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes, 2015.
- [68] Camille Chauvigné. *Tenue à la mer d'un flotteur animé de grands mouvements pour les Energies Marines Renouvelables*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes, 2016.
- [69] Pierre-Yves Guillaume. *Simulation numérique des opérations d'installation pour les fermes d'éoliennes offshore*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes, 2019.
- [70] N.J. Van der Kolk, G. Bordogna, J.C. Mason, P. Desprairies, and A. Vrijdag. Case study : Wind-assisted ship propulsion performance prediction, routing, and economic modelling. Dans The Royal Institution of Naval Architects (RINA), éditeur, *Proceedings of the International Conference Power & Propulsion Alternatives for Ships*, 2019.
- [71] Testing and extrapolation methods loads and responses, stability model tests on intact stability. ITTC - recommended procedures and guidelines, International Towing Tank Conference (ITTC), 2005.
- [72] C.G. Broyden. A class of methods for solving nonlinear simultaneous equations. *Mathematics of Computation*, 19(92) :577–593, 1965. doi:10.1090/S0025-5718-1965-0198670-6.
- [73] K. Levenberg. A method for the solution of certain non-linear problems in least squares. *Quarterly of Applied Mathematics*, 2(2) :164–168, 1944. doi:0.1090/qam/10666.
- [74] D. Marquardt. An algorithm for least-squares estimation of nonlinear parameters. *SIAM Journal on Applied Mathematics*, 11(2) :431–441, 1963. doi:10.1137/0111030.
- [75] W. La Cruz, J.M. Martinez, and M. Raydan. A class of methods for solving nonlinear simultaneous equations. *Mathematics of Computation*, 75(255) :1429–1448, 2006. doi:10.1090/S0025-5718-06-01840-0.
- [76] D.G. Anderson. Iterative procedures for nonlinear integral equations. *Journal of the ACM*, 12(4), 1965.
- [77] M.J.D. Powell. An efficient method for finding the minimum of a function of several variables without calculating derivatives. *Computer Journal*, 7(2) :155–162, 1964. doi:10.1093/comjnl/7.2.155.

- [78] R.P. Brent. *Algorithms for Minimization without Derivatives*. Prentice-Hall, 1973.
- [79] C. Ridder. A new algorithm for computing a single root of a real continuous function. *IEEE Transactions on Circuits and Systems*, 26(11) :979–980, 1979. doi : 10.1109/TCS.1979.1084580.
- [80] G. E. Alefeld, F. A. Potra, and Y. Shi. Algorithm 748 : Enclosing zeros of continuous functions. *ACM transactions on Mathematical Software*, 21(3) :327–344, 1995. doi : 10.1145/210089.210111.
- [81] C.D.T. Runge. Über die numerische auflösung von differentialgleichungen. *Mathematische Annalen*, 46(2) :167–178, 1895. doi : 10.1007/BF01446807.
- [82] M. Kutta. Beitrag zur näherungsweise integration totaler differentialgleichungen. *Zeitschrift für Mathematik und Physik*, 46 :435–453, 1901.
- [83] L. Euler. *Institutiones calculi integralis*. 1768.
- [84] J.R. Cash and A.H. Karp. A variable order runge-kutta method for initial value problems with rapidly varying right-hand sides. *ACM Transactions on Mathematical Software*, 16(3) :201–222, 1990. doi : 10.1145/79505.79507.
- [85] Explanatory notes to the standards for ship manoeuvrability. Technical Report MSC/Circ.1053, International Maritime Organization, 2002.
- [86] A. Babarit, N. Abdul Ghani, E. Brouillette, S. Delvoe, M. Weber, A. Merrien, M. Michou, and J.-C. Gilloteaux. Experimental validation of the energy ship concept for far-offshore wind energy conversion. *Ocean Engineering*, 239(109830), 2021. doi : j.oceaneng.2021.109830.
- [87] B. Elie, B. Bognet, T. Boileau, M. Weber, J.-C. Gilloteaux, and A. Babarit. Experimental proof-of-concept of an energy ship propelled by a flettner rotor. *Journal of Physics : Conference Series*, 2265(4) :042057, 2022. doi : 10.1088/1742-6596/2265/4/042057.
- [88] B. Charrier. *Étude Théorique et Expérimentale de l'Effet Magnus Destiné à la Propulsion Éolienne des Navires*. Thèse de doctorat, Université Paris-VI, 1979.
- [89] N.J. Van der Kolk. Hydrodynamics of wind-assisted ship propulsion : Modelling of hydrodynamic sideforce. Dans *Proceedings of the 24th International HISWA Symposium on Yacht Design and Yacht Construction*, 2016.
- [90] Joseph Katz and Allen Plotkin. *Low-Speed Aerodynamics*. Cambridge Aerospace Series. Cambridge University Press, 2 edition, 2001. doi : 10.1017/CB09780511810329.

Annexe A

xWASP_CN : documentation utilisateur

Home

Welcome to the xWASP_CN documentation! xWASP_CN is a 6-DoFs Dynamic Velocity/Power Prediction Program dedicated to Wind-Assisted Ship Propulsion. It uses the *xdyn* ship simulator developed by SIREHNA for forces computation and time integration. xWASP_CN has statics and dynamics capabilities to compute a ship's response to wind and sea conditions.

xWASP_CN was developed at the LHEEA (Laboratoire de recherche en Hydrodynamique, Énergétique et Environnement Atmosphérique, Ecole Centrale de Nantes/CNRS) in Nantes with funding from the French Environment Agency (ADEME) and the Région Pays de la Loire. It is licensed under the Eclipse Public License v2.0 (see license file).

Quickstart

Docker

The fastest way to get xWASP_CN working on your computer is with Docker. This is the recommended approach, as all the dependencies are included in the Docker image. Once Docker is installed and running (and set up for Linux containers), you can download the xWASP_CN image :

```
docker pull registry.gitlab.com/lheea/xwasp_cn:latest
```

Note : By default on Linux systems, the Docker Engine is only accessible to the root user. If Docker is not set up to be used by all users (see here), you need to prepend all your commands with `sudo`.

The xWASP_CN Docker image comes with *xdyn* installed. You can check that the image is listed in your available Docker images with the command `docker images`.

