



Master Systèmes Dynamiques et Signaux

Mémoire de projet de fin d'études

Commande et manœuvrabilité d'une torpille en environnement restreint

Version recherche

Auteur :
M. Toméo BOURIN

Jury :
Pr. L. HARDOUIN
Pr. L. JAULIN

Version du 26 août 2026

Table des matières

1	Présentation du sujet d'étude	1
1.1	Contexte scientifique et expérimental	1
1.2	Motivation du sujet initial	1
1.3	Évolution de la problématique	2
1.4	Question de recherche	3
2	État de l'art et cadre théorique	4
2.1	Manœuvrabilité des véhicules sous-marins	4
2.2	Action des gouvernes	5
2.3	Interaction hélice-gouverne	6
2.4	Positionnement de l'étude et objectifs	7
3	LABRAX, modélisation et méthodologie expérimentale	8
3.1	Présentation du LABRAX	8
3.1.1	Propulsion et gouvernes	10
3.1.2	Capteurs utiles à l'étude	10
3.2	Modèle mécanique utile à l'étude	11
3.2.1	Repères et notations	11
3.2.2	Propulsion et traînée longitudinale	12
3.2.3	Traînée transverse et moments de cross-flow	13
3.2.4	Vitesse locale et efforts aux gouvernes	15
3.3	Grandeurs expérimentales et reconstruction	16
3.3.1	Données expérimentales	16
3.3.2	Position du centre de masse	17

3.3.3	Reconstruction de la trajectoire	17
3.4	Moyens expérimentaux	19
3.5	Mesure du rayon de giration	19
3.5.1	Rayon de giration	19
3.5.2	Vitesse longitudinale	20
3.5.3	Vitesse de lacet et rayon de giration	21
3.5.4	Estimation des incertitudes	21
3.5.5	Position du point cinématique	22
3.6	Protocole expérimental	22
4	Résultats	24
4.1	Observation initiale en marche avant et en marche arrière	24
4.2	Vérification du régime établi	26
4.3	Vitesse longitudinale et vitesse de lacet	27
4.4	Rayon de giration	28
4.5	Position du point cinématique	28
5	Discussion	29
5.1	Différence entre marche avant et marche arrière	29
5.2	Interprétation par l'interaction hélice–gouverne	29
5.3	Limites de l'étude	30
5.3.1	Limites du modèle	30
5.3.2	Limites de la reconstruction	31
5.3.3	Confrontation entre simulation et essais	31
5.4	Perspective de navigation bimodale	33
	Conclusion générale	34
	A Paramètres physiques du modèle mécanique	36
	Bibliographie	38

Table des figures

3.1	Photographie du LABRAX.	9
3.2	Architecture générale du LABRAX.	9
3.3	Vue arrière du propulseur et des quatre gouvernes.	10
3.4	Repères du monde et de l'AUV.	12
3.5	Trajectoire reconstruite d'un essai montrant la phase de plongée en marche arrière puis la giration.	23
4.1	Trajectoire du LABRAX en marche avant dans les dimensions du bassin. .	24
4.2	Reconstruction de la trajectoire d'une plongée en marche arrière.	25
4.3	Sélection du régime établi sur un essai à $ c_{\text{prop}} = 0,4$	26
4.4	Évolution de la vitesse longitudinale moyenne $ \overline{u_D} $ et de la vitesse de lacet $ \overline{r} $ en fonction de la consigne $ c_{\text{prop}} $	27
4.5	Rayon de giration en marche arrière en fonction de la consigne $ c_{\text{prop}} $. . .	28
5.1	Comparaison entre simulation et expérience pour une plongée suivie d'une giration en marche arrière.	32

Liste des acronymes

AUV Véhicules sous-marins autonomes. 1–3, 8

DVL Loch doppler. 11, 16–22, 31, 33

ENSTA École nationale supérieure de techniques avancées. 1, 2

IMU Centrale inertielle. 10, 16, 17, 21

MMG Manoeuvring Mathematical Modeling Group. 5, 6

NED North-East-Down. 11, 17

PFE Projet de fin d'études. 1, 2

ROBEX Robotics for Exploration. 1, 8

Chapitre 1

Présentation du sujet d'étude

1.1 Contexte scientifique et expérimental

Ce Projet de fin d'études (PFE) est réalisé à l'École nationale supérieure de techniques avancées (ENSTA), campus de Brest, au sein de l'équipe Robotics for Exploration (RO-BEX) du Lab-STICC. Ce laboratoire travaille sur l'autonomie des systèmes robotiques et développe des algorithmes permettant à un robot d'accomplir une mission en tenant compte de son état, de son environnement et des incertitudes qui affectent ces informations. Son implantation en Bretagne lui donne une forte orientation vers les problématiques marines, notamment la robotique sous-marine, l'estimation d'état, la commande et le traitement de données issues de capteurs.

Une partie importante de ces travaux concerne également la validation expérimentale. Les méthodes développées ne sont pas seulement étudiées de manière théorique : elles doivent aussi pouvoir être mises en œuvre sur de véritables robots. L'ENSTA dispose pour cela de moyens d'essais permettant de confronter progressivement les développements réalisés en simulation aux contraintes d'une plateforme réelle et de son environnement. Le stage s'inscrit dans cette démarche, avec un travail portant initialement sur des problématiques d'estimation d'état et de contrôle appliquées à un Véhicules sous-marins autonomes (AUV) dans le bassin expérimental de l'école.

1.2 Motivation du sujet initial

Les AUV permettent d'explorer, mesurer ou inspecter des environnements où la présence humaine est difficile à maintenir sur de longues durées. Ils peuvent notamment réaliser des relevés bathymétriques, suivre des trajectoires d'observation ou parcourir de manière répétée des zones peu accessibles en embarquant leurs propres moyens de navigation et de

propulsion PAULL et al. 2014 ; FOSSEN 2021.

Les architectures employées diffèrent selon les missions visées. Certains véhicules privilégient les déplacements lents et la capacité à maintenir une position, tandis que d'autres sont conçus pour parcourir efficacement des distances importantes. Les AUV de forme torpille appartiennent principalement à cette seconde catégorie. Leur coque allongée et profilée limite la résistance à l'avancement et les rend particulièrement adaptés aux missions de transit, de cartographie ou d'observation de zones étendues PRESTERO 2001 ; FOSSEN 2021. Leur propulsion repose généralement sur une hélice principale, tandis que les changements d'attitude et de direction sont produits par des surfaces hydrodynamiques.

Cette architecture impose cependant des contraintes particulières au contrôle. L'effort produit par une gouverne dépend de l'écoulement relatif qu'elle reçoit et notamment de sa vitesse STEENSON et al. 2011 ; DANTAS et BARROS 2013. Lorsque celle-ci diminue, l'autorité disponible pour modifier l'attitude ou la direction du véhicule diminue également. Une architecture efficace pour le transit n'est donc pas nécessairement adaptée aux évolutions dans un espace restreint.

Le sujet initial du PFE porte ainsi sur la mise en pratique de méthodes d'estimation d'état et de contrôle d'un AUV. Le premier cas d'étude envisagé est la réalisation de cycles stables dans le bassin d'expérimentation air et mer de l'ENSTA. L'objectif est de permettre au véhicule de reproduire un même parcours en maintenant les écarts dans des limites acceptables et de retrouver le comportement attendu après une perturbation, sans accumulation progressive des erreurs d'un cycle à l'autre. Des travaux de localisation et de contrôle frugal doivent également être menés dans ce cadre.

Cette problématique associe directement estimation et commande. Position, orientation et vitesses sont obtenues à partir de capteurs soumis au bruit, aux biais et parfois à la dérive. Les corrections demandées doivent ensuite rester compatibles avec les capacités physiques du véhicule FOSSEN 2021 ; HEALEY et LIENARD 1993.

1.3 Évolution de la problématique

La première partie du stage a été consacrée à la mise en place des moyens nécessaires pour développer puis expérimenter ces fonctions. Il a fallu disposer d'un environnement permettant de préparer les programmes, d'accéder aux informations utiles à la commande et de confronter progressivement les développements réalisés aux essais en bassin. Ces travaux constituent un préalable expérimental au sujet initial plutôt qu'un objectif scientifique en eux-mêmes.

Les premiers essais ont ensuite mis en évidence une contrainte plus fondamentale. Certaines trajectoires prévues pour la réalisation de cycles autonomes demandaient des changements de cap difficiles à réaliser dans les dimensions du bassin. La difficulté ne relevait

alors plus seulement de l'estimation de l'état ou du réglage des lois de commande : la trajectoire elle-même pouvait devenir incompatible avec les capacités de manœuvre du véhicule dans le régime considéré.

Cette observation a progressivement déplacé le centre de l'étude. Avant de chercher à répéter un cycle complet, il devenait nécessaire de mieux comprendre les capacités de giration d'un véhicule de ce type et les paramètres qui les conditionnent. Les essais ont notamment montré que le comportement pouvait fortement dépendre du sens de propulsion, ce qui a conduit à consacrer la suite du travail à cette différence sans abandonner le problème initial de commande, dont elle constitue une contrainte préalable.

1.4 Question de recherche

La problématique retenue consiste donc à caractériser l'influence du sens de propulsion sur la manœuvrabilité d'un AUV de type torpille, en particulier lors d'une giration dans un environnement restreint. L'étude cherche à déterminer comment évoluent la vitesse longitudinale, la vitesse de lacet et le rayon de giration lorsque les conditions de propulsion sont modifiées.

La disposition relative du propulseur et des surfaces de contrôle conduit également à s'interroger sur l'écoulement reçu par les gouvernes. La littérature montre qu'un propulseur produit dans son sillage un écoulement accéléré et non uniforme, susceptible de modifier les efforts exercés sur une surface de contrôle située en aval W. LAM et al. 2012 ; W. H. LAM, HAMILL et ROBINSON 2013 ; PHILLIPS, TURNOCK et FURLONG 2010 ; PARK et al. 2020. L'influence de cet écoulement constitue donc une hypothèse d'interprétation possible de la différence de manœuvrabilité observée selon le sens de propulsion. Elle ne sera toutefois pas considérée comme directement démontrée, la vitesse locale au niveau des gouvernes n'étant pas mesurée au cours des essais.

Le travail consiste finalement à établir une caractérisation expérimentale de cette différence de comportement, puis à utiliser un modèle mécanique suffisamment simple pour relier les grandeurs mesurées aux principaux efforts qui gouvernent la giration. L'objectif n'est pas de construire un modèle hydrodynamique complet du véhicule, mais d'identifier les mécanismes compatibles avec les tendances expérimentales et les limites qu'ils imposent à la commande d'un véhicule de type torpille en espace restreint.

Chapitre 2

État de l’art et cadre théorique

2.1 Manœuvrabilité des véhicules sous-marins

La manœuvrabilité d’un véhicule sous-marin décrit sa capacité à modifier son mouvement sous l’action de ses propulseurs et de ses surfaces de contrôle. Elle dépend de la géométrie du véhicule, de ses actionneurs et des efforts hydrodynamiques qui s’exercent sur la coque. Dans une description générale à six degrés de liberté, le mouvement associe les translations suivant les trois axes du véhicule et les rotations en roulis, tangage et lacet FOSSEN 2021. L’étude menée ici se limite au mouvement horizontal et à la giration en régime établi. Dans ce cadre, la trajectoire peut être caractérisée à partir de la vitesse longitudinale, de la vitesse de lacet et du rayon de giration. Ces grandeurs permettent de comparer la capacité du véhicule à changer de direction selon ses conditions de fonctionnement DANTAS et BARROS 2013.

La dynamique d’un AUV peut être décrite par des modèles faisant intervenir les forces et les moments produits par la propulsion, la coque et les surfaces de contrôle. Leur niveau de détail dépend de l’objectif recherché. Les modèles à six degrés de liberté permettent de représenter les principaux couplages entre les mouvements du véhicule, mais nécessitent l’identification de nombreux coefficients hydrodynamiques FOSSEN 2021 ; PRESTERO 2001. Des représentations plus simples peuvent être retenues lorsque l’objectif porte sur une manœuvre particulière. Des formulations de ce type sont notamment utilisées pour représenter les efforts transversaux et les moments associés lors des mouvements de lacet et de tangage HEALEY et LIENARD 1993. Dans cette étude, le modèle cherche principalement à relier la vitesse longitudinale, l’action des gouvernes et la vitesse de lacet.

Dans le domaine naval, la méthode Manoeuvring Mathematical Modeling Group (MMG) décompose les efforts associés à la coque, au propulseur et au gouvernail afin de représenter la manœuvrabilité d’un navire YASUKAWA et YOSHIMURA 2015. Elle fournit notamment des formulations pour les efforts produits par un gouvernail soumis à un

écoulement donné. Le LABRAX diffère toutefois du cas naval classique : il s'agit d'un véhicule immergé équipé de quatre gouvernes disposées autour de son axe longitudinal. Le modèle MMG n'est donc pas repris dans son ensemble. Certaines de ses formulations sont seulement utilisées pour représenter les efforts utiles à l'étude de la manœuvrabilité du LABRAX.

