



**HAL**  
open science

# Quantification de la maniabilité des vélos : évaluations et contributions aux approches expérimentales et théoriques

Jules Ronné

## ► To cite this version:

Jules Ronné. Quantification de la maniabilité des vélos : évaluations et contributions aux approches expérimentales et théoriques. Biomécanique [physics.med-ph]. Université Claude Bernard - Lyon I, 2024. Français. NNT : 2024LYO10195 . tel-04882867

**HAL Id: tel-04882867**

**<https://theses.hal.science/tel-04882867v1>**

Submitted on 13 Jan 2025

**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'UNIVERSITÉ CLAUDE BERNARD LYON 1

École Doctorale N° 162  
(Mécanique ; énergétique ; génie civil ; acoustique)

Discipline : Biomécanique

Soutenue publiquement le 18/10/2024, par :

**Jules Ronné**

---

**Quantification de la maniabilité des vélos :  
évaluations et contributions aux approches  
expérimentales et théoriques**

---

Devant le jury composé de :

COLLOUD Floren	Professeur des Universités, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, Paris, France	Rapporteur
IMINE Hocine	Directeur de recherche, Université Gustave Eiffel, Champs-sur-Marne, France	Rapporteur
RONEL Sylvie	Professeure des Universités, Université Claude Bernard Lyon 1, Villeurbanne, France	Présidente du jury
MICHEL Pauline	Maitresse de conférence, Université Paris Saclay, Gif-sur-Yvette, France	Examinatrice
ROBERT Thomas	Chargé de Recherche, Université Gustave Eiffel, Bron, France	Directeur de thèse
DUBUIS Laura	Maitresse de conférence, Université Claude Bernard Lyon 1, Villeurbanne, France	Examinatrice (co-encadrante de thèse)





## REMERCIEMENTS

Ce manuscrit débute pour vous alors qu'il achève trois années d'aventure. Aventure qui n'aurait aucun sens sans la coopération humaine qu'elle implique.

Un voyage qui débute par la confiance accordée par mes encadrants : Laura et Thomas. Merci d'avoir accepté ce projet exotique proposant de faire un pas de côté par rapport à vos domaines respectifs. Merci pour votre temps, votre souplesse, votre expertise et votre bienveillance.

Je tiens à remercier l'école doctorale MEGA pour l'intérêt et la confiance accordée à ce projet de recherche. Je suis reconnaissant envers les personnes ayant soutenu ma candidature pour cette bourse. Notamment Benjamin Ostré, qui a recommandé mon dossier au détriment de son intérêt personnel. Merci également à David pour son support lors de cette étape importante. De manière plus générale, merci pour ce cadre de travail que tu permets et entretiens au laboratoire.

Ce cadre soutient un riche tissu de relations humaines sans lequel le quotidien serait bien moins agréable. Ainsi, je tiens à saluer les personnes : qui apprécient particulièrement la liberté, portant des grands chapeaux, fréquemment en roue libre, ayant beaucoup trop d'énergie, parlant avec les bras, apportant des gâteaux, préférant MATLAB à Python, qui domptent des ours, râleuses, rieuses (aïïïï), au mieux déplacées, baroudeuses, étonnamment créatives, à ne pas déranger avant 10h, Zzzzzzz, bavardes, discrètes, qui aiment débattre, qui aiment les pompons, qui aiment manifester leurs idées, qui aiment les chocs, qui vous invitent 5 heures en manip', qui savent tout fabriquer, soucieuses des autres, qui aiment la Suisse, qui aiment les polynômes de tchebychev, qui aiment les balles, qui aiment courir, qui aiment plus grimper que courir, qui aiment le vélo, qui cuisinent des arepas, qui sont loin de leurs proches, toujours disponibles pour aider, qui ont toujours le sourire, qui sont toujours là pour contredire, qui sont là pour débbugger, prêtes à vous soigner, qui peuplent l'IUT, qui peuplent le LESCOT et qui aiment partager un café.

Je tiens à remercier Addbike, point de départ de ces réflexions sur la maniabilité des vélos, qui a nous a généreusement prêter un cargo pour nourrir nos recherches.