For easier use, you can tag the xWASP_CN Docker image with a shorter name, e.g. `xwasp_cn` :

```
docker tag registry.gitlab.com/lheea/xwasp_cn xwasp_cn
```

In the following, the xWASP_CN docker image will be referred to as `xwasp_cn`.

You can then start xWASP_CN from a set of input files :

```
docker run -it --rm -v $(pwd):/work -w /work xwasp_cn input.yml --output  
→ results.h5
```

For details about the Docker options used in this command, see the Docker CLI documentation.

Note : if you are running Docker on Windows with a PowerShell, replace `$(pwd)` with `${PWD}`.

In this example, the input file `input.yml` is located in the current working directory, which is mounted to the Docker container at location `/work`. All other input files (xdyn YAML input file, mesh file, frequency-domain results file...) must be in this folder or a sub-directory, otherwise Docker will be unable to access them. Additionally, the results will be outputted in the `results.h5` file in this example (the `-o` option shortcut can replace `--output`).

To get more (or less) information about the ongoing computation in the console, the `--logging` (shortcut `-l`) argument can be set to a specific level (one of `CRITICAL`, `ERROR`, `WARNING`, `INFO`, `DEBUG`, not case-sensitive, defaults to `INFO`) :

```
docker run -it --rm -v $(pwd):/work -w /work xwasp_cn input.yml --output
↪ results.h5 --logging DEBUG
```

Running natively

`xWASP_CN` is not currently packaged to be installed with Python on a computer. However it is still possible to run `xWASP_CN` natively on your computer like any other script. For this, you need to have Python 3 installed, and the `xdyn` binaries need to be in the `PATH` (i.e. your OS needs to know where to look for them). Then you can simply run the `xWASP_CN` main file with Python :

```
python path/to/main.py input.yml
```

You may also need to install additional Python libraries used by `xWASP_CN`.

Warning : `xWASP_CN` was not tested natively except on a Linux system. A few tweaks in the code might be required to run it natively on Windows and other non-linux systems.

Tutorial

This page describes the process to set up a simulation with `xWASP_CN` and post-process the results, using an example. The main steps are :

- Building the *xdyn* model
- Creating the `xWASP_CN` input file
- Running the simulation
- Post-processing

The example files built in this tutorial are available in the `example` folder.

Building the *xdyn* model

The `xdyn` model file (example) describes the ship and the force models acting upon it. A complete description of the model file can be found in *xdyn's* documentation (including the list of available force models). Detail about what forces to model for each type of simulation can be found in the *Ship model* page.

Rotation convention

By itself, *xdyn* allows for all possible combinations of rotations (see *xdyn's* documentation for a comprehensive list). However, in order to enforce the course, `xWASP_CN` uses the yaw angle ψ . Thus, the convention must always include a single rotation of the angle ψ around the fixed (vertical) Z axis (conventions 1-6, 11, **12**, 14, and 18 from the *xdyn* documentation). Regardless of the convention chosen, the results must be interpreted with regards to this convention.

We recommend using the aeronautics convention (id : 12), which is :

1. Rotation of ψ around the fixed (vertical) Z axis
2. Rotation of θ around the Y' axis resulting from the first rotation
3. Rotation of ϕ around the X'' axis resulting from the previous rotations

This convention is defined as follows is the `xdyn` model file: `yaml rotations convention: [psi, theta', phi'']`

Environmental models

Any environmental model present in the `xdyn` model file will be overwritten by `xWASP_CN`. This section can be omitted altogether.

Ship parameters

The ship model itself is written in the `bodies` section of the `xdyn` input file. This section is a list because `xdyn` by itself is able to simulate several bodies. However in `xWASP_CN`, only the ship is of interest, and thus only one body must be described in this section.

```
bodies:
- name: ship
  [...]
```

The ship can have any name, which may be used in the output to reference the body.

Mesh

A mesh may be needed for some force models (including Froude-Krylov and non-linear hydrostatics). If that is the case, the mesh file is specified as well as the position of the body frame relative to the mesh frame :

```
bodies:
- name: ship
  mesh: KVLCC2_mesh.stl
  position of body frame relative to mesh:
    frame: mesh
    x: {value: 0, unit: m}
    y: {value: 0, unit: m}
    z: {value: 0, unit: m}
    phi: {value: 0, unit: rad}
    theta: {value: 0, unit: rad}
    psi: {value: 0, unit: rad}
  [...]
```

In this example the body frame is located at the origin of the mesh frame.

Initial states

The initial states (initial position and initial velocity) are overwritten by `xWASP_CN` for dynamics computations, and not used for statics computations. However they must still be present for `xdyn` to initialize the computation.

```
bodies:
- name: ship
  [...]
  initial position of body frame relative to NED:
```

```

frame: NED
x: {value: 0, unit: m}
y: {value: 0, unit: m}
z: {value: 0, unit: m}
phi: {value: 0, unit: deg}
theta: {value: 0, unit: deg}
psi: {value: 0, unit: deg}
initial velocity of body frame relative to NED:
frame: ship
u: {value: 0, unit: m/s}
v: {value: 0, unit: m/s}
w: {value: 0, unit: m/s}
p: {value: 0, unit: rad/s}
q: {value: 0, unit: rad/s}
r: {value: 0, unit: rad/s}
[...]

```

Inertial properties

Inertial properties of the ship are important for hydrostatics and dynamics computations. They are specified in the `dynamics` section of the body model.

The `hydrodynamic forces calculation point` is used for some forces models (including forward resistance), and thus should be carefully chosen.

If only statics are to be computed, the inertia and added mass matrix have not effect. They must still be specified. However the mass ($I_{1,1} = I_{2,2} = I_{3,3} = m$) must still be provided for a correct hydrostatic equilibrium to be found.