2.2 Action des gouvernes

Les gouvernes constituent les principaux actionneurs utilisés pour modifier l'orientation d'un AUV de forme torpille. Lorsqu'elles sont placées dans un écoulement, leur incidence produit un effort hydrodynamique dont l'intensité dépend notamment de la vitesse locale et de la géométrie de la surface. Cet effort est appliqué à distance du centre de masse et génère un moment permettant de contrôler le tangage ou le lacet. L'autorité des gouvernes dépend donc directement de l'écoulement qu'elles reçoivent. À faible vitesse, les efforts disponibles diminuent, tandis qu'une augmentation de la vitesse améliore la capacité du véhicule à modifier son attitude ou sa direction STEENSON et al. 2011 ; DANTAS et BARROS 2013.

La représentation de ces efforts dépend du niveau de fidélité recherché. Le profil de la gouverne, son incidence et son allongement influencent les forces produites, en particulier lorsque l'incidence augmente LIU, QUADVLIEG et HEKKENBERG 2016 ; DANTAS et BARROS 2013. Une description détaillée nécessite alors de connaître les coefficients hydrodynamiques propres à la surface considérée. Pour le LABRAX, l'objectif est surtout de représenter le lien entre l'écoulement local reçu par les gouvernes et le moment de contrôle obtenu. Une formulation simplifiée peut donc être retenue, en conservant la dépendance à la vitesse de l'écoulement. Cette approche conduit à la formulation en force normale utilisée dans les modèles de manœuvrabilité de type MMG YASUKAWA et YOSHIMURA 2015.

Une première approche consisterait à décomposer l'effort hydrodynamique exercé sur chaque gouverne en une force de portance et une force de traînée. Une telle formulation nécessite cependant de connaître les évolutions respectives des coefficients C_L et C_D avec l'incidence. Ces coefficients deviennent fortement dépendants du profil de la gouverne lorsque l'incidence augmente, et leur détermination précise nécessite alors des données expérimentales ou des calculs hydrodynamiques plus détaillés LIU, QUADVLIEG et HEKKENBERG 2016.

Afin de simplifier, il est possible d'utiliser une formulation plus compacte issue des modèles classiques de manœuvrabilité navale. La gouverne est assimilée à un safran sur lequel agit une unique force hydrodynamique normale à son plan. Cette approche est notamment utilisée dans la méthode Manoeuvring Mathematical Modeling Group (MMG) de prédiction de la manœuvrabilité des navires YASUKAWA et YOSHIMURA 2015.

Cette formulation est initialement développée pour un gouvernail de navire ; son application aux quatre gouvernes du LABRAX constitue ici une transposition simplifiée YASUKAWA et YOSHIMURA 2015.

L'intensité signée de la force normale est alors définie par YASUKAWA et YOSHIMURA 2015 :

$$F_{N,i} = \frac{1}{2} \rho S_f V_{f,i}^2 C_{N,i} \quad (2.1)$$

où S_f désigne la surface de référence de la gouverne et $C_{N,i}$ son coefficient de force normale.

Dans le modèle MMG, ce coefficient est exprimé sous la forme YASUKAWA et YOSHIMURA 2015 :

$$C_{N,i} = f_\alpha \sin(\alpha_i) \quad (2.2)$$

avec :

$$f_\alpha = \frac{6.13\Lambda}{\Lambda + 2.25} \quad (2.3)$$

où Λ représente l'allongement géométrique de la gouverne. Il est défini de manière générale par :

$$\Lambda = \frac{b^2}{S_f}$$

où b représente l'envergure de la gouverne.

La relation 2.3, issue de la formule empirique de Fujii et utilisée dans le modèle MMG, constitue une adaptation de la théorie de la ligne portante aux gouvernails de rapport d'allongement fini YASUKAWA et YOSHIMURA 2015.

2.3 Interaction hélice–gouverne

Une hélice en fonctionnement accélère l'écoulement dans son sillage. La vitesse obtenue n'est pas uniforme : elle varie selon la position par rapport à l'axe du propulseur et évolue avec la distance en aval. Des travaux expérimentaux et numériques ont permis de caractériser ce jet et d'en proposer des modèles de vitesse W. LAM et al. 2012 ; W. H. LAM, HAMILL et ROBINSON 2013. La vitesse locale reçue par un élément placé dans ce sillage peut donc être différente de la seule vitesse d'avancement du véhicule. Cette distinction est importante pour les surfaces de contrôle, dont les efforts hydrodynamiques dépendent directement de l'écoulement relatif qu'elles rencontrent.

Lorsqu'une gouverne est placée dans le jet d'une hélice, l'interaction entre les deux éléments modifie les efforts produits par la surface. Les études consacrées aux systèmes hélice–gouvernail montrent que l'écoulement accéléré en aval du propulseur peut augmenter la vitesse locale reçue par la gouverne et modifier son chargement hydrodynamique PHILLIPS, TURNOCK et FURLONG 2010 ; VILLA, FRANCESCHI et VIVIANI 2020. Des observations

similaires ont été rapportées sur des véhicules sous-marins autonomes, pour lesquels la présence du propulseur modifie les efforts mesurés sur le véhicule et sur ses surfaces de contrôle PARK et al. 2020. L'effet obtenu dépend toutefois de la géométrie, de la position relative des éléments et du régime de fonctionnement.

Cette interaction est particulièrement pertinente pour le LABRAX. En marche avant, les gouvernes sont situées en amont du propulseur et reçoivent principalement l'écoulement lié au déplacement du véhicule. En marche arrière, elles se trouvent au contraire dans le jet de l'hélice. Elles peuvent alors recevoir une vitesse locale supérieure à celle associée à la seule translation du LABRAX. Cette configuration fournit une explication possible à l'augmentation de l'autorité des gouvernes observée dans ce régime. La vitesse du jet n'étant pas mesurée directement sur le véhicule, cette interaction sera utilisée comme une hypothèse d'interprétation des résultats, et non comme un phénomène identifié expérimentalement de manière directe.

2.4 Positionnement de l'étude et objectifs

Les travaux présentés dans les sections précédentes montrent que les efforts produits par les gouvernes dépendent directement de l'écoulement local qu'elles reçoivent DANTAS et BARROS 2013 ; STEENSON et al. 2011. Ils montrent également qu'un propulseur crée dans son sillage un écoulement accéléré dont la structure varie avec la position et le régime de fonctionnement W. LAM et al. 2012 ; W. H. LAM, HAMILL et ROBINSON 2013. Lorsque des surfaces de contrôle se trouvent dans ce jet, leur chargement hydrodynamique peut être modifié VILLA, FRANCESCHI et VIVIANI 2020 ; PHILLIPS, TURNOCK et FURLONG 2010 ; PARK et al. 2020. La géométrie du LABRAX conduit donc à considérer l'interaction hélice-gouverne comme une explication possible de la différence de comportement entre les deux sens de propulsion.

Cette hypothèse ne peut toutefois pas être vérifiée directement avec les mesures disponibles. La vitesse locale de l'écoulement au niveau des gouvernes n'est pas mesurée pendant les essais. L'étude porte donc sur des grandeurs accessibles expérimentalement : la vitesse longitudinale, la vitesse de lacet et le rayon de giration. L'objectif est de comparer la manœuvrabilité du LABRAX selon le sens de propulsion, puis d'étudier l'évolution de ces grandeurs avec la commande en marche arrière. Le modèle mécanique est utilisé pour relier ces observations aux efforts appliqués sur les gouvernes, tandis que l'interaction avec le jet d'hélice reste une hypothèse d'interprétation des tendances mesurées.

Chapitre 3

LABRAX, modélisation et méthodologie expérimentale

3.1 Présentation du LABRAX

La question scientifique étant posée et les mécanismes utiles identifiés, l'étude expérimentale est menée sur le LABRAX, un robot appartenant à Sirehna, filiale de Naval Group, prêté à ROBEX. Cette plateforme instrumentée et opérationnelle est utilisée pour les essais présentés dans ce mémoire. La Figure 3.1 en montre une photographie.

Le LABRAX est un AUV de type Iver2 EP42, développé par OceanServer. Il a été pensé pour être compact, transportable et modulaire, destiné notamment à des missions d'observation, de mesure et de validation de capteurs en environnement marin. Il mesure 1,76 m de long pour un diamètre de 14 cm et une masse de 28,5 kg.

Comme présenté dans la Figure 3.2, l'architecture reprend la forme classique d'une torpille. Le nez regroupe l'essentiel de l'instrumentation, tandis que le corps principal contient notamment les batteries, les masses d'équilibrage et les ordinateurs embarqués. La coque est sèche : l'électronique et les équipements internes sont isolés du milieu extérieur par l'enveloppe étanche du véhicule.

La géométrie générale du LABRAX est directement liée à son mode de déplacement. Les gouvernes sont placées à l'arrière du corps principal, juste en amont du propulseur comme montré dans la Figure 3.3. Cette disposition conditionne directement la manière dont le véhicule produit ses efforts de contrôle et intervient dans l'interprétation des différences de manœuvrabilité observées selon le sens de propulsion DANTAS et BARROS 2013.



FIGURE 3.1 – Photographie du LABRAX.

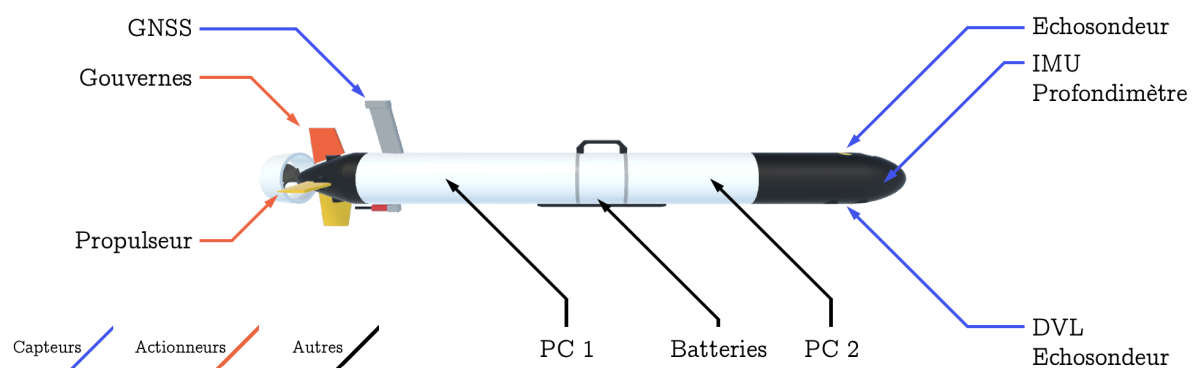


FIGURE 3.2 – Architecture générale du LABRAX.

3.1.1 Propulsion et gouvernes

La propulsion principale est assurée par une hélice tripale placée à l'extrémité arrière du véhicule. Elle est entraînée par un moteur SmartMotor Animatics SM2315DT, dont la commande est asservie en vitesse par un encodeur optique. La consigne appliquée au propulseur permet ainsi de régler directement son régime de rotation, en marche avant comme en marche arrière.

Le contrôle de l'orientation repose sur quatre gouvernes disposées en croix autour de l'axe longitudinal. Chaque surface est actionnée par un servomoteur indépendant et peut être commandée sur une plage de $[-50^\circ, 50^\circ]$. Même si elles sont principalement utilisées par paires pour contrôler le lacet et le tangage, leur commande indépendante offre davantage de possibilités pour le développement de lois de contrôle spécifiques.

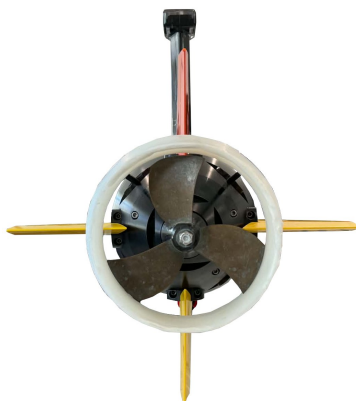


FIGURE 3.3 – Vue arrière du propulseur et des quatre gouvernes.

L'ensemble forme donc une architecture d'actionnement relativement simple : un propulseur principal assure la poussée longitudinale, tandis que quatre surfaces mobiles modifient l'orientation du véhicule. Toutefois, malgré cette simplicité le contrôle demeure complexe. En effet, l'effort hydrodynamique généré par les gouvernes dépend de l'écoulement relatif qu'elles rencontrent et notamment de sa vitesse au carré STEENSON et al. 2011.