---

Je tiens également à remercier la Société Biomécanique qui m'a accordé une bourse mobilité m'ayant permis de passer 6 semaines au Pays-Bas à l'université TU Delft. C'est lors de ce séjour que j'ai pu rencontrer et discuter avec la petite communauté qui s'intéresse à la maniabilité des vélos. A ce titre je tiens à saluer Jason K. Moore et Holger Caesar avec qui l'aventure se poursuivra à Delft très bientôt. *I would like to take this opportunity to thank Jason K. Moore and Holger Caesar, with whom the adventure will continue in Delft very soon.*

Un grand merci à Isabelle qui a permis cet accomplissement grâce à un épaulement quotidien. Merci également à sa famille qui s'est montrée concernée et encourageante dans ce projet.

Je tiens à remercier mes amis de longue date, notamment Valentin et Zelda qui représentent un soutien et une inspiration importante dans mes projets. Merci aux gestes d'encouragement en provenance de mes amis.

Enfin, un tel projet n'aurait pas été possible sans le soutien et l'investissement inconditionnel de mes parents et de ma soeur, Bergamote, durant cette longue scolarité. Merci à Simon, Julie, Renaud, Tino, Rosette, Catherine, Joël et au reste de ma famille pour le soutien, l'accueil, les coupures de Ouest-France et la teurgoule.

Finalement, prendre le temps de se poser des questions et de creuser un sujet est un luxe. Je soupèse la chance et l'opportunité qui m'a été accordée.

---

## **Quantification de la maniabilité des vélos : évaluations et contributions aux approches expérimentales et numériques**

L'utilisation de véhicules à deux roues en ligne devient de plus en plus courante et diversifiée. Cependant, leur maniabilité (facilité et performance de conduite) est peu abordée dans la littérature scientifique. Leur garantir une bonne maniabilité peut contribuer à assurer le confort, la performance et la sécurité des usagers. Cette thèse s'intéresse à la quantification de la maniabilité des vélos urbains. Le premier axe de recherche vise à proposer et à évaluer une méthodologie d'évaluation subjective de la maniabilité, palliant aux approches existantes encore peu adaptées aux vélos. Celle-ci a été évaluée lors de deux protocoles. Le deuxième axe de recherche vise à évaluer expérimentalement la validité des indicateurs cinématiques de la littérature. Ces derniers cherchent à pallier à certaines limites des approches subjectives. Leur validité avait été jusqu'ici peu quantifiée. Le troisième axe de recherche vise à évaluer la validité des indicateurs numériques existants. Ces derniers permettent de s'affranchir de mesures expérimentales mais ; leur validité restait également peu évaluée. A la suite de ce travail de revue, un indicateur original, potentiellement plus prédictif, a été proposé et évalué suivant la même méthode. En somme, les résultats de cette thèse contribuent à une meilleure compréhension de la maniabilité des vélos et fournissent des outils pour l'évaluation de leur maniabilité.

**Mots-clés** : maniabilité, vélos, évaluation subjective, indicateurs cinématiques ,indicateurs numériques, contrôle

Thèse réalisée au Laboratoire de Biomécanique et Mécanique des Chocs, Université Gustave Eiffel, 25 avenue François Mitterrand, Bron.

---

***Quantifying bicycle handling quality : evaluations and contributions to experimental and numerical approaches***

*The use of single-track vehicles is becoming increasingly common and diverse. However, their handling quality (ease and performance of driving) is little discussed in the scientific literature. Good handling quality can improve user comfort, performance, and safety. This thesis focuses on quantifying the handling quality of urban bicycles. The first line of research is aimed at proposing and evaluating a methodology for subjective evaluation of handling quality, to substitute existing approaches that are still poorly adapted to bicycles. This was evaluated in two protocols. The second line of research aims to experimentally assess the validity of kinematic indicators found in the literature. The latter implies fewer limitations than subjective approaches, but their level of validity has been little quantified. The third line of research aims to assess the validity of existing numerical indicators. These make it possible to dispense with the need for experimental measurements, but their validity has also been little assessed. An original and potentially more predictive indicator was then proposed and evaluated using the same method. This thesis contributes to a better understanding of bicycle handling quality and provides tools for evaluating bike handling quality.*