For dynamics computations, the added mass matrix can either be specified directly or retrieved from an HDB file (result of a frequency-domain potential flow sea-keeping solver).

```

bodies:
- name: ship
  [...]
  dynamics:
    hydrodynamic forces calculation point in body frame:
      x: {value: 0, unit: m}
      y: {value: 0, unit: m}
      z: {value: 0, unit: m}
    centre of inertia:
      frame: ship
      x: {value: 0, unit: m}
      y: {value: 0, unit: m}
      z: {value: 2.2, unit: m}
    rigid body inertia matrix at the center of gravity and projected in the
    ↪ body frame:
      row 1:
    ↪ [3.101981e+08,0.000000e+00,0.000000e+00,0.000000e+00,0.000000e+00,0.000000e+00]
      row 2:
    ↪ [0.000000e+00,3.101981e+08,0.000000e+00,0.000000e+00,0.000000e+00,0.000000e+00]
      row 3:
    ↪ [0.000000e+00,0.000000e+00,3.101981e+08,0.000000e+00,0.000000e+00,0.000000e+00]
      row 4:
    ↪ [0.000000e+00,0.000000e+00,0.000000e+00,2.087872e+11,1.201552e+09,2.187367e+10]

```

```

        row 5:
↪ [0.000000e+00,0.000000e+00,0.000000e+00,1.201552e+09,2.421491e+12,5.394442e+08]
        row 6:
↪ [0.000000e+00,0.000000e+00,0.000000e+00,2.187367e+10,5.394442e+08,2.464725e+12]
        added mass matrix at the center of gravity and projected in the body
↪ frame:
        from hdb: KVLCC2.hdb
    [...]
```

Forces models

The force models are arguably the most important part of the model, and choosing them appropriately will dictate the accuracy of the results. A broad number of models are already included in *xdyn*, but you can implement your own models (either directly in *xdyn*'s code or as remote models using gRPC as an interface).

Each model is related to a specific physical problem, and represents a compromise between accuracy and computation time. Different models for the same force can be useful at different stages of a project. For example, forward resistance can be modeled using increasingly accurate methods :

- Semi-empirical models such as Holtrop-Mennen
- Resistance curves
 - From potential flow computation with ITTC formulae for friction
 - From CFD computations
- Fully coupled models (computing the resistance on the fly using a potential flow solver or CFD coupled to *xdyn*)

The latter is more complicated to set up, and requires heavy computational costs.

Additionally, some force models may be useful for dynamics computations but useless for statics. This is true regardless of the validity range of the model. For example waves-related models are useless for computing statics. The opposite is rarely true : most forces used for statics need to be computed in dynamics computations as well, but the area of validity must be considered (e.g. a forward resistance designed for statics may not do well in dynamics computations).

General guidelines for force models are given in the *Ship model* page.

Statics Hydrostatics

Hydrostatics is the sum of buoyancy and gravity (although *xdyn* currently requires the gravity model to be explicitly specified in addition to one of the hydrostatics models).

```

bodies:
- name: ship
  [...]
  external forces:
    - model: gravity
    - model: hydrostatic
  [...]
```

The hydrostatics model used in this example requires a mesh, but some linear hydrostatics models do not. If sink, heel and trim are expected to be small, a linear model allows for substantial computation time reduction while providing satisfactory results (because integrating over the hull mesh is one of the most time-consuming operation in *xdyn*).

Forward resistance

Forward resistance, along with propulsion systems, is the main force component that dictate forward motion equilibrium. As mentioned above, there is a variety of models suitable for computing this force. The Holtrop-Mennen model used in this example is a semi-empirical model based on a regression over a few hundred hull shapes, and widely used to get a rough estimation of the forward resistance of classical hull shapes. However it should probably be avoided for innovative hull shapes used in wind-assisted ship propulsion.

```
bodies:
- name: ship
  [...]
  external forces:
  - model: Holtrop & Mennen
    Lwl: {value: 325.5,unit: m}
    Lpp: {value: 320,unit: m}
    B: {value: 58,unit: m}
    Ta: {value: 20.8,unit: m}
    Tf: {value: 20.8,unit: m}
    Vol: {value: 312622,unit: m^3}
    lcb: 3.48
    S: {value: 27194,unit: m^2}
    Abt: {value: 25,unit: m^2}
    hb: {value: 2.5,unit: m}
    Cm: 0.998
    Cwp: 0.83
    At: {value: 0,unit: m^2}
    Sapp: {value: 273.3,unit: m^2}
    Cstern: 0
    1+k2: 2
    apply on ship speed direction: false
  [...]
```

Mechanical propulsion and steering

Modeling the mechanical propulsion is useful to check that the ship is able to maintain a set speed, and in term compute the engine power and fuel consumption.

Modeling the steering system is useful to check that the ship is able to maintain a set course with a tolerable rudder angle.

These systems are better modeled coupled, as the rudder is often placed in the direct wake of a propeller to benefit from the locally accelerated flow, and thus the flow around the rudder depends on the propeller's rotation speed.

When modeled, these systems need to be controlled. Their commands must be provided to xWASP_CN in the main input file, as the goal of xWASP_CN is to find their static setpoints.

However they need not be modeled for xWASP_CN to work : instead xWASP_CN will find the propulsive force and steering moment that they must provide.

```
bodies:
- name: ship
  [...]
  external forces:
  - name: propellerAndRudder
    model: propeller+rudder
```

```

position of propeller frame:
  frame: mesh(ship)
  x: {value: -163.82, unit: m}
  y: {value: 0, unit: m}
  z: {value: 15, unit: m}
  phi: {value: 0, unit: rad}
  theta: {value: 0, unit: deg}
  psi: {value: 0, unit: deg}
wake coefficient w: 0.576
relative rotative efficiency etaR: 1
thrust deduction factor t: 0.7
rotation: clockwise
number of blades: 5
blade area ratio AE/A0: 0.431
diameter: {value: 9.326, unit: m}
rudder area: {value: 136.7, unit: m^2} #{value: 273.3, unit: m^2}
rudder height: {value: 15.8, unit: m^2}
effective aspect ratio factor: 1.7
lift tuning coefficient: 2.1
drag tuning coefficient: 1
position of rudder in body frame:
  x: {value: -170, unit: m}
  y: {value: 0, unit: m}
  z: {value: 10, unit: m}
[...]

commands:
- name: propellerAndRudder
  t: [0]
  P/D: {unit: none, values: [0.721]}

```

Note : The propeller model used in this example has a variable blade pitch. This parameter cannot be passed to xWASP_CN, because there can be only one mechanical propulsion command (otherwise there would be more unknowns than equations). Thus, the blade pitch P/D needs to be provided as a command in the *xdyn* model file. Here it is set at 0.721 for all times.