3.1.2 Capteurs utiles à l'étude

Le LABRAX dispose de plusieurs capteurs permettant d'observer son état et son environnement. Une Centrale inertielle (IMU) et un magnétomètre fournissent directement les trois angles d'Euler : Cap, Tangage, Roulis. Le même flux de données contient également une mesure de profondeur exprimée en pieds. Ces informations sont disponibles à une fréquence de 30 Hz.

Le véhicule embarque également un Loch doppler (DVL) à 4 transducteurs, utilisé pour mesurer les composantes de vitesse du déplacement. Les données du DVL, du GPS, des échosondeurs et de la batterie sont fournies à une fréquence de 1 Hz.

Les outils fournis avec le LABRAX ne donnent pas un accès suffisamment libre aux capteurs et aux actionneurs pour mettre en œuvre les lois de commande et réaliser les essais envisagés. Une interface dédiée a donc été développée afin de lire les principales mesures, de commander la propulsion et les gouvernes, et d'enregistrer les données utilisées pour l'étude de la manœuvrabilité.

Les caractéristiques géométriques, les actionneurs et les mesures ainsi présentés définissent les principaux éléments retenus dans le modèle mécanique.

3.2 Modèle mécanique utile à l'étude

Le modèle mécanique retenu vise à représenter les principaux efforts intervenant dans le mouvement du LABRAX et, en particulier, ceux utiles à l'étude de sa manœuvrabilité. Il comprend la propulsion, la traînée longitudinale, les efforts transversaux de cross-flow et les efforts hydrodynamiques produits par les gouvernes. Les valeurs numériques des paramètres sont données en Annexe A.

Ce modèle est aussi utilisé pour un simulateur du LABRAX sous Unity. Il est utilisé comme environnement intermédiaire pour tester les programmes et les lois de commande avant leur mise en œuvre en bassin ; il sert à préparer les essais sans chercher à reproduire de manière prédictive la dynamique réelle du véhicule.

3.2.1 Repères et notations

Le repère monde, noté $\mathcal{N}$, est choisi de convention North-East-Down (NED) et possède pour base $(\mathbf{e}_N, \mathbf{e}_E, \mathbf{e}_D)$. Le repère lié au véhicule, noté $\mathcal{B}$, possède pour base $(\mathbf{e}_x, \mathbf{e}_y, \mathbf{e}_z)$, avec x longitudinal vers l'avant, y transversal vers tribord et z vertical vers le bas comme schématisé dans la Figure 3.4.

La position du centre de masse dans le repère $\mathcal{N}$ est notée :

$${}^{\mathcal{N}}\mathbf{p}_G = \begin{pmatrix} x_G^{\mathcal{N}} \\ y_G^{\mathcal{N}} \\ z_G^{\mathcal{N}} \end{pmatrix}.$$

La vitesse linéaire et la vitesse angulaire exprimées dans le repère $\mathcal{B}$ sont respectivement notées :

$${}^{\mathcal{B}}\mathbf{v}_G = \begin{pmatrix} u \\ v \\ w \end{pmatrix}, \quad {}^{\mathcal{B}}\boldsymbol{\omega} = \begin{pmatrix} p \\ q \\ r \end{pmatrix}.$$

Les composantes u , v et w correspondent respectivement aux axes longitudinal (cavale-ment), au transversal (embardée), et vertical (pilonnement), tandis que p , q et r correspondent respectivement aux vitesses de roulis, de tangage et de lacet. Les angles d'atti-tude associés sont notés ϕ , θ et ψ THE SOCIETY OF NAVAL ARCHITECTS AND MARINE ENGINEERS 1950 ; FOSSEN 2021.

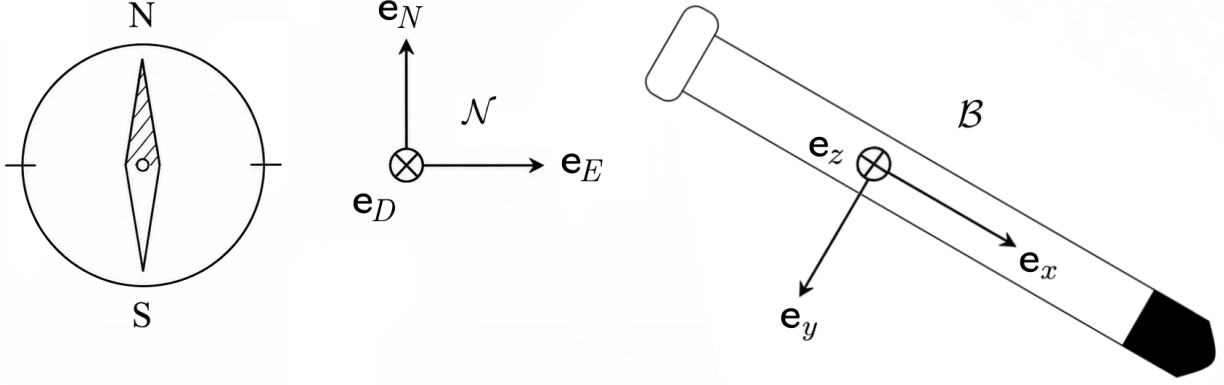


FIGURE 3.4 – Repères du monde et de l'AUV.

3.2.2 Propulsion et traînée longitudinale

Comme expliqué en section 3.1.1, le moteur de propulsion est asservi en vitesse de rota-tion grâce à son encodeur et la commande normalisée $c_{\text{prop}} \in [-1, 1]$ détermine linéairement cette vitesse. En eau libre, la force de poussée est définie par :

$$T = \rho n^2 D_p^4 K_T$$

où n est la fréquence de rotation de l'hélice, D_p son diamètre et K_T son coefficient de poussée INTERNATIONAL TOWING TANK CONFERENCE 2021.

Dans le modèle simplifié, K_T est assimilé à une constante et l'asservissement permet d'écrire $n = k_n c_{\text{prop}}$. Les constantes ρ , D_p^4 , K_T et k_n^2 sont regroupées dans T_{max} . L'intensité de la poussée présente ainsi une amplitude quadratique en c_{prop} . Pour représenter les deux sens de rotation avec une même écriture, le modèle adopte la loi quadratique signée :

$$T(c_{\text{prop}}) = T_{\text{max}} c_{\text{prop}} |c_{\text{prop}}| \quad (3.1)$$

où T_{max} est la poussée maximale.

Le modèle ne représente pas la dynamique électrique ou mécanique du moteur. La poussée demandée est appliquée immédiatement. Les délais de réponse du moteur, l'inertie de l'hélice, la saturation dynamique et les variations des caractéristiques de l'hélice avec

la vitesse d'avance ne sont pas modélisés INTERNATIONAL TOWING TANK CONFERENCE 2021.

La traînée longitudinale reste décrite globalement. La surface frontale du cylindre vaut :

$$S_x = \pi R^2$$

La force résistante suivant l'axe longitudinal est alors :

$$\mathbf{F}_{D,x} = -\frac{1}{2}\rho C_x S_x u |u| \mathbf{e}_x \quad (3.2)$$

avec un coefficient C_x qui dépend du sens du déplacement :

$$C_x = \begin{cases} C_{x,\text{avant}}, & \text{si } u \geq 0, \\ C_{x,\text{arrière}}, & \text{si } u < 0. \end{cases}$$

Cette distinction représente l'asymétrie longitudinale réelle du véhicule, dont le nez et l'arrière ne présentent pas la même géométrie face à l'écoulement.

Les essais en ligne droite permettent de confronter la relation entre la commande propulsive et la vitesse longitudinale atteinte par le véhicule. La poussée suit la loi définie par l'équation 3.1. La norme de la traînée longitudinale est obtenue à partir de l'équation 3.2.

Lorsque la vitesse est stabilisée, l'accélération longitudinale devient négligeable et les normes de la poussée et de la traînée s'équilibrent :

$$T_{\max} |c_{\text{prop}}|^2 \simeq \frac{1}{2} \rho C_x S_x |u|^2$$

Pour un sens de déplacement fixé, il vient :

$$|u| \simeq \sqrt{\frac{2T_{\max}}{\rho C_x S_x}} |c_{\text{prop}}| \quad (3.3)$$

Le modèle prévoit donc une relation linéaire entre la valeur absolue de la commande propulsive et la vitesse longitudinale stabilisée.

3.2.3 Traînée transverse et moments de cross-flow

La résistance hydrodynamique exercée par l'eau sur la coque est, en réalité, une action répartie sur l'ensemble de la surface mouillée du véhicule. Chaque élément de surface est soumis à un effort dépendant de sa vitesse locale par rapport au fluide. Pour un point A appartenant au solide, sa vitesse s'écrit :

$$\mathbf{v}_A = \mathbf{v}_G + \boldsymbol{\omega} \wedge \overrightarrow{GA} \quad (3.4)$$

où $\mathbf{v}_G$ est la vitesse du centre de masse G , ω la vitesse angulaire du robot et $\overrightarrow{GA}$ la position du point considéré par rapport à G FOSSEN 2021. En considérant l'eau du bassin immobile dans le référentiel du monde, la vitesse relative entre l'eau et ce point vaut :

$$\mathbf{v}_{r,A} = -\mathbf{v}_A \quad (3.5)$$

Une discrétisation complète de la surface n'est pas retenue dans le simulateur. Elle nécessiterait de décrire localement la géométrie de la coque et d'évaluer un grand nombre d'efforts à chaque pas de temps. La forme élancée du LABRAX permet cependant de conserver le principe d'une résistance répartie dans les directions transversales en ramenant le problème à une intégration suivant l'axe longitudinal. Cette approximation de *cross-flow*, analogue à une approche par bandes, est couramment employée dans la modélisation des véhicules sous-marins PRESTERO 2001 ; HEALEY et LIENARD 1993 ; PATEL et al. 2004.

Pour les mouvements transversaux, on introduit une abscisse longitudinale ξ , dont l'origine est placée au centre de masse G et dont le sens positif correspond à $\mathbf{e}_x$. Le centre de masse n'étant pas supposé confondu avec le milieu géométrique du véhicule, on note ℓ_{av} et ℓ_{ar} ses distances respectives aux extrémités avant et arrière. Ainsi :

$$\xi \in [-\ell_{ar}, \ell_{av}], \quad L = \ell_{av} + \ell_{ar}$$

Une bande de coque de longueur $d\xi$ présente une surface projetée transverse :

$$dS_{\perp} = 2R d\xi$$

D'après l'équation 3.4, les composantes transversales de la vitesse locale d'une bande située à l'abscisse ξ sont :

$$v_y(\xi) = v + r\xi, \quad v_z(\xi) = w - q\xi$$

La première relation associe ainsi l'embarquée v et la vitesse de lacet r , tandis que la seconde associe le pilonnement w et la vitesse de tangage q . Cette écriture permet de représenter directement le couplage entre translation et rotation dans la vitesse locale de la coque HEALEY et LIENARD 1993.

Les forces transversales précédentes étant réparties suivant l'axe longitudinal, elles produisent également un moment autour du centre de masse. La position longitudinale réelle du centre de masse est prise en compte dans les bornes d'intégration par ℓ_{av} et ℓ_{ar} . En revanche, son faible décalage suivant l'axe z par rapport à l'axe géométrique du cylindre est négligé dans le calcul du cross-flow. Cette approximation permet d'assimiler le vecteur position du centre d'une bande située à l'abscisse ξ à $\xi\mathbf{e}_x$.

Pour une bande située à l'abscisse ξ , son vecteur position est donc approximé par $\xi\mathbf{e}_x$. L'intégration des moments élémentaires donne ainsi le moment de tangage :

$$\mathbf{M}_{D,y} = \rho C_z R \int_{-\ell_{ar}}^{\ell_{av}} \xi (w - q\xi) |w - q\xi| d\xi \mathbf{e}_y \quad (3.6)$$

et le moment de lacet :

$$\mathbf{M}_{D,z} = -\rho C_y R \int_{-\ell_{ar}}^{\ell_{av}} \xi (v + r\xi) |v + r\xi| d\xi \mathbf{e}_z \quad (3.7)$$

La position de G intervient directement dans les bornes de ces intégrales. Le modèle ne suppose donc pas que le centre de rotation se situe au milieu géométrique du cylindre. Il prend également en compte le fait que la translation transverse et la rotation modifient simultanément la vitesse locale des différentes parties de la coque.