***Keywords*** : *handling quality, bicycle, kinematics indicators, numerical indicators, control*

*PhD achieved in the Laboratory of biomechanics and impact mechanics, Université Gustave Eiffel, 25 avenue François Mitterrand, Bron, France.*

# TABLE DES MATIÈRES

<b>Remerciements</b>	<b>2</b>
<b>Résumés</b>	<b>3</b>
<b>Table des matières</b>	<b>9</b>
<b>Liste des figures</b>	<b>11</b>
<b>Liste des tableaux</b>	<b>13</b>
<b>Introduction générale</b>	<b>14</b>
<b>1 État de l'art et objectifs de thèse</b>	<b>16</b>
1.1 Généralités sur les biporteurs . . . . .	17
1.1.1 Contexte et cadre de recherche . . . . .	17
1.1.2 Modèle de Carvallo-Whipple . . . . .	20
1.1.3 Analyse de stabilité de l'équilibre latéral des biporteurs . . . . .	24
1.1.3.1 Décomposition modale et stabilité des modes propres . . . . .	24
1.1.3.2 <i>Weave</i> et <i>Capsize</i> , les deux modes principaux des biporteurs . . . . .	29
1.2 La maniabilité des biporteurs . . . . .	32
1.2.1 Définitions et contexte . . . . .	32
1.2.1.1 Définitions . . . . .	32
1.2.1.2 Trois grandes approches de quantification de la maniabilité . . . . .	34
1.2.2 Les approches basées sur des mesures de ressentis du {pilote} . . . . .	35
1.2.2.1 Les approches existantes . . . . .	35
1.2.2.2 Limites des approches par ressenti du {pilote} . . . . .	37
1.2.3 Les approches basées sur les états {pilote-biporteur} . . . . .	38
1.2.3.1 Les approches existantes . . . . .	38
1.2.3.2 Limites des approches basées sur les états {pilote-biporteur} . . . . .	40
1.2.4 Les approches basées sur des propriétés {biporteur} . . . . .	42
1.2.4.1 Les indicateurs {biporteur} existant . . . . .	42



---

1.2.4.2	Limites des approches par propriétés biporteur . . . . .	43
1.3	Synthèse et objectifs de la thèse . . . . .	44
1.3.1	Synthèse des approches actuelles de quantification de la maniabilité . . . . .	44
1.3.2	Objectifs de thèse . . . . .	46
<b>2</b>	<b>Proposition d’une méthodologie d’évaluation subjective de la maniabilité des vélos : la 2MR</b> . . . . .	<b>48</b>
2.1	Introduction . . . . .	49
2.2	Développement et implémentation d’une nouvelle méthodologie d’évaluation subjective de la maniabilité des vélos : la <b>2MR</b> . . . . .	51
2.2.1	Outils et Méthodes . . . . .	51
2.2.1.1	Description de la méthodologie proposée . . . . .	51
2.2.1.2	Protocole <b>TUD</b> : première implémentation de la méthodologie <b>2MR</b> . . . . .	55
2.2.2	Résultats . . . . .	62
2.2.2.1	Étape E1 : hypothèses d’indépendance et d’iso-vitesse . . . . .	62
2.2.2.2	Étape E2 : Effets des transitions . . . . .	62
2.2.2.3	Étape E3 : évaluation de la maniabilité des configurations . . . . .	63
2.2.3	Discussion et conclusion . . . . .	65
2.3	Comparaison de la <b>2MR</b> avec une approche classique de Cooper-Harper ( <b>MUA</b> ) . . . . .	68
2.3.1	Outils et Méthodes . . . . .	68
2.3.1.1	Méthodologies d’évaluation de la maniabilité . . . . .	68
2.3.1.2	Vélos expérimentaux . . . . .	68
2.3.1.3	Définition de la tâche . . . . .	70
2.3.1.4	Mesure de la performance . . . . .	72
2.3.1.5	Mesure de la cinématique des vélos . . . . .	72
2.3.1.6	Procédures expérimentales . . . . .	73
2.3.1.7	Recrutement des échantillons de cyclistes . . . . .	74
2.3.1.8	Traitement des données . . . . .	74
2.3.2	Résultats . . . . .	77
2.3.2.1	Procédure <b>MUA</b> . . . . .	77
2.3.2.2	Procédure <b>2MR</b> . . . . .	77
2.3.3	Discussions et conclusion . . . . .	81
2.4	Synthèse du chapitre . . . . .	84
	<b>Annexe du chapitre</b> . . . . .	<b>88</b>
2.A	Résultats de l’étape <b>E1.2</b> : hypothèse d’iso-vitesse . . . . .	88
2.B	Liens entre la position de la masse et la charge de travail . . . . .	88
2.C	Suppléments sur la mesure de performance par caméra . . . . .	89
2.C.1	Montage expérimental . . . . .	89
2.C.2	Calibrage de l’homographie . . . . .	91
2.C.3	Détection de ligne . . . . .	91
2.C.4	Post-traitement . . . . .	92
2.C.5	Évaluation de la méthode . . . . .	92
2.C.6	Résultats supplémentaires . . . . .	93