Wind propulsion

Currently, the only built-in model for wind propulsion systems in *xdyn* is the aerodynamic polar. It uses lift and drag coefficients, which depend on the angle of attack. This model can be used to represent any kind of wind propulsion system, and even the drag caused by superstructures, as long as it is proportional to the square of the relative wind velocity.

The lift and drag coefficients values used in this example are for a soft mainsail, from ORC-VPP's documentation.

```

bodies:
- name: ship
  [...]
external forces:
- name : sail_1
  model : aerodynamic polar
  calculation point in body frame:
    x: {value: 0, unit: m}
    y: {value: 0, unit: m}

```

```

    z: {value: -21, unit: m}
    phi: {value: 0, unit: rad}
    theta: {value: 0, unit: deg}
    psi: {value: 0, unit: deg}
    reference area : {value: 1000, unit: m^2}
    AWA : {unit: deg, values: [0,7,9,12,28,60,90,120,150,180]}
    lift coefficient :
↪ [0.00000,0.94828,1.13793,1.25000,1.42681,1.38319,1.26724,0.93103,0.38793,-0.11207]
    drag coefficient :
↪ [0.03448,0.01724,0.01466,0.01466,0.02586,0.11302,0.38250,0.96888,1.31578,1.34483]
    [...]

```

Note : The example file actually includes 3 sails located along the ship. For brevity, only one sail was presented here.

Side forces

In addition to the propulsive force, wind propulsion systems usually produce a side force that results in leeway. To find the amount of leeway, there must be a force model to represent the hull's resistance to side motion. Side forces are not traditionally taken into account for propulsion power assessment, so finding suitable models is more difficult.

One solution is to use maneuverability models when the data is available. Maneuverability coefficients may also be obtained through CFD beforehand, or derived from semi-empirical models (not currently included in *xdyn*, and not always suitable for innovative hull shapes). These types of models need to be used with care, as they are usually only derived for the horizontal plane, and thus will not take into account heel, trim and heave.

```

bodies:
- name: ship
  [...]
  external forces:
  - model: MMG maneuvering
    calculation point in body frame:
      x: {value: -11.1, unit: m}
      y: {value: 0, unit: m}
      z: {value: 0, unit: m}
    Lpp: {value: 320, unit: m}
    T: {value: 20.8, unit: m}
    Xvv: -0.04
    Xrr: 0.011
    Xvr: 0.002
    Xvvvv: 0.771
    Yv: -0.315
    Yr: 0.083
    Yvvv: -1.607
    Yrvv: 0.379
    Yvrr: -0.391
    Yrrr: 0.008
    Nv: -0.137
    Nr: -0.049
    Nvvv: -0.03
    Nrvv: -0.294
    Nvrr: 0.055
    Nrrr: -0.013

```

[...]

Note : Not all coefficients are necessary for statics computations. All coefficients related to the yaw rotation speed r can be set to zero, because $r = 0$ in all statics computations.

Note 2 : Maneuverability models also take into account the increase in forward resistance induced by leeway. If you use a forward resistance model that already take into account this effect, the coefficients X_{vv} and X_{vvvv} should be set to 0.

Dynamics Maneuverability

Maneuverability computations require specific models such as the one described in the Side forces section.

Since these models are usually restricted to the horizontal plane (surge, sway and yaw), the other degrees of freedom must either be blocked or proper damping be added, or these DoFs (roll, pitch and heave) might oscillate and/or diverge.

Sea-keeping

Sea-keeping computations usually require preliminary data. The Froude-Krylov force, resulting from the direct integration of the incident wave pressure field over the ship hull (which requires a mesh), can be computed by *xdyn*. However diffraction and radiation forces require to solve the flow of the body subjected to waves. Those can be obtained using the open-source software Nemoh or any other commercial option (be careful of the system of axes, as they can vary depending on the software and need to be converted to *xdyn*'s system of axes).

```
bodies:
- name: ship
  [...]
external forces:
- model: non-linear Froude-Krylov
- model: diffraction
  hdb: KVLCC2.hdb
  calculation point in body frame:
    x: {value: 0, unit: m}
    y: {value: 0, unit: m}
    z: {value: 0, unit: m}
  mirror for 180 to 360: true
- model: radiation damping
  hdb: KVLCC2.hdb
  type of quadrature for cos transform: simpson
  type of quadrature for convolution: simpson
  nb of points for retardation function discretization: 100
  omega min: {value: 0.01, unit: rad/s}
  omega max: {value: 8, unit: rad/s}
  tau min: {value: 0, unit: s}
  tau max: {value: 80, unit: s}
  forward speed correction: true
  suppress constant part: true
  output Br and K: false
  calculation point in body frame:
    x: {value: 0, unit: m}
    y: {value: 0, unit: m}
    z: {value: 0, unit: m}
[...]
```

Creating the xWASP_CN input file

The xWASP_CN input file (example) specifies the type of computations to be performed, the associated numerical parameters, as well as the environmental conditions the ship is to be subjected. The complete description of the xWASP_CN input file can be found in the *Input file* page.

Running the simulation

Please refer to the *Quickstart* page for information about how to launch a computation.

Post-processing

The results are currently stored in a HDF5 file. This file can be opened and explored using a HDF file explorer such as HDFView, which also provides plotting capabilities. The results can then easily be copied from the HDF5 tables to a spreadsheet, or accessed using the HDF5 library (available in many programming languages).

Future developments of xWASP_CN will include CSV outputting (and other useful formats if requested).

Input file

General description

xWASP_CN is controlled with an input file written in YAML. This file describes the study parameters like the ranges of environmental conditions, as well as numerical parameters like the convergence conditions, time step and time integration scheme.

This file is divided in 3 sections : `general`, `statics` and `dynamics`. The `general` section specifies the general numerical parameters for the computations and the location of the `xdyn` model file. The `statics` section defines the parameters for the steady-state simulations. The `dynamics` section describes the types of dynamic computation that xWASP_CN should execute.