3.2.4 Vitesse locale et efforts aux gouvernes

Chaque gouverne est représentée par un point d'application A_i et par une orientation locale. L'action hydrodynamique générée par une gouverne dépend directement de sa vitesse relative par rapport au fluide. Tout comme pour la coque, l'eau du bassin est supposée immobile. En appliquant l'équation 3.5 au point A_i , la vitesse relative au niveau de la gouverne s'écrit $\mathbf{v}_{f,i} = -\mathbf{v}_{A_i}$, où $\mathbf{v}_{A_i}$ est obtenue par l'équation 3.4. La norme de la vitesse relative est notée :

$$V_{f,i} = \|\mathbf{v}_{f,i}\|$$

et lorsque $V_{f,i}$ est non nulle, le vecteur unitaire associé est :

$$\hat{\mathbf{v}}_{f,i} = \frac{\mathbf{v}_{f,i}}{V_{f,i}} \quad (3.8)$$

Si la vitesse relative est inférieure à un seuil numérique arbitraire, aucune force hydrodynamique n'est appliquée sur la gouverne. Cette condition évite une division par une valeur proche de zéro lors du calcul de l'équation 3.8.

La force $\mathbf{F}_{N,i}$ est appliquée au point A_i , correspondant au centre de la gouverne. Son application en un point distinct du centre de masse G produit un moment :

$$\mathbf{M}_G(\mathbf{F}_{N,i}) = \overrightarrow{GA_i} \wedge \mathbf{F}_{N,i} \quad (3.9)$$

La position des gouvernes à l'arrière du robot leur confère un bras de levier important par rapport au centre de masse. Le mécanisme de manœuvrabilité est donc directement décrit par la chaîne suivante : la vitesse locale de l'écoulement fixe l'incidence de la gouverne, cette incidence détermine la force hydrodynamique normale, puis le bras de levier de la gouverne transforme cette force en moment de rotation du véhicule.

La Section 2.2 relie l'effort d'une gouverne à la vitesse de l'eau qu'elle reçoit. La force normale, son coefficient et le moment correspondant par rapport au centre de masse sont définis respectivement par les équations 2.1, 2.2 et 3.9. À débattement et incidence comparables, la dépendance principale de la force normale peut s'écrire

$$F_N \propto V_f^2 \quad (3.10)$$

La géométrie et les bras de levier étant fixés, le moment de lacet correspondant vérifie donc

$$|M_{\text{gouv},z}| \propto V_f^2 \quad (3.11)$$

Cette réduction ne remplace pas la formulation complète de l'effort aux gouvernes ; elle sert seulement à isoler l'effet de la vitesse d'écoulement.

La rotation est en parallèle freinée par le moment hydrodynamique de cross-flow introduit à la Section 3.2.3. Pour une giration dont la géométrie ne varie pas, sa forme réduite est

$$M_{D,z} \propto -r|r| \quad (3.12)$$

En régime établi, la vitesse de lacet est constante et la somme des moments suivant l'axe z est nulle

$$M_{\text{gouv},z} + M_{D,z} \simeq 0 \quad (3.13)$$

L'équilibre entre ces deux moments conduit à

$$|r| \propto V_f \quad (3.14)$$

Ainsi, à configuration comparable, une augmentation de la vitesse d'écoulement reçue par les gouvernes augmente la vitesse de lacet établie.

3.3 Grandeurs expérimentales et reconstruction

3.3.1 Données expérimentales

Les programmes de mission enregistrent l'horodatage, les angles de roulis, de tangage et de lacet fournis par l'IMU, la profondeur, les trois composantes de vitesse mesurées par le DVL, les distances retournées par les échosondeurs ainsi que les consignes de propulsion et de gouvernes. Ces dernières correspondent aux commandes demandées, aucun retour d'état ne permet de connaître la position effective des actionneurs. Chaque ligne contient ainsi l'ensemble des informations ayant conduit à la commande correspondante, ce qui permet notamment de rejouer a posteriori les données capteurs et de vérifier que les mêmes consignes sont recalculées.

Les journaux sont générés au rythme de la boucle de commande, soit 20 Hz, alors que les capteurs fonctionnent à des fréquences différentes. Pour l'attitude et la profondeur,

acquises à 30 Hz, seule la dernière valeur disponible au moment du calcul de la commande est conservée, les mesures intermédiaires n'étant pas utilisées par la mission. À l'inverse, le DVL et les échosondeurs fonctionnent à 1 Hz : leur dernière mesure reste donc inchangée pendant plusieurs itérations successives, jusqu'à la réception d'une nouvelle donnée.

3.3.2 Position du centre de masse

Le centre de masse G constitue le point de référence du modèle mécanique. Afin d'exprimer également le mouvement expérimental en ce point, les mesures du DVL et du capteur de profondeur doivent y être ramenées. Sa position est estimée expérimentalement par suspension du véhicule dans l'air.

Le LABRAX est suspendu par un point connu de sa poignée, dans la même configuration que lors des mises à l'eau. Le centre de masse G , choisi comme origine du repère $\mathcal{B}$, est supposé centré selon $\mathbf{e}_y$ et situé 3,5 cm sous l'axe de révolution du cylindre assimilé, à mi-hauteur des batteries qui concentrent l'essentiel des masses dans la partie inférieure du véhicule. À l'équilibre, G appartient à la verticale passant par le point de suspension.

Les coordonnées x_C et z_C sont exprimées dans le repère $\mathcal{B}$. En prenant G comme origine, le point d'accroche est situé à $z_C = -0,125$ m. Le tangage de 5° mesuré à l'équilibre permet d'estimer son décalage longitudinal par rapport à G :

$$|x_C| = 0,125 \tan(5^\circ) \simeq 1,1 \times 10^{-2} \text{ m.}$$

La distance l entre le DVL et le point d'accroche étant mesurée directement sur le véhicule, la distance recherchée l_D entre le DVL et G est obtenue en tenant compte de ce décalage longitudinal. Elle est estimée à :

$$l_D = |\overrightarrow{DG}| = 0,85 \text{ m.}$$

Compte tenu de la simplicité du protocole, cette estimation reste associée à une incertitude de l'ordre de 5 cm, suffisante pour le niveau de fidélité recherché.

3.3.3 Reconstruction de la trajectoire

Les repères utilisés sont ceux définis à la Section 3.2.1. Les vitesses fournies par le DVL sont exprimées dans le repère $\mathcal{B}$, tandis que la trajectoire est reconstruite dans le repère $\mathcal{N}$ de convention NED. L'IMU fournit directement les angles de roulis ϕ , de tangage θ et de lacet ψ , selon une convention d'Euler ZYX FOSSEN 2021.

La matrice permettant de passer du repère $\mathcal{B}$ au repère $\mathcal{N}$ s'écrit :

$${}^{\mathcal{N}}\mathbf{R}_{\mathcal{B}} = \mathbf{R}_z(\psi)\mathbf{R}_y(\theta)\mathbf{R}_x(\phi) \quad (3.15)$$

Le DVL fournit les composantes de vitesse suivant les trois axes du véhicule :

$${}^{\mathcal{B}}\mathbf{v}_D = \begin{pmatrix} u_D \\ v_D \\ w_D \end{pmatrix}$$

où D désigne le point de mesure du DVL. La vitesse exprimée dans le repère $\mathcal{N}$ est alors obtenue par :

$${}^{\mathcal{N}}\mathbf{v}_D = {}^{\mathcal{N}}\mathbf{R}_{\mathcal{B}} {}^{\mathcal{B}}\mathbf{v}_D \quad (3.16)$$

Cette transformation est effectuée à chaque instant à partir de l'attitude mesurée. Elle permet notamment de prendre en compte le fait qu'une vitesse longitudinale dans le repère $\mathcal{B}$ possède des composantes horizontale et verticale dans le repère $\mathcal{N}$ lorsque le LABRAX est incliné.

Après transformation par l'équation 3.16, les trois composantes de vitesse du point D permettent alors de reconstruire sa position par intégration temporelle. On utilise la méthode des trapèzes car elle approxime l'évolution de la vitesse entre deux mesures successives par une variation linéaire et utilise ainsi les deux valeurs encadrant chaque intervalle FORNBERG 2021. Pour deux instants t_k et t_{k+1} , séparés de $\Delta t_k = t_{k+1} - t_k$, la position est calculée selon :

$${}^{\mathcal{N}}\mathbf{p}_{D,k+1} = {}^{\mathcal{N}}\mathbf{p}_{D,k} + \frac{1}{2} ({}^{\mathcal{N}}\mathbf{v}_{D,k} + {}^{\mathcal{N}}\mathbf{v}_{D,k+1}) \Delta t_k \quad (3.17)$$

L'intégration des vitesses fournit ainsi une estimation des trois coordonnées du point D , mais conduit nécessairement à une accumulation des erreurs de mesure FUKUDA et al. 2021. Pour l'axe vertical, une information plus directe est disponible grâce au capteur de profondeur, situé au même niveau longitudinal que le DVL. La composante $z_D^{\mathcal{N}}$ issue de l'intégration est donc remplacée à chaque instant par la profondeur mesurée. L'intégration du DVL est ainsi principalement utilisée pour reconstruire le déplacement horizontal dont l'origine reste arbitraire puisqu'aucune position absolue n'est disponible en immersion.

La position ainsi obtenue correspond au point d'implantation D des capteurs et non au centre de masse G , choisi comme point de référence du modèle dynamique. Dans le repère $\mathcal{B}$, le vecteur allant de D vers G est approximé par :

$${}^{\mathcal{B}}\overrightarrow{DG} = \begin{pmatrix} -l_D \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}$$

Les faibles déports transversal et vertical réels des capteurs sont négligés. Leur amplitude reste au plus de l'ordre du rayon du véhicule, soit 7 cm, et demeure inférieure à la précision utile. La position du centre de masse dans le repère $\mathcal{N}$ est finalement obtenue en orientant le vecteur $\overrightarrow{DG}$ selon l'attitude instantanée du véhicule :

$${}^{\mathcal{N}}\mathbf{p}_G = {}^{\mathcal{N}}\mathbf{p}_D + {}^{\mathcal{N}}\mathbf{R}_{\mathcal{B}} {}^{\mathcal{B}}\overrightarrow{DG} \quad (3.18)$$

3.4 Moyens expérimentaux

Les essais sont réalisés dans le bassin d'expérimentation de l'ENSTA, d'environ 20 m × 12 m pour 6 m de profondeur.

Les essais sont menés au cours de onze demi-journées d'expérimentation, avec au minimum trois répétitions par manœuvre élémentaire. Les mêmes programmes sont d'abord exécutés dans le simulateur Unity puis sur le LABRAX. Les essais portent principalement sur des lignes droites, des remontées libres, des plongées et des trajectoires circulaires, en marche avant et en marche arrière.

Ces manœuvres élémentaires servent à caractériser certains paramètres du modèle et permettent ensuite de confronter son comportement aux observations expérimentales, sans chercher à identifier complètement la dynamique du véhicule.

3.5 Mesure du rayon de giration

3.5.1 Rayon de giration

Pour un mouvement horizontal du LABRAX en régime établi, la trajectoire est assimilée à une giration circulaire. Comme les différents points d'un solide ne décrivent pas le même cercle, la définition d'un rayon associé au véhicule nécessite de choisir un point de référence. Le point P est choisi dans le plan longitudinal de symétrie de sorte que sa vitesse transverse dans le repère $\mathcal{B}$ soit nulle

$$v_P = 0 \quad (3.19)$$

Sa vitesse est alors portée par l'axe longitudinal du véhicule et tangente au cercle décrit par P . Le rayon de giration R_{gir} est la distance entre P et le centre fixe de ce cercle dans le repère inertiel. La relation entre vitesse tangentielle, vitesse angulaire et rayon s'écrit

$$|u_P| = R_{\text{gir}}|r| \quad (3.20)$$

d'où

$$R_{\text{gir}} = \frac{|u_P|}{|r|} \quad (3.21)$$

Cette relation définit le rayon utilisé dans la suite du chapitre.

Le rôle de P est uniquement cinématique. Il ne correspond pas nécessairement au centre de masse G , ni au point de mesure D du DVL. Sa position sera estimée à partir des mesures expérimentales.

L'équation 3.21 montre directement les deux grandeurs qui contrôlent la manœuvrabilité. À vitesse longitudinale donnée, une augmentation de $|r|$ réduit le rayon ; inversement, à vitesse de lacet donnée, une augmentation de $|u_P|$ l'augmente. La différence entre marche avant et marche arrière doit donc être recherchée dans le rapport entre translation et rotation.