The general section

Here is an example of the `general` section of an input file :

```
general:
  log to file: debug
  max number of processes: 1
  xdyn model file: input/KVLCC2_sails_controlled.yml
  mode: PPP
  engine command: propeller(rpm)
  steering command: rudder(beta)
  ship speed: {unit: m/s, value: 12}
  units: {wind speed: m/s, wind angle: deg}
  wind speeds: [10,20,30]
  wind angles: [1,30,60,90,120,150,179]
  wind model:
    model: log wind profile
    reference height: {value: 10., unit: m}
    roughness length: {value: 0.0002, unit: m}
```

All the parameters are detailed below :

- **[optional]** `log to file` : level of logging to write in `xWASP_CN.log`. Can be one of `CRITICAL`, `ERROR`, `WARNING`, `INFO` or `DEBUG` (not case-sensitive), in increasing level of logging. If this parameter is not present, the logs will not be written to file. **Note** : Logging to file is independent from logging to the console.
- `max number of processes` : the maximum number of concurrent instances of `xdyn` that can be used. If `xWASP_CN` is ran inside a Docker container, the shares of CPUs can also be enforces using the proper argument to the Docker command.
- `xdyn model file` : the location of the input YAML file for `xdyn`. This path can be absolute when running `xWASP_CN` natively, but should always be relative and in a sub-folder of the `work` folder when running in a Docker container (because the context sent to the Docker daemon only includes sub-directories).
- `mode` : the computation mode of `xWASP_CN`, either `PPP` (Power Prediction Program) or `VPP` (Velocity Prediction Program).
- **[optional]** `engine command` : the command(s) corresponding to mechanical propulsion (e.g. engine or propeller) in the `xdyn` model. If provided, `xWASP_CN` will solve for this command's value instead of the propulsion power in `PPP` mode. Can be either a single command or a list of commands (in which case the same value will be used for all commands). Not used in `VPP` mode.
- **[optional]** `steering command` : the command(s) corresponding the steering device (e.g. rudder) in the `xdyn` model. If provided, `xWASP_CN` will solve for this command's value instead of the steering moment for course-keeping. Can be either a single command or a list of commands (in which case the same value will be used for all commands).
- `ship speed` : design ship speed for `PPP` mode, as a value/unit pair. Supported units are 'm/s' and 'kts'. Not used in `VPP` mode.
- `units` : the units used for the wind speed and angle. Supported units are 'm/s' and 'kts', and 'rad' and 'deg' respectively.
- `wind speeds` : true wind speeds (TWS) for which to execute the steady states and dynamic computations.
- `wind angles` : true wind angles (TWA) for which to execute the steady states and dynamic computations.
- **[optional]** `wind model` : specifies a static wind model to be used in the computations. See `xdyn`'s documentation for available models. All parameters of the model must be included, except for `direction` and `velocity` which are set by `xWASP_CN`. Defaults to the uniform wind model.

The statics section

This section defines the parameters used for the steady state computations.

```
statics:
  solve hydrostatics: true
  solve initial hydrostatics: true
  tolerance: 1e-10
  max inner iterations: 100
  max decoupled iterations: 10
  decoupled root-finding algorithm: toms748
  coupled root-finding algorithm: hybr
  sail models: ['sail_1', 'sail_2', 'sail_2']
  propeller models: ['propeller']
  max ship speed: 20.
  max engine command: 300
  max steering command: 1.2
```

```

max trim: {unit: deg, value: 10}
max heel: {unit: deg, value: 30}
max sinkage: 5
angle unit: deg
always save scalar root-finding debug file: false

```

All the parameters are detailed below :

- **[optional]** `solve hydrostatics`: whether to solve the hydrostatics problem. If False, the sink, heel and trim will be fixed at zero, and equilibrium will be ignored for Fz, Mx and My. Defaults to True.
- **[optional]** `solve initial hydrostatics`: whether to solve the hydrostatics at rest (with no wind) before any other computation. Subsequent computations will use the results as a starting point. Defaults to True if `solve hydrostatics` is True, to False otherwise. If `solve initial hydrostatics` is explicitly True but `solve hydrostatics` is False, hydrostatics will only be solved once at rest, and ignored for subsequent computations.
- **[optional]** `tolerance`: relative tolerance for root-finding. Defaults to 1e-9.
- **[optional]** `max inner iterations`: the maximum number of iterations for each root-finding procedure. Defaults to 300.
- **[optional]** `max decoupled iterations`: the maximum number of decoupled iterations allowed before a coupled root-finding procedure succeeds. Defaults to 3.
- **[optional]** `decoupled root-finding algorithm`: algorithm used for scalar (decoupled) root-finding. Supported algorithms are 'bisect', 'brentq', 'brenth', 'ridder' and 'toms748'. See the Scipy documentation for details. Defaults to 'toms748' (recommended).
- **[optional]** `coupled root-finding algorithm`: algorithm used for vector (coupled) root-finding. Supported algorithms are 'hybr', 'lm', 'broyden1', 'broyden2', 'anderson', 'linearmixing', 'diagbroyden', 'excitingmixing', 'krylov' and 'df-sane'. See the Scipy documentation for details. Defaults to 'hybr' (recommended).
- **[optional]** `sail models`: the force models corresponding to wind propulsion systems in the *xdyn* model. If provided, used by `xWASP_CN` to compute the sail power coverage (part of the propulsion power provided by the sails).
- **[optional]** `propeller models`: the force models corresponding to mechanical propulsion systems in the *xdyn* model. Required by `xWASP_CN` to compute the sail power coverage if mechanical propulsion is modeled (i.e. if `engine command` is provided in the `general` section).
- **[optional]** `max ship speed`: maximum ship speed allowed in VPP mode. Not used in PPP mode. Defaults to 100 m/s.
- `max engine command`: maximum engine command allowed in PPP mode if mechanical propulsion is modeled (i.e. if `engine command` is provided in the `general` section). Not used in VPP mode.
- `max steering command`: maximum steering command allowed if steering device is modeled (i.e. if `steering command` is provided in the `general` section).
- **[optional]** `max trim`: maximum trim allowed in steady state as a value/unit pair. Supported units are 'rad' and 'deg'. Defaults to 30°.
- **[optional]** `max heel`: maximum heel allowed in steady state as a value/unit pair. Supported units are 'rad' and 'deg'. Defaults to 30°.
- **[optional]** `max sinkage`: maximum sinkage allowed in steady state, in meters. Defaults to 10m.
- `output angle unit`: angle unit in the output file, either 'deg' or 'rad'. Defaults to 'rad'.
- **[optional]** `always save scalar root-finding debug file`: whether to always output the scalar root-finding debug file. This is a CSV file with all the forces for each scalar problem solved. Be careful as this may output a lot of files (one file per DoF per wind angle per wind speed). Note that successive decoupled iterations will overwrite the previous files, so that the files correspond to the latest decoupled iteration. Defaults to False.

The dynamics section

The `dynamics` section is itself divided into two subsections: `config` and `computations`. The `config` subsection contains general parameters for time integration, while the `computations` subsection is a list of tests to be simulated by `xWASP_CN`. These currently include sea-keeping tests and maneuverability tests. Each test must conform to a format which includes a few common parameters, and also includes its own parameters. Here is an example of a tests section including a zig-zag test and a sea-keeping test.

```
dynamics:
  config:
    solver: rk4
    dt: 1
    save time series: true
    heading controller:
      T: 5.
      ksi: 0.2
  computations:
    - name: man1
      type: zig-zag
      amplitude: {unit: deg, value: 10}
      max time: 1500
      offset command from statics: true

    - name: waves1
      type: regular waves
      T: 10
      H: {unit: m, value: 4}
      waves direction: {unit: deg, value: 30}
      depth: {unit: m, value: 10000}
      stretching: 1.
      mean value target for the sum of: {forces: 2e3, moments: 3e3}
      fixed propulsion: true
      fixed steering command: true
      angle unit: deg
      max time: 1500
```

`config` subsection parameters :

- `dt` : simulation time step (forwarded to `xdyn`)
- `solver` : time integration scheme (forwarded to `xdyn`, refer to its documentation for available options).
- `save time series` : whether to save the time history of the states and forces for all dynamic computations.
- `heading controller` : parameters for the simple heading controller force model to be used in place of a proper steering model. `T` (response time) is in seconds, and `ksi` (damping coefficient) has no unit. These parameters will be ignored if there is a steering model (i.e. if a steering command is provided).

The following parameters are common to all tests in the `computations` section :

- `name` : this string is used to refer to the test in the output files. It is especially useful when several tests of the same type are performed.
- `type` : this string defines the type of test, and must be one of the supported tests.

The parameters that are specific to each test are detailed in the documentation of this test.

Statics

Modes

xWASP_CN has two modes : PPP (Power Prediction Program) and VPP (Velocity Prediction Program). These modes correspond to two control strategies of a hybrid ship using both wind and mechanical propulsion systems. These two modes are inherited respectively from naval design and from sailing yacht technology.

Power Prediction Program

In naval design, power prediction is usually a 1-DoF problem, where the goal is to find the propulsion power required to maintain a ship at a set design speed in order to size the mechanical propulsion system.

This approach can be applied to wind-assisted ship propulsion, but the required mechanical propulsion power will depend on the wind conditions since the amount of wind assistance depends itself on the wind. Moreover, because wind propulsion systems also create side forces, it is useful to extend the problems to other degrees of freedom, most notably leeway.

Velocity Prediction Program

Velocity Prediction Programs are used in the yacht racing world, either for designing or for rating (handicapping) sailing yachts. They are usually 4-DoFs (excluding heave and trim) but some take into account all 6 degrees of freedom. The main goal is to find the ship's forward speed in different wind conditions.

The VPP approach can also be applied to wind-assisted ship propulsion when the ship speed is unknown rather than fixed. This leads to an entirely different mindset, where the ship's mechanical propulsion is either fixed or nonexistent (pure sailing ship), and the ship's final forward speed depends on the wind conditions.

Statics mathematical problem(s)

General equation

The goal of a statics computation is to find the system states η that corresponds to a static equilibrium, governed by the following equations (Newton-Euler with zero acceleration) :

$$\sum \vec{F}(\eta) = \vec{0} \quad (\text{A.1})$$

$$\sum \vec{M}_G(\eta) = \vec{0} \quad (\text{A.2})$$

At base, we have 6 components (3 forces and 3 moments), so we can solve for a maximum of 6 independent variables in the states vector η . The state vector ' η ' is a combination of variables to be solved by xWASP_CN. Which components of the equation we solve, as well as the choice of the state vector, depends on the mode (PPP or VPP) and what systems are modeled.

Coupling

The components of the state vector solution are coupled *a priori* by the force models F . However the problem is still expected to be diagonally dominant, i.e. each component of the state vector affects one component of the equation substantially more than the others.

This assumption allows us to associate each component of the state vector with the component of the governing equations that it is expected to influence the most. This association is used by the decoupled root-finding procedure to approach the solution before finding the coupled solution.

State vector

Propulsion problem

The propulsion problem is related to the forward motion of the ship, associated with the force along the longitudinal axis of the ship (projected into the horizontal plane).

PPP mode In Prediction Power mode, the forward speed of the ship is fixed :

- If the mechanical propulsion system is modeled, its command (`engine command` in the input) is added to the state vector and associated with the force along the x-axis in the governing equations.
- If the mechanical propulsion system is not modeled, the equilibrium can be ignored along the propulsion axis. The propulsive force necessary to maintain the speed is deduced from the residual force along this axis.

VPP mode In Velocity Prediction mode, the forward speed of the ship must be solved. It is associated with the force along the x-axis in the governing equations.

Leeway problem

The leeway problem is related to the side motion of the ship, associated with the force along the horizontal axis normal to the propulsion axis. This side motion is always unknown and must be solved.

Course-keeping problem

The course-keeping problem is related to the ship's ability to maintain a steady course. Since wind-induced leeway can heavily influence the course, we actually consider heading here. In `xWASP_CN`, the heading is always fixed in order to preserve the True Wind Angle :

- If the steering system is modeled, its command (`steering command` in the input) is added to the state vector and associated with the moment about the vertical axis in the governing equations.
- If the steering system is not modeled, the equilibrium can be ignored along the steering axis. The steering moment necessary to maintain the course can be deduced from the residual moment along this axis.

Hydrostatics problem

The hydrostatics problem is related to the heave, heel and trim of the ship. These three variables can be included in the state vector, and associated respectively with the vertical force, heel moment and trim moment components of the governing equations.