3.5.2 Vitesse longitudinale

La relation 3.21 fait intervenir la vitesse longitudinale du point P , alors que le DVL mesure la vitesse au point D . Il faut donc vérifier si cette mesure peut être utilisée directement. Par symétrie par rapport au plan longitudinal, P est choisi dans ce plan de symétrie du véhicule

$$P = (x_P, 0, z_P) \quad (3.22)$$

Le point D , défini à la Section 3.3.3, s'écrit après avoir négligé ses faibles déports transversal et vertical

$$D = (x_D, 0, 0) \quad (3.23)$$

Dans l'étude actuelle, le mouvement angulaire est une rotation de lacet autour de $\mathbf{e}_z$

$$\boldsymbol{\omega} = r\mathbf{e}_z \quad (3.24)$$

La relation de transport des vitesses donne alors

$$\mathbf{v}_D = \mathbf{v}_P + \boldsymbol{\omega} \wedge \overrightarrow{PD} \quad (3.25)$$

avec

$$\overrightarrow{PD} = (x_D - x_P)\mathbf{e}_x - z_P\mathbf{e}_z \quad (3.26)$$

Le produit vectoriel vaut donc

$$\boldsymbol{\omega} \wedge \overrightarrow{PD} = r(x_D - x_P)\mathbf{e}_y \quad (3.27)$$

Il n'ajoute aucune composante longitudinale, car $y_D = y_P = 0$. Par projection de l'équation 3.25 sur $\mathbf{e}_x$, il vient

$$u_D = u_P \quad (3.28)$$

La composante longitudinale mesurée par le DVL peut donc être utilisée comme vitesse longitudinale du point P .

En régime établi, la vitesse longitudinale est constante. Pour pallier les bruits de mesure, la valeur retenue est la moyenne de u_D sur une fenêtre où le régime permanent est supposé atteint.

$$\overline{u_D} = \frac{1}{N} \sum_{k=1}^N u_{D,k} \quad (3.29)$$

3.5.3 Vitesse de lacet et rayon de giration

L'hypothèse de régime établi pour r s'écrit :

$$\dot{r} = 0 \quad (3.30)$$

Comme

$$r = \dot{\psi} \quad (3.31)$$

le cap déroulé fourni par l'IMU suit une évolution affine

$$\psi(t) = at + b \quad (3.32)$$

La pente a fournit directement la vitesse de lacet $\bar{r}$. Le coefficient de détermination R^2 permet de vérifier la validité de l'hypothèse sur l'intervalle sélectionné.

En combinant les équations 3.21 et 3.28, le rayon associé à l'essai est alors

$$R_{\text{gir}} = \frac{|\overline{u_D}|}{|\bar{r}|} \quad (3.33)$$

Les deux grandeurs doivent être calculées sur la même fenêtre temporelle afin de décrire la même phase de la giration.

3.5.4 Estimation des incertitudes

L'incertitude sur $\overline{u_D}$ tient compte de la précision relative du DVL, égale à 0,25 %, et de la dispersion des mesures sur la fenêtre. L'autocorrélation des mesures du DVL est prise en compte dans l'estimation de l'incertitude sur leur moyenne. L'incertitude sur $\bar{r}$ provient de la régression du cap, dont la dispersion statique observée est de l'ordre de $\pm 3^\circ$. En supposant les deux estimations indépendantes, la propagation donne

$$\sigma_R = R_{\text{gir}} \sqrt{\left(\frac{\sigma_{\overline{u_D}}}{|\overline{u_D}|}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{\overline{r}}}{|\overline{r}|}\right)^2} \quad (3.34)$$

Cette incertitude caractérise la mesure issue d'un essai. Elle est distincte de la dispersion entre les répétitions d'une même consigne, représentée séparément dans les résultats.

3.5.5 Position du point cinématique

La composante transverse du DVL permet également d'estimer la position du point P introduit à la Section 3.5.1. Comme $v_P = 0$, la projection transverse de la relation de transport 3.25 donne, en régime établi,

$$v_D = r(x_D - x_P) \quad (3.35)$$

Dans les conventions définies précédemment, D est situé en avant de P , de sorte que v_D et r ont le même signe. La valeur absolue du déport longitudinal utilisée pour l'exploitation des essais est

$$|x_D - x_P| = \frac{|\overline{v_D}|}{|\overline{r}|} \quad (3.36)$$

3.6 Protocole expérimental

La méthode précédente permet de calculer le rayon sans reconstruire la trajectoire du véhicule. Elle est maintenant appliquée à une campagne de girations en marche arrière réalisée pour six consignes. L'analyse commence par vérifier, sur un essai représentatif, que la vitesse longitudinale et la vitesse de lacet atteignent bien le régime établi supposé dans le calcul. Les résultats seront ensuite étendus à l'ensemble de la campagne.

La campagne couvre les consignes comprises entre $|c_{\text{prop}}| = 0,4$ et $|c_{\text{prop}}| = 0,9$, par pas de 0,1. Trois répétitions sont disponibles pour chaque consigne.

Les conditions de manœuvre sont maintenues identiques d'un essai à l'autre. Les gouvernes de lacet sont commandées à leur débattement maximal de 50° , tandis que le tangage est régulé afin de maintenir le LABRAX proche de l'horizontale. La profondeur n'est pas réglée pendant la rotation. Les essais suivent la même séquence initiale et commencent à une profondeur comparable, de manière à limiter les différences qui ne proviennent pas de la consigne. Chaque manœuvre retenue comporte au moins un tour complet, ce qui laisse une portion suffisante après le transitoire pour appliquer la méthode de la Section 3.5.

Les journaux utilisés sont les mêmes que pour la reconstruction des trajectoires présentée à la Section 3.3.3. La trajectoire reconstruite n'intervient pas dans le calcul du rayon.

Elle permet néanmoins d'illustrer la succession des phases de la manœuvre. La Figure 3.5 présente ainsi un essai représentatif.

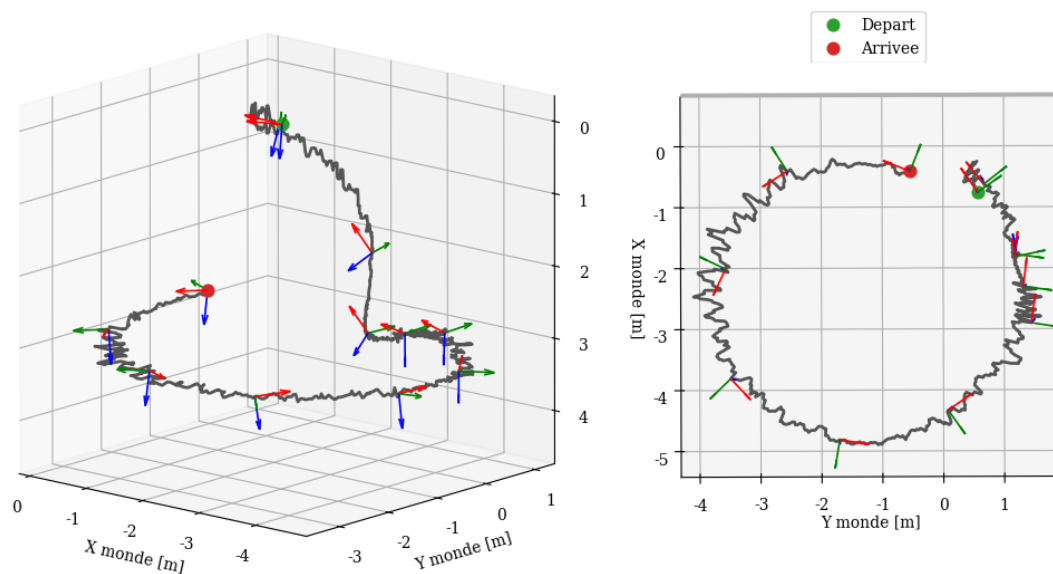


FIGURE 3.5 – Trajectoire reconstruite d'un essai montrant la phase de plongée en marche arrière puis la giration.

Chapitre 4

Résultats

4.1 Observation initiale en marche avant et en marche arrière

Le bassin devient rapidement contraignant en marche avant. Lors des essais, plusieurs mètres, typiquement 3 à 4 m, sont parcourus avant que la manœuvre ne soit établie. Une part importante de l'espace disponible est ainsi consommée avant même que la manœuvre recherchée ne soit pleinement engagée, comme le montre une tentative de demi-tour en marche avant Figure 4.1.

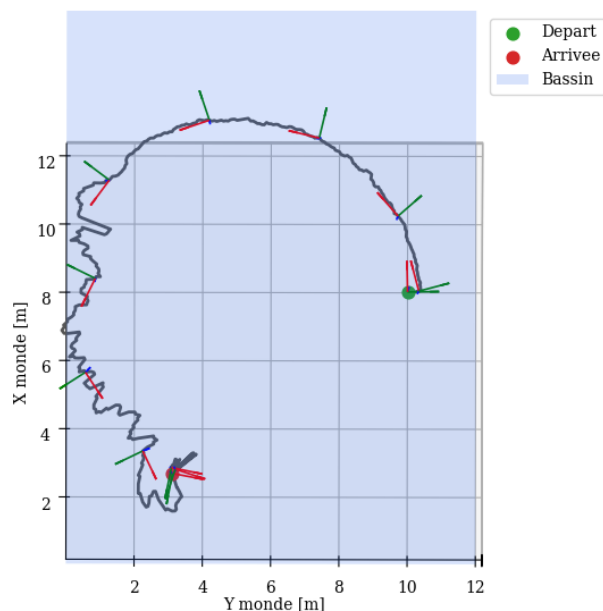


FIGURE 4.1 – Trajectoire du LABRAX en marche avant dans les dimensions du bassin.

Pour la visualisation, une origine arbitraire est fixée à la trajectoire reconstruite. Le LABRAX est placé initialement à environ 2 m de la paroi pour conserver une marge de sécurité. La trajectoire est d'abord régulière et approximativement circulaire, puis devient erratique lorsque le véhicule atteint le mur. Cette seconde partie n'est plus exploitable : le contact avec la paroi et des perturbations du magnétomètre observées à proximité des parois, compatibles avec une influence de l'environnement du bassin, dégradent notamment l'estimation du cap. L'essai montre néanmoins qu'un demi-tour n'est pas réalisable avec une marge de sécurité correcte.

Sur la portion exploitable de l'essai en marche avant présenté à la Figure 4.1, l'application de la méthode de calcul définie à la Section 3.5 donne un rayon indicatif d'environ 5,7 m.

Les premiers essais en marche arrière dans le bassin font apparaître des changements d'attitude et des trajectoires beaucoup plus compacts. En marche arrière, le LABRAX atteint sur l'essai représenté une profondeur d'environ 4 m en ne parcourant horizontalement que 2 à 3 mètres, comme l'illustre la Figure 4.2. Lors des essais en marche avant, 10 à 15 mètres sont au contraire nécessaires pour une plongée d'environ 1 m. Les girations présentent également des trajectoires sensiblement plus resserrées, ce qui conduit à multiplier les essais circulaires en marche arrière et à stabiliser le tangage afin d'obtenir des trajectoires plus facilement exploitables. Ces essais deviennent ainsi le point de départ d'une étude spécifique de la manœuvrabilité.

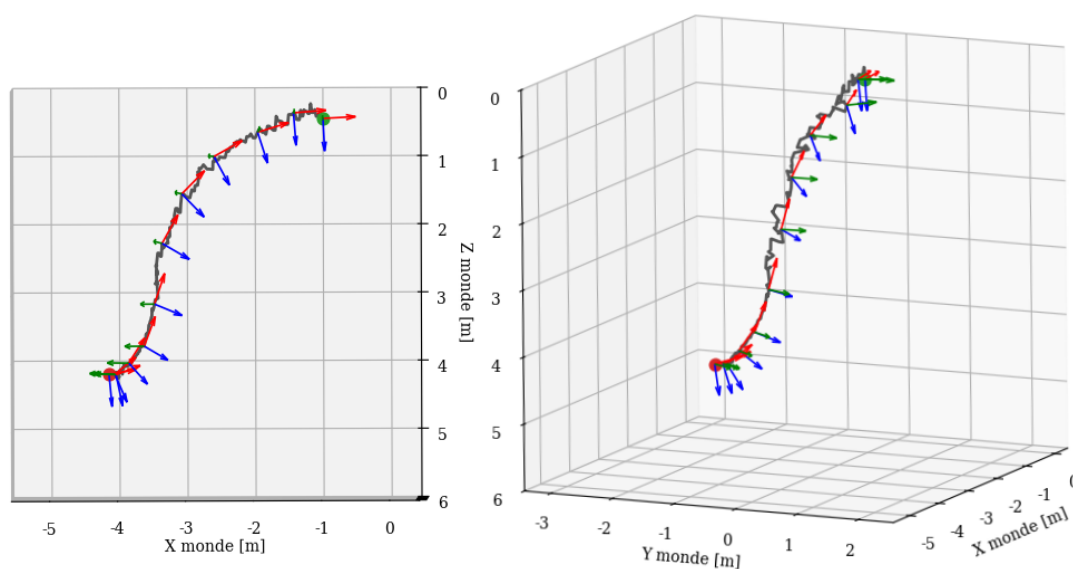


FIGURE 4.2 – Reconstruction de la trajectoire d'une plongée en marche arrière.

4.2 Vérification du régime établi

Avant de comparer les différentes consignes, un essai est examiné en détail afin de vérifier les hypothèses utilisées pour calculer R_{gir} . Les vitesses longitudinale et de lacet doivent être stabilisées sur le même intervalle.

La Figure 4.3 présente les deux signaux utilisés. Après le transitoire de mise en rotation, u_D est stabilisée sur la fenêtre retenue. Sur le même intervalle, le cap déroulé est linéaire ; la régression définie par l'équation 3.32 donne $R^2 \simeq 0,99$. Cette observation est compatible avec l'hypothèse d'une vitesse de lacet constante sur la fenêtre retenue. La moyenne de u_D et la pente du cap peuvent donc être utilisées dans l'équation 3.33.

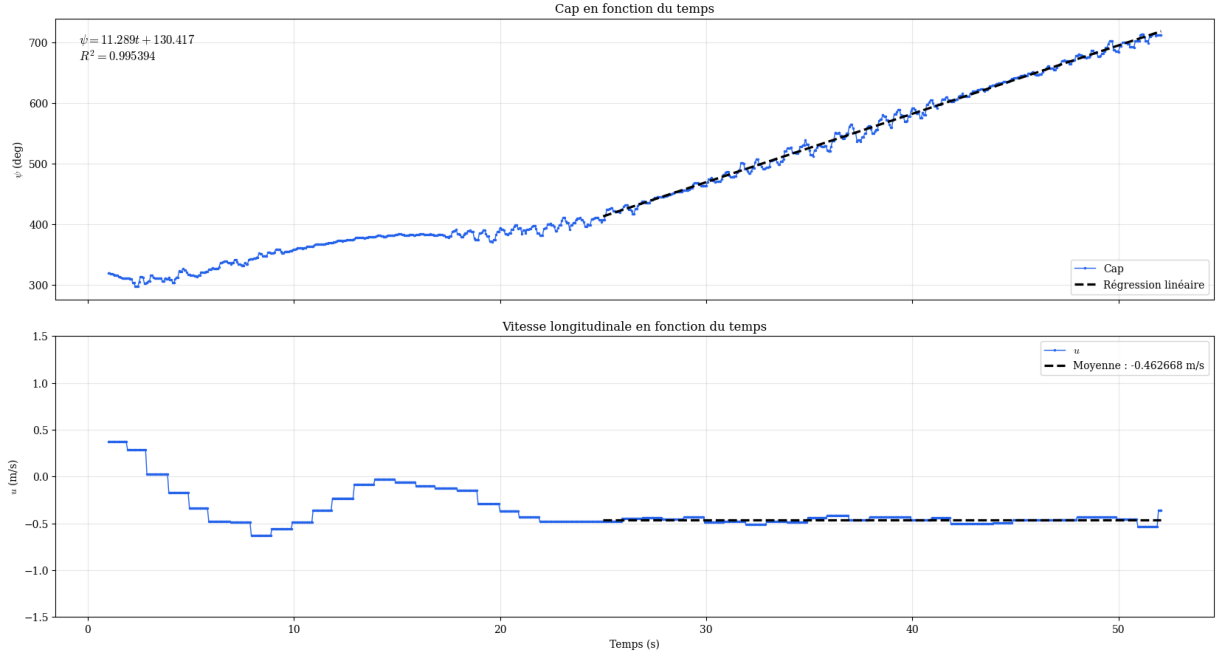


FIGURE 4.3 – Sélection du régime établi sur un essai à $|c_{\text{prop}}| = 0,4$.

La suite consiste à appliquer le même traitement aux autres essais afin d'étudier l'évolution de u_D , de r et de R_{gir} avec la consigne.

Les essais présentent une phase compatible avec le régime établi défini précédemment. Les régressions du cap donnent des coefficients R^2 proches de 0,99, tandis que les répétitions d'une même consigne conduisent à des valeurs voisines. La méthode peut donc être appliquée de manière identique à l'ensemble de la campagne.

4.3 Vitesse longitudinale et vitesse de lacet

La relation entre $|\overline{u_D}|$ et $|c_{\text{prop}}|$ est linéaire sur la plage étudiée, avec $R^2 = 0,998$. L'ordonnée à l'origine est faible devant les vitesses mesurées, ce qui rend la proportionnalité à la consigne pertinente sur cette plage, en accord avec le modèle de propulsion présenté au Chapitre 3.

L'évolution de $|\overline{r}|$ avec $|c_{\text{prop}}|$ est également bien décrite par une droite sur la plage étudiée, avec $R^2 = 0,981$. Son ordonnée à l'origine n'est toutefois pas négligeable : cette régression ne traduit donc pas une proportionnalité stricte et ne doit pas être extrapolée jusqu'à $c_{\text{prop}} = 0$.

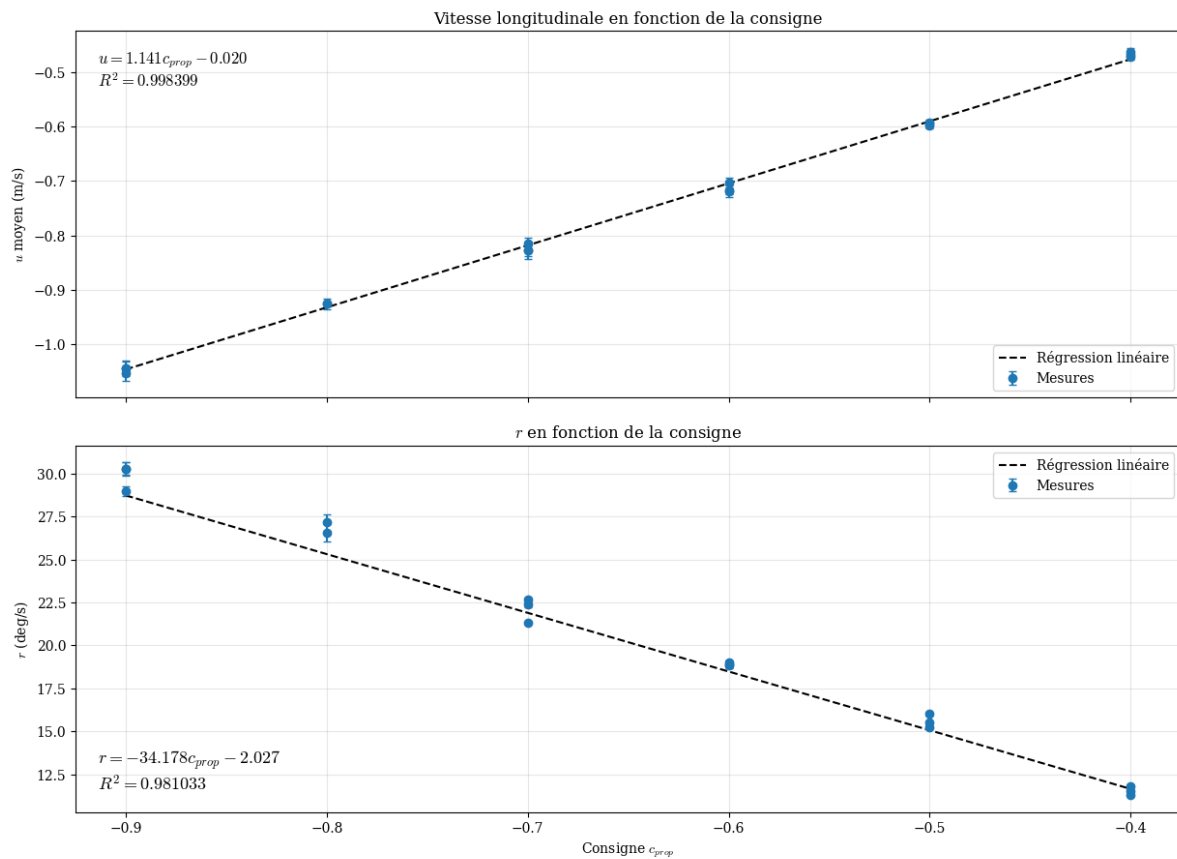


FIGURE 4.4 – Évolution de la vitesse longitudinale moyenne $|\overline{u_D}|$ et de la vitesse de lacet $|\overline{r}|$ en fonction de la consigne $|c_{\text{prop}}|$.

Ces deux évolutions montrent que l'augmentation de la consigne ne modifie pas la translation et la rotation dans les mêmes proportions. Comme le rayon dépend de leur rapport, il reste à vérifier comment cette différence se traduit sur la géométrie des girations.

4.4 Rayon de giration

Le rayon calculé pour chaque essai est présenté Figure 4.5. Les valeurs moyennes passent d'environ 2,30 m pour $|c_{\text{prop}}| = 0,4$ à environ 2,00 m pour $|c_{\text{prop}}| = 0,9$. Les rayons sont ainsi compris entre 2,0 et 2,3 m et présentent une tendance globale à la diminution lorsque la consigne augmente, sans être monotones entre deux consignes successives.

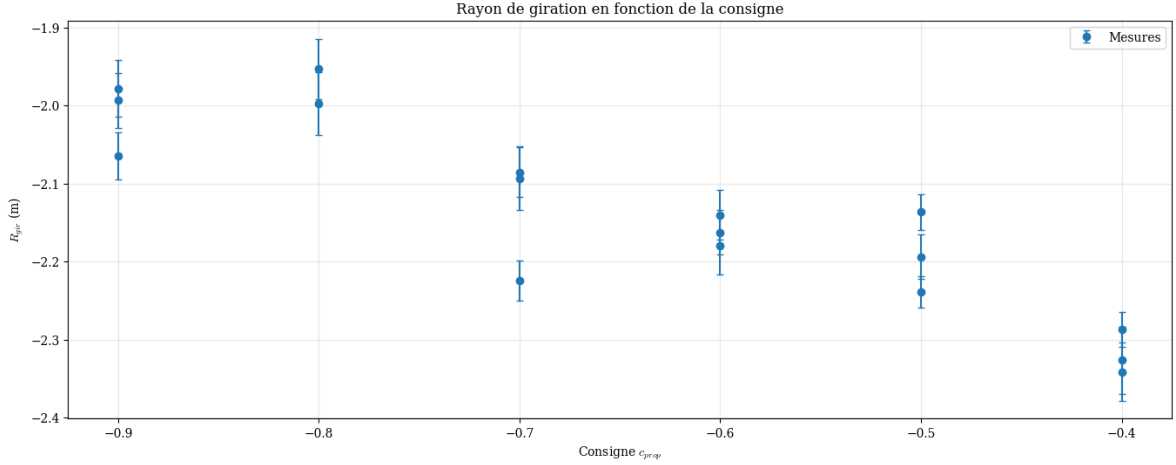


FIGURE 4.5 – Rayon de giration en marche arrière en fonction de la consigne $|c_{\text{prop}}|$.

4.5 Position du point cinématique

Le déport longitudinal entre D et P , calculé à partir de l'équation (3.36), peut alors être estimé pour chaque essai.

Sur les essais, le déport longitudinal moyen entre D et P et sa dispersion inter-essais sont donnés par

$$\overline{|x_D - x_P|} = 0,978 \text{ m} \quad \sigma_{|x_D - x_P|} = 0,038 \text{ m} \quad (4.1)$$

La valeur 0,038 m correspond à la dispersion entre les essais et non à une incertitude complète sur le déport. Cette faible dispersion montre que la position longitudinale de P varie peu entre les essais. L'écart avec la distance géométrique $DG = l_D = 0,85 \text{ m}$ suggère que le point cinématique utilisé pour définir le rayon ne doit pas être assimilé au centre de masse G .

Chapitre 5

Discussion

5.1 Différence entre marche avant et marche arrière

La comparaison entre les deux sens de propulsion doit toutefois être interprétée avec prudence. La marche arrière a fait l'objet d'une campagne dédiée couvrant six consignes, avec trois répétitions pour chacune d'elles, alors que la marche avant n'a pas pu être caractérisée avec le même niveau de détail dans les dimensions du bassin. La différence observée ne permet donc pas d'établir une loi générale valable pour tous les régimes de fonctionnement. Elle montre en revanche que, dans les conditions expérimentales étudiées, les deux sens de propulsion conduisent à des capacités de giration nettement différentes.

Cette dissymétrie ne provient pas uniquement de la vitesse longitudinale. Le rayon dépend du rapport entre la vitesse d'avance et la vitesse de lacet. Les essais en marche arrière montrent que ces deux grandeurs n'évoluent pas dans les mêmes proportions lorsque la commande augmente. La réduction du rayon observée sur la plage étudiée traduit donc une augmentation de la rotation relativement plus importante que celle de la translation. Ce comportement conduit à rechercher son origine dans les conditions d'écoulement rencontrées par les gouvernes selon le sens de propulsion. La différence entre marche avant et marche arrière reste le résultat principal. La giration avant exploitable conduit à un rayon indicatif d'environ 5,7 m, contre 2,0 à 2,3 m pour les essais arrière. La marche arrière permet donc des girations beaucoup plus compactes.