Algorithm

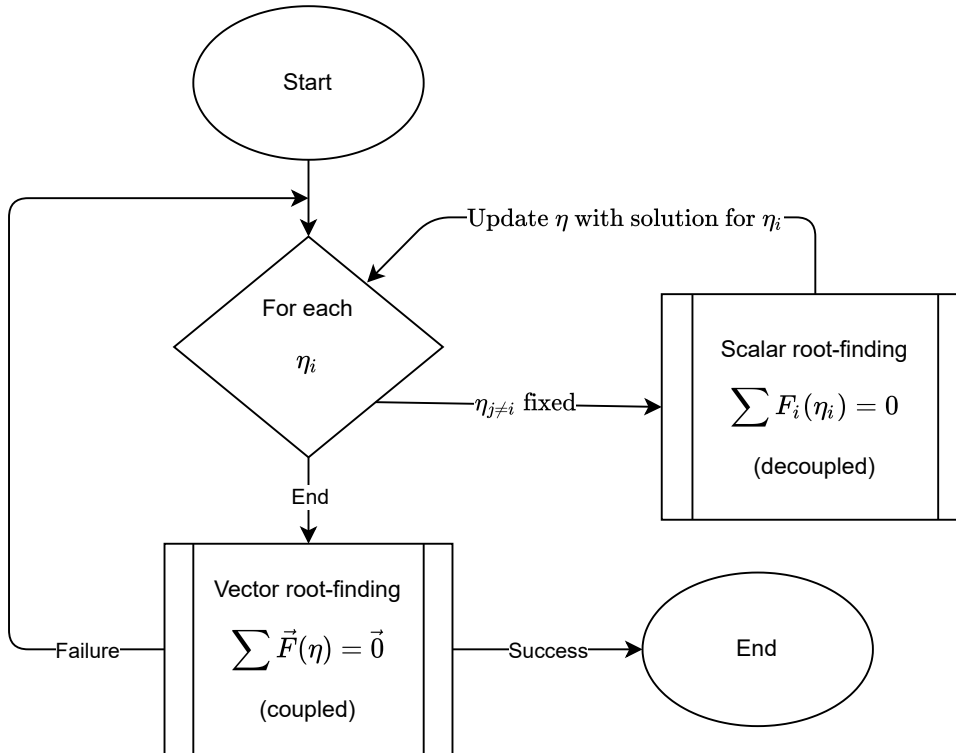
Decoupled procedure

Classical **vector** root-finding algorithms are very sensitive to initial guesses, and have proved unable to tackle the coupled problem on their own. xWASP_CN features an original root-finding procedure that leverages the diagonal-dominance of the problem. The goal of this procedure is to find an initial guess close enough to the coupled solution so that a coupled algorithm succeeds.

The procedure consists in solving successive decoupled problems using a classical **scalar** root-finding algorithm. For each of the state vector components, the other states are fixed and a root is found with the associated governing equation component as the function.

Coupled solution

At the end of each **scalar** root-finding sequence, a **vector** root-finding algorithm is used to solve the coupled problem. The results of the decoupled problems are used as the starting point for the coupled problem. If the **vector** root-finding algorithm does not succeed at finding a satisfactory solution, the decoupled sequence is repeated up to a limited number of times until the **vector** root-finding algorithm succeeds.



Static root-finding algorithm flowchart

Dynamics

Governing equation

When computing dynamics, the ship's behavior is governed by the Newton-Euler equations in the ship's frame at the center of mass G :

$$\begin{Bmatrix} \vec{F} \\ \vec{M}_G \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} m\mathbb{I}_3 & 0 \\ 0 & I_G \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \vec{a}_G \\ \vec{\alpha} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} 0 \\ \vec{\omega} \times I_G \vec{\omega} \end{Bmatrix} \quad (\text{A.3})$$

With :

- \vec{F} the sum of external forces acting on the ship
- \vec{M}_G the sum of external moments acting on the body at G
- m the ship's mass
- I_G the ship's inertia matrix at ' G '
- \vec{a}_G the acceleration of ' G '
- $\vec{\alpha}$ the angular acceleration
- $\vec{\omega}$ the angular velocity

The term $\vec{\omega} \times I_G \vec{\omega}$, known as *fictitious forces*, appears when applying Newton's law of motion into a rotating body frame.

The governing equation is integrated with respect to time by *xdyn*, using classical time integration schemes (see *xdyn*'s documentation for available options).

Dynamics computations

xWASP_CN is able to perform a number of dynamics simulation, corresponding to classical ship analysis. Each computation has a set of parameters in addition to the common name and type. This section describes every type of computation available in xWASP_CN.

All dynamics computations start at the steady state computed beforehand.

Warning : For the time being, xWASP_CN only outputs the time series for dynamics computations. The post-processing has to be done manually. Built-in computation of key metrics will be added in the future.

Sea-keeping

Common parameters

All sea-keeping tests have the following parameters in common :

```
computations:
- name: waves1
  type: regular waves
  T: 10
  H: {unit: m, value: 4}
  waves direction: {unit: deg, value: 30}
  depth: {unit: m, value: 10000}
  stretching: 1.
  fixed propulsion: true
  fixed steering command: true
```

Parameters details :

- T : wave period (or peak wave period for spectral waves), in seconds.
- H : wave height (or significant wave height for spectral waves), as a unit/value pair.
- `waves direction` : propagation direction of the waves as described in *xdyn*'s documentation, as a unit/value pair.
- `depth` : water depth to use in the wave model, as a unit/value pair.
- `stretching` : stretching delta value to use in the wave model (see *xdyn*'s documentation for details).
- **[optional]** `fixed propulsion` : whether to keep the propulsion command at the steady state result (`true`), or to let a controller set this command (the controller needs to be defined in the model). Defaults to `false`.

- **[optional]** `fixed steering`: whether to keep the steering command at the steady state result (`true`), or to let a controller set this command (the controller needs to be defined in the model). Defaults to `false`.

Regular waves

The `regular waves` test consists in subjecting the ship to an regular incoming wave until an oscillatory steady state is reached. Currently, only Airy waves are available in `xdyn`, but other models may be implemented in the future.