5.2 Interprétation par l'interaction hélice–gouverne

Ce résultat est cohérent avec l'hypothèse d'interaction hélice–gouverne présentée à la Section 2.3 et avec la dépendance à la vitesse locale décrite à la Section 3.2.4. La géométrie observée sur le LABRAX place les gouvernes en aval de l'hélice lorsque le véhicule recule.

Les travaux navals caractérisent l'écoulement accéléré produit en aval d'une hélice W. LAM et al. 2012 ; W. H. LAM, HAMILL et ROBINSON 2013 et montrent qu'une interaction hélice-gouvernail peut modifier les efforts sur la surface PHILLIPS, TURNOCK et FURLONG 2010 ; VILLA, FRANCESCHI et VIVIANI 2020. Un effet du propulseur sur les forces appliquées aux surfaces de contrôle a également été observé sur un autre AUV PARK et al. 2020. Ces résultats rendent l'hypothèse plausible pour le LABRAX sans la démontrer expérimentalement. Les essais montrent aussi que le rayon arrière diminue globalement lorsque la consigne augmente. Cette tendance est expérimentale et n'est pas expliquée quantitativement par le modèle mécanique simple.

Une amélioration analogue de la manœuvrabilité est observée qualitativement sur l'axe de tangage. En marche arrière, les gouvernes peuvent produire des changements d'assiette importants sur une distance réduite comme illustré par la Figure 4.2, alors que la marche avant nécessite davantage d'espace pour établir une vitesse suffisante. Cette observation reste complémentaire, aucune campagne quantitative comparable à celle menée en lacet n'ayant été réalisée.

5.3 Limites de l'étude

5.3.1 Limites du modèle

Le modèle physique repose sur une représentation volontairement intermédiaire entre un modèle cinématique simple et une simulation hydrodynamique complète. Plusieurs phénomènes sont négligés. Le modèle ne comprend notamment pas les masses ajoutées, les termes de Coriolis hydrodynamiques, les effets de mémoire du fluide, la portance de la coque, les interactions détaillées entre la coque et l'hélice, le décrochage des gouvernes ou encore la turbulence du sillage FOSSEN 2021 ; PRESTERO 2001.

Ces simplifications permettent au simulateur de fonctionner en temps réel, mais elles limitent sa représentativité : certains paramètres, comme les coefficients hydrodynamiques, ne peuvent pas être déterminés à partir de la seule géométrie du véhicule. Le modèle doit donc être confronté aux essais en bassin. Comme la trajectoire en immersion n'est pas mesurée directement, elle est reconstruite à partir des capteurs embarqués afin de comparer le mouvement réel du LABRAX à la simulation et d'ajuster les paramètres du modèle.

La vitesse locale de l'écoulement au niveau des gouvernes n'est pas mesurée, ce qui empêche de quantifier directement l'effet du jet d'hélice.

5.3.2 Limites de la reconstruction

La trajectoire obtenue ne constitue pas une mesure indépendante de la position du LABRAX. Elle résulte de l'intégration de vitesses mesurées et accumule donc les erreurs associées au DVL, à l'attitude et aux approximations géométriques utilisées. Aucun système de suivi extérieur n'étant disponible pendant les essais, il n'est pas possible de quantifier directement cette dérive par comparaison à une trajectoire de référence. La cohérence de la reconstruction est principalement évaluée à partir de la géométrie connue du bassin et des observations réalisées en surface ou à travers un hublot.

La fréquence du DVL constitue la principale limite de la reconstruction lors des manœuvres rapides. Une nouvelle mesure de vitesse n'est reçue qu'à 1 Hz, alors que les journaux sont enregistrés à 20 Hz : entre deux acquisitions, la dernière valeur connue est donc conservée. La reconstruction reste ainsi adaptée aux manœuvres élémentaires dont le mouvement évolue progressivement, comme une ligne droite établie ou une trajectoire circulaire régulière, mais devient moins représentative lorsque plusieurs variations de vitesse ou de direction interviennent au cours d'une même seconde. Elle est par conséquent utilisée pour obtenir des ordres de grandeur de déplacement, visualiser la géométrie des trajectoires et extraire certaines grandeurs cinématiques, sans être assimilée à un système de localisation précis. Elle fournit néanmoins les informations nécessaires à l'exploitation des essais en bassin et à la caractérisation expérimentale de certains paramètres du modèle.

5.3.3 Confrontation entre simulation et essais

La confrontation porte ici sur une mission comprenant une plongée en marche arrière, suivie d'une giration à profondeur stabilisée. Les paramètres du simulateur ayant déjà été ajustés à partir des essais précédents, cette comparaison vise uniquement à vérifier la cohérence du comportement obtenu. Pour faciliter la lecture, le cap initial est ramené à 0° dans les deux cas et les bruits de mesure sont désactivés dans la simulation.

La Figure 5.1 montre une bonne cohérence sur la première phase. Le tangage maximal, la profondeur atteinte et la vitesse longitudinale sont du même ordre de grandeur. Le retour vers l'assiette initiale est toutefois plus rapide sur le véhicule réel. Le critère de passage à la seconde phase, fixé à un tangage inférieur à 6° , est ainsi atteint vers $t = 16$ s lors de l'essai réel. Dans la simulation, il n'est pas atteint avant le timeout de 10 s, qui déclenche la giration vers $t = 19$ s.

Lors de la giration, le LABRAX réel atteint une vitesse arrière légèrement supérieure et tourne plus rapidement que dans la simulation. Cette différence reste visible après prise en compte du décalage de déclenchement, les évolutions du cap présentant des pentes différentes. La profondeur est en revanche mieux stabilisée dans le simulateur que lors de l'essai réel. Après ajustement, le modèle reproduit sur ce scénario certains ordres de grandeur

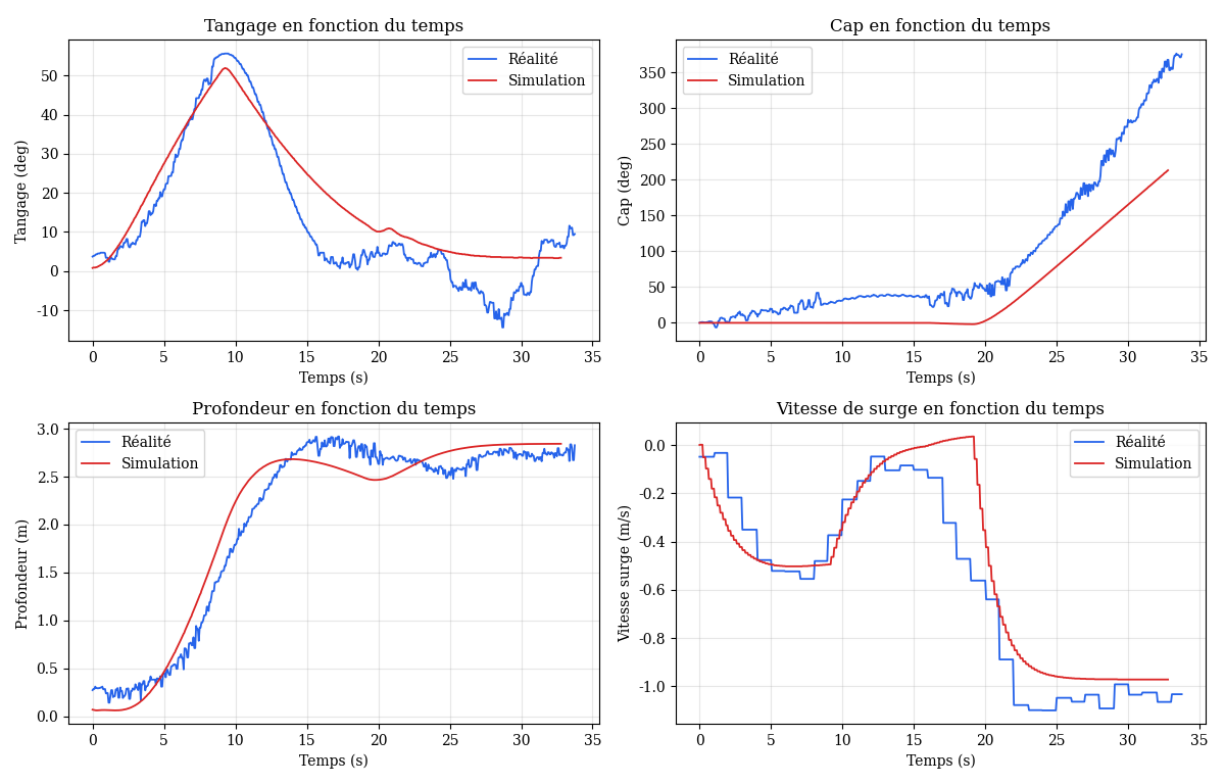


FIGURE 5.1 – Comparaison entre simulation et expérience pour une plongée suivie d'une giration en marche arrière.

et certaines tendances, sans que cette comparaison établisse une capacité prédictive. Des écarts subsistent sur les dynamiques de tangage et de lacet. Le simulateur reste utilisé pour préparer les essais et les lois de commande, et non pour prédire quantitativement le comportement du véhicule.

Ces limites restreignent les conclusions à la comparaison des comportements observés dans le bassin et ne permettent ni une caractérisation complète du domaine de fonctionnement du LABRAX, ni une validation prédictive du simulateur ou de l'hypothèse d'interaction hélice-gouverne.

5.4 Perspective de navigation bimodale

Les deux sens de propulsion pourraient répondre à des besoins différents. La marche avant reste le mode nominal du LABRAX, tandis que les résultats du Chapitre 4 montrent, dans les conditions étudiées, une capacité de giration supérieure en marche arrière. Cette différence suggère l'intérêt potentiel d'une utilisation complémentaire des deux régimes, qui reste à valider au-delà des essais en bassin.

Une telle navigation pourrait être utile dès le déploiement du véhicule. En l'absence de moyen permettant de déposer directement le LABRAX dans une zone dégagée, celui-ci pourrait par exemple être mis à l'eau dans un port, utiliser ponctuellement la marche arrière pour franchir les passages exigeant une forte courbure, puis basculer en marche avant pour rejoindre une zone de mission. La planification doit alors tenir compte des capacités différentes du véhicule selon le sens de propulsion. Par exemple, les chemins de Dubins décrivent les trajectoires d'un véhicule soumis à une contrainte de courbure et se déplaçant uniquement vers l'avant, tandis que les chemins de Reeds–Shepp autorisent également la marche arrière DUBINS 1957 ; REEDS et SHEPP 1990. Le LABRAX ne correspond toutefois pas directement à ce second modèle puisque ses rayons de giration diffèrent selon le sens de propulsion et, en marche arrière, avec la consigne. Une méthode telle qu'Hybrid A* pourrait intégrer cette dissymétrie en utilisant des primitives de mouvement distinctes pour chaque régime DOLGOV et al. 2008.

La mise en œuvre d'une telle navigation nécessiterait enfin une localisation immergée suffisamment robuste pour enchaîner ces manœuvres en boucle fermée. Dans le bassin, une mesure acoustique de distance à une paroi pourrait compléter le DVL et limiter la dérive de la position reconstruite. À plus grande échelle, le même principe suppose de disposer d'une source de recalage adaptée à l'environnement de mission.

Conclusion générale

Le travail présenté dans ce mémoire avait initialement pour objectif de permettre l'exécution de cycles autonomes stables dans le bassin expérimental de l'ENSTA. Les premiers essais ont toutefois montré que cette problématique était directement limitée par les capacités de manœuvre du véhicule. L'étude s'est donc recentrée sur une question plus fondamentale : caractériser l'influence du sens de propulsion sur la giration du LABRAX et identifier les mécanismes susceptibles d'expliquer les différences observées.

En marche avant, les essais exploitables montrent un rayon de giration de l'ordre de 5,7m, valeur importante au regard des dimensions du bassin. Le modèle mécanique retenu relie ce comportement à l'équilibre entre le moment produit par les gouvernes et le moment hydrodynamique résistant de la coque. Dans les hypothèses considérées, l'augmentation de la vitesse longitudinale accroît simultanément l'autorité des gouvernes et la vitesse de lacet, de sorte que le rayon de giration reste peu sensible à la vitesse. Les dimensions du bassin n'ont cependant pas permis de caractériser expérimentalement cette évolution sur plusieurs régimes de marche avant.

La marche arrière présente un comportement nettement différent. Les rayons mesurés se situent typiquement autour de 2,0 à 2,3m, soit des trajectoires beaucoup plus resserrées que celles observées dans le sens nominal. Sur la plage de commandes étudiée, la vitesse longitudinale augmente presque linéairement avec la commande propulsive, tandis que la vitesse de lacet croît plus rapidement. Il en résulte une tendance générale à la diminution du rayon lorsque la commande augmente, malgré une dispersion entre essais et une évolution qui n'est pas strictement monotone. La position des gouvernes en aval du propulseur en marche arrière rend plausible une influence du jet d'hélice sur l'écoulement qu'elles reçoivent. Cette interaction est cohérente avec l'augmentation d'autorité observée, mais elle ne peut pas être considérée comme démontrée puisque la vitesse locale au niveau des gouvernes n'a pas été mesurée directement.

Ces résultats doivent donc être interprétés dans le domaine expérimental où ils ont été obtenus. La campagne de marche arrière est plus complète que celle réalisée en marche avant, le bassin limite les manœuvres accessibles et la reconstruction repose sur des mesures dont la fréquence et la dérive bornent la précision utile. Le simulateur développé au cours du travail reste par ailleurs un outil de préparation et d'analyse d'ordre de grandeur, et

non un modèle prédictif de la dynamique du LABRAX.

La différence de manœuvrabilité mise en évidence entre les deux sens de propulsion ouvre néanmoins une perspective intéressante. La marche avant reste adaptée au transit, tandis que la marche arrière offre, dans les conditions étudiées, une capacité de giration locale beaucoup plus importante. Une utilisation complémentaire de ces deux régimes pourrait ainsi être envisagée pour des missions combinant déplacement efficace et manœuvres en espace restreint. Cette possibilité devra cependant être validée sur un domaine expérimental plus large, notamment par une caractérisation directe du jet d'hélice, des essais hors bassin et l'intégration du choix du sens de propulsion dans la chaîne de commande autonome.

Annexe A

Paramètres physiques du modèle mécanique

TABLE A.1 – Paramètres physiques utilisés dans le simulateur du LABRAX.

Paramètre	Symbole	Valeur	Unité
<i>Propriétés générales</i>			
Masse du véhicule	m	28.5	kg
Accélération de la pesanteur	g	9.81	m s^{-2}
Masse volumique de l'eau	ρ	1000	kg m^{-3}
<i>Géométrie simplifiée du véhicule</i>			
Longueur du véhicule	L	1.76	m
Distance de G à l'extrémité avant	ℓ_{av}	0.92	m
Distance de G à l'extrémité arrière	ℓ_{ar}	0.84	m
Rayon du corps	R	0.07	m
<i>Propulsion</i>			
Poussée maximale	T_{max}	23	N
<i>Trainée hydrodynamique de la coque</i>			
Coefficient longitudinal en marche avant	$C_{x,\text{avant}}$	0.3	1
Coefficient longitudinal en marche arrière	$C_{x,\text{arrière}}$	0.7	1
Coefficient transversal selon y	C_y	2.5	1
Coefficient transversal selon z	C_z	2.5	1
<i>Gouvernes</i>			
Nombre de gouvernes	N_f	4	1
Surface d'une gouverne	S_f	75.5	cm^2
Envergure d'une gouverne	b	10	cm

Paramètre	Symbole	Valeur	Unité
Position de la gouverne supérieure par rapport à G	$\overrightarrow{GA_1}$	$(-79.5, 0, -14)$	cm
Position de la gouverne inférieure par rapport à G	$\overrightarrow{GA_2}$	$(-79.5, 0, 9.5)$	cm
Position de la gouverne bâbord par rapport à G	$\overrightarrow{GA_3}$	$(-79.5, -10.5, 0)$	cm
Position de la gouverne tribord par rapport à G	$\overrightarrow{GA_4}$	$(-79.5, 10.5, 0)$	cm

Bibliographie

- DANTAS, João Lucas Dozzi et Ettore Apolônio de BARROS (2013). « Numerical analysis of control surface effects on AUV manoeuvrability ». In : *Applied Ocean Research* 42, p. 168-181. DOI : 10.1016/j.apor.2013.06.002.
- DOLGOV, Dmitri, Sebastian THRUN, Michael MONTEMERLO et James DIEBEL (2008). « Practical Search Techniques in Path Planning for Autonomous Driving ». In : *Proceedings of the First International Symposium on Search Techniques in Artificial Intelligence and Robotics*. Chicago, USA : AAAI.
- DUBINS, Lester E. (1957). « On Curves of Minimal Length with a Constraint on Average Curvature, and with Prescribed Initial and Terminal Positions and Tangents ». In : *American Journal of Mathematics* 79.3, p. 497-516. DOI : 10.2307/2372560.
- FORNBERG, Bengt (2021). « Improving the Accuracy of the Trapezoidal Rule ». In : *SIAM Review* 63.1, p. 167-180. DOI : 10.1137/18M1229353.
- FOSSEN, Thor I. (2021). *Handbook of Marine Craft Hydrodynamics and Motion Control*. 2^e éd. John Wiley & Sons. ISBN : 9781119575054. DOI : 10.1002/9781119575016.
- FUKUDA, Gen, Daisuke HATTA, Xiaoliang GUO et Nobuaki KUBO (2021). « Performance Evaluation of IMU and DVL Integration in Marine Navigation ». In : *Sensors* 21.4, p. 1056. DOI : 10.3390/s21041056.
- HEALEY, Anthony J. et David LIENARD (1993). « Multivariable Sliding Mode Control for Autonomous Diving and Steering of Unmanned Underwater Vehicles ». In : *IEEE Journal of Oceanic Engineering* 18.3, p. 327-339. DOI : 10.1109/JOE.1993.236372.
- INTERNATIONAL TOWING TANK CONFERENCE (2021). *Open Water Test*. Rapp. tech. Recommended Procedures and Guidelines 7.5-02-03-02.1, Revision 04. International Towing Tank Conference. URL : <https://www.ittc.info/media/11808/75-02-03-021.pdf> (visité le 30/04/2026).
- LAM, W., G. A. HAMILL, D. J. ROBINSON et S. RAGHUNATHAN (2012). « Semi-empirical methods for determining the efflux velocity from a ship's propeller ». In : *Applied Ocean Research* 35, p. 14-24. DOI : 10.1016/j.apor.2012.01.002.
- LAM, W. H., G. A. HAMILL et D. J. ROBINSON (2013). « Initial wash profiles from a ship propeller using CFD method ». In : *Ocean Engineering* 72, p. 257-266. DOI : 10.1016/j.oceaneng.2013.07.010.

- LIU, Jialun, Frans QUADVLIEG et Robert HEKKENBERG (2016). « Impacts of the rudder profile on manoeuvring performance of ships ». In : *Ocean Engineering* 124, p. 226-240. DOI : 10.1016/j.oceaneng.2016.07.064.
- PARK, Jongyeol, Shin Hyung RHEE, Hyeon Kyu YOON, Sungsu LEE et Jeonghwa SEO (2020). « Effects of a Propulsor on the Maneuverability of an Autonomous Underwater Vehicle in Vertical Planar Motion Mechanism Tests ». In : *Applied Ocean Research* 103, p. 102340. DOI : 10.1016/j.apor.2020.102340. URL : <https://doi.org/10.1016/j.apor.2020.102340>.
- PATEL, Neal M., Shawn E. GANO, John E. RENAUD, Jay D. MARTIN et Michael A. YUKISH (2004). « Simulation Model of an Autonomous Underwater Vehicle for Design Optimization ». In : *45th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics & Materials Conference*. T. 7. AIAA 2004-2034. Palm Springs, California, p. 5417-5431. DOI : 10.2514/6.2004-2034.
- PAULL, Liam, Sajad SAEEDI, Mae SETO et Howard LI (jan. 2014). « AUV Navigation and Localization : A Review ». In : *IEEE Journal of Oceanic Engineering* 39.1, p. 131-149. DOI : 10.1109/JOE.2013.2278891.
- PHILLIPS, Alexander B., Stephen R. TURNOCK et Maaten E. FURLONG (2010). « Accurate Capture of Propeller–Rudder Interaction Using a Coupled Blade Element Momentum–RANS Approach ». In : *Ship Technology Research* 57.2, p. 128-139. DOI : 10.1179/str.2010.57.2.005. URL : <https://doi.org/10.1179/str.2010.57.2.005>.
- PRESTERO, Timothy (2001). « Development of a Six-Degree of Freedom Simulation Model for the REMUS Autonomous Underwater Vehicle ». In : *OCEANS 2001 MTS/IEEE Conference and Exhibition*. T. 1, p. 450-455. DOI : 10.1109/OCEANS.2001.968766.
- REEDS, James A. et Lawrence A. SHEPP (1990). « Optimal Paths for a Car That Goes Both Forwards and Backwards ». In : *Pacific Journal of Mathematics* 145.2, p. 367-393. DOI : 10.2140/pjm.1990.145.367.
- STEENSON, Leo V., Alexander B. PHILLIPS, Eric ROGERS, Maaten E. FURLONG et Stephen R. TURNOCK (2011). « Control of an AUV from Thruster Actuated Hover to Control Surface Actuated Flight ». In : *Specialists' Meeting AVT-189/RSM-028 : Assessment of Stability and Control Prediction Methods for NATO Air and Sea Vehicles*. RTO-MP-AVT-189. NATO Research et Technology Organisation, p. 10-1-10-13. URL : <https://eprints.soton.ac.uk/207877/> (visité le 23/06/2026).
- THE SOCIETY OF NAVAL ARCHITECTS AND MARINE ENGINEERS (1950). *Nomenclature for Treating the Motion of a Submerged Body Through a Fluid*. Rapp. tech. T&R Bulletin 1-05. The Society of Naval Architects et Marine Engineers.
- VILLA, Diego, Andrea FRANCESCHI et Michele VIVIANI (2020). « Numerical Analysis of the Rudder–Propeller Interaction ». In : *Journal of Marine Science and Engineering* 8.12, p. 990. DOI : 10.3390/jmse8120990.

YASUKAWA, H. et Y. YOSHIMURA (2015). « Introduction of MMG standard method for ship maneuvering predictions ». In : *Journal of Marine Science and Technology* 20, p. 37-52. DOI : 10.1007/s00773-014-0293-y.

Résumé —

L'objectif initial de ce travail était de permettre à un robot sous-marin de type torpille de réaliser des cycles autonomes stables dans le bassin d'expérimentation de l'ENSTA. Les premiers essais ont cependant montré que cet objectif était directement limité par les capacités de manœuvre du véhicule, ce qui a conduit à recentrer l'étude sur l'influence du sens de propulsion sur sa capacité de giration. Une interface de commande dédiée et un simulateur ont été utilisés pour préparer les essais et exploiter les données expérimentales. La manœuvrabilité est caractérisée à partir de la vitesse longitudinale, de la vitesse de lacet et du rayon de giration en régime établi. En marche avant, les essais exploitables conduisent à un rayon d'environ 5,7m, tandis que les girations en marche arrière présentent des rayons typiquement compris entre 2,0 et 2,3m. Sur la plage de commandes étudiée en marche arrière, le rayon présente une tendance globale à la diminution lorsque la commande propulsive augmente. Cette différence est cohérente avec l'hypothèse d'une influence du jet de l'hélice sur l'écoulement reçu par les gouvernes lorsque le véhicule recule. Cette interaction n'étant pas mesurée directement, elle reste une interprétation possible des tendances observées. Les résultats montrent ainsi, dans les conditions expérimentales étudiées, une différence nette de manœuvrabilité selon le sens de propulsion et ouvrent la perspective d'une utilisation complémentaire de ces deux régimes.

Abstract —

The initial objective of this work was to enable a torpedo-shaped autonomous underwater vehicle to perform stable autonomous loops in ENSTA's experimental pool. Initial tests showed, however, that this objective was directly constrained by the vehicle's maneuvering capabilities, which led to a shift in focus toward the influence of propulsion direction on turning performance. A dedicated control interface and a simulator were used to prepare the experiments and process the experimental data. Maneuverability is characterized using longitudinal velocity, yaw rate, and steady-state turning radius. In forward motion, the exploitable tests yield a turning radius of approximately 5.7m, whereas reverse-motion turns typically produce radii between 2.0 and 2.3m. Over the range of reverse propulsion commands investigated, the turning radius shows an overall decreasing trend as the propulsion command increases. This difference is consistent with the hypothesis that the propeller slipstream modifies the flow received by the control surfaces when the vehicle moves backward. Because this interaction was not measured directly, it remains a possible interpretation of the observed trends. Under the experimental conditions investigated, the results therefore show a clear difference in maneuverability between the two propulsion directions and open the perspective of using these two operating modes in a complementary manner.

Mots clés : véhicule sous-marin autonome, commande, manœuvrabilité, marche arrière, simulation.

Polytech Angers
62, avenue Notre Dame du Lac
49000 Angers