The steady state is considered to be reached when the average of forces and moments over 10 wave periods is under a set target (this method is allegedly not ideal and may be improved in the future).

```
computations:
- name: waves1
  type: regular waves
  T: 10
  H: {unit: m, value: 4}
  waves direction: {unit: deg, value: 30}
  depth: {unit: m, value: 10000}
  stretching: 1.
  mean value target for the sum of: {forces: 2e3, moments: 3e3}
  fixed propulsion: true
  fixed steering command: true
  max time: 1500
```

Parameters detail :

- `mean value target for the sum of`: target values for the 10-period average of forces and moments, in N and N.m respectively.
- `max time` : maximum physical time for the computation. If the target wasn't reached it the allowed time, a warning message is issued and the computation is stopped.

Spectral waves

In the `spectral waves` test, the ship is subjected to a wave spectrum for a set duration.

```
computations:
- name: seakeeping1
  type: spectral waves
  T: 10
  H: {unit: m, value: 4}
  waves direction: {unit: deg, value: 30}
  depth: {unit: m, value: 10000}
  stretching: 0.5
  fixed propulsion: true
  fixed steering command: true
  simulation time: 1000
  spectrum: JONSWAP
  gamma: 1.2
  number of periods: 10
  period bounds: {min: 1, max: 20}
  directional spreading: true
  s: 2
```

Parameters detail :

- `simulation time` : total physical time for the computation.
- `spectrum` : the type of spectrum to use. Can be one of JONSWAP, bretschneder and pierson-moskowitz.
- `gamma` : value of the `gamma` parameters for the JONSWAP spectrum. Not used for other spectra.
- `number of periods` : number of periods used for the spectrum discretization*.
- `period bounds` : period boundaries used for the spectrum discretization*.
- `directional spreading` : whether the waves direction is spread across a \cos^2s directional spectrum*. Defaults to `false`.
- `s` : `s` parameter for the directional spreading*. Not used if `directional spreading` is `false`.

* See *xdyn*'s documentation for details.

Current limitations

The sea-keeping tests have a the following limitation :

- The course cannot be forcefully maintained because *xdyn* doesn't support blocking the angles directly, so a controller is required for course-keeping. In the absence of a good course-keeping controller, the ship's heading may drift and the wind angle differ from the parameters. Currently, a `simple heading controller` force model is used until proper DoF blocking is implemented. The choice of the parameters for the heading controller is left to the user (in the `dynamics` section of the input file), and may heavily influence the results of the computation.

Maneuverability

Detail about the maneuverability testing procedures can be found here (only the zig-zag and turning circle procedures are currently implemented in `xWASP_CN`). This documentation focuses on the description of input parameters.

Common parameters

All maneuverability tests have the following parameters in common :

```
computations:  
- name: man2  
  type: turning circle  
  amplitude: {unit: deg, value: 35}  
  max time: 3500  
  offset command from statics: true
```

Parameters detail :

- `amplitude` : rudder angle for the maneuver (forwarded as the steering command), as a unit/value pair. Supported units are `rad` and `deg`.
- `max time` : maximum physical time allowed for the maneuver*, in seconds.
- `offset command from statics` : whether the steering command (usually rudder angle) of the maneuver should be relative (offset) to the static steering command computed beforehand. Defaults to `True`.

* Mainly here as a safeguard to prevent the computation from going on forever if something wrong occurs.

Zig-zag test

```
computations:  
- name: man1  
  type: zig-zag  
  amplitude: {unit: deg, value: 10}  
  max time: 1500  
  offset command from statics: true
```

Note: The `max time` is in between rudder angle changes, not for the entire maneuver. Since 4 rudder angle changes are made, the total time may be up to 4 times the `max time`.

Turning circle test

```
computations:  
- name: man2  
  type: turning circle  
  amplitude: {unit: deg, value: 35}  
  max time: 3500  
  offset command from statics: true
```


Titre : Méthodes et outils d'aide à la conception pour l'assistance à la propulsion éolienne des navires

Mot clés : Propulsion éolienne, Transport maritime décarboné, Approche système, Prediction de performances

Résumé : La difficulté à évaluer les performances des navires à propulsion éolienne est un frein à leur développement, alors que des solutions techniques sont déjà présentes sur le marché et offrent une solution intéressante pour la décarbonation du transport maritime. Cette thèse présente une méthode générale pour la prédiction des performances stationnaires et instationnaires des navires à propulsion éolienne (et hybride) avec 6 degrés de liberté en fonction des conditions environnementales, et son implémentation dans le programme open-source xWASP_CN. Basée sur l'approche système, la méthode propose la modélisation indépendante des différents efforts s'appliquant sur le navire. Un algorithme de recherche d'équilibre original est présenté pour la résolution du problème stationnaire. La mé-

thode traite le cas d'un navire à vitesse fixée dont on cherche à connaître la puissance propulsive requise (Power Prediction Program), ou celui d'un navire à propulsion fixée dont on cherche à connaître la vitesse (Velocity Prediction Program). La modélisation des efforts s'adapte aux différentes étapes de la conception, allant de modèles semi-empirique requérant peu de données d'entrée à la possibilité de résoudre l'écoulement fluide par couplage avec un solveur extérieur. Un cas de validation est présenté pour le calcul de l'équilibre stationnaire, sur la base de résultats expérimentaux pour un catamaran de 18 pieds équipé d'un rotor Flettner et d'un hydrogénérateur. Un bon accord est obtenu entre le calcul et les essais.

Title: Design methods and tools for Wind-Assisted Ship Propulsion

Keywords: Wind-Assisted Ship Propulsion, Sail Propulsion, Velocity Prediction Program, System-based Modelling

Abstract: The uncertainties over the performance of wind-propelled ships is a strong obstacle to their development, even though wind propulsion systems already exist and offer an interesting solution for the decarbonisation of maritime transport. This thesis presents a general method for the assessment of steady and unsteady performances of wind-propelled (and hybrid) ships with 6 degrees of freedom as a function of environmental conditions, as implemented in the open-source program xWASP_CN. Inspired by system-based modelling, the method consists in the independent modelling of the forces acting on the ship.

An original root-finding algorithm is presented for the steady-state problem. The method accounts for fixed-speed ships, providing the required propulsive power (Power Prediction Program), and fixed-propulsion ships, solving for the reached velocity (Velocity Prediction Program). It is suitable for various design stages, with semi-empirical force models requiring very little input data or the possible coupling with external flow solvers. Comparisons with experiments on a 18-ft catamaran fitted with a Flettner rotor and a water turbine show good agreement for steady-state results.