---

<b>3</b>	<b>Évaluation expérimentale d'indicateurs cinématiques de charge de travail</b>	<b>95</b>
3.1	Introduction . . . . .	96
3.1.1	Enjeux d'objectivation de la charge de travail . . . . .	96
3.1.2	Présentation des indicateurs cinématiques et de leurs validités . . . . .	96
3.1.3	Objectifs du chapitre . . . . .	97
3.2	Outils et Méthodes . . . . .	99
3.2.1	Mesure de la cinématique des vélos . . . . .	99
3.2.2	Signaux d'état des biporteurs . . . . .	100
3.2.3	Indicateurs cinématiques évalués . . . . .	102
3.2.4	Évaluations des indicateurs . . . . .	105
3.2.4.1	Effets des conditions expérimentales sur les indicateurs . . . . .	105
3.2.4.2	Capacité prédictive des indicateurs . . . . .	106
3.3	Résultats . . . . .	107
3.3.1	Effets des paramètres expérimentaux sur les indicateurs expérimentaux . . . . .	107
3.3.2	Performances prédictives des indicateurs expérimentaux . . . . .	109
3.4	Discussion et conclusion . . . . .	115
3.5	Synthèse du chapitre . . . . .	117
	<b>Annexe du chapitre</b>	<b>119</b>
3.A	Proposition d'une méthode d'estimation de l'angle de braquage sans intégration . . . . .	119
3.B	Résultats supplémentaires sur la performance prédictive des indicateurs cinématiques . . . . .	120
<b>4</b>	<b>Indicateurs numériques : revue de littérature, analyse de validité, contributions</b>	<b>122</b>
4.1	Introduction . . . . .	123
4.2	Revue et évaluation des indicateurs numériques existants . . . . .	125
4.2.1	Évaluation de leur validité de construit et de convergence . . . . .	125
4.2.1.1	Indicateurs basés sur la stabilité . . . . .	125
4.2.1.2	Indicateurs basés sur la contrôlabilité . . . . .	129
4.2.1.3	Indicateurs basés sur l'état du vélo . . . . .	134
4.2.1.4	Discussion et conclusion . . . . .	137
4.2.2	Évaluation de la validité prédictive des indicateurs numériques existants . . . . .	138
4.2.2.1	Matériel et méthodes . . . . .	138
4.2.2.2	Résultats . . . . .	144
4.2.2.3	Discussion et conclusion . . . . .	149
4.3	Proposition d'un indicateur numérique de maniabilité : Le <i>Minimal Transition Cost (MTC)</i> . . . . .	153
4.3.1	Construction du nouvel indicateur . . . . .	153
4.3.1.1	Résumé des limites des indicateurs numériques de maniabilité actuels . . . . .	153
4.3.1.2	Motivations et objectifs . . . . .	154
4.3.1.3	Hypothèses et définition du nouvel indicateur . . . . .	155

---

4.3.1.4	Calcul du <i>Minimal Transition Cost</i> par matrice de Gramian . . . . .	156
4.3.1.5	Discussion de la validité de construit et de convergence du <i>MTC</i> . . . . .	158
4.3.2	Évaluation des capacités prédictives du <i>Minimal Transition Cost</i>	159
4.3.2.1	Objectif . . . . .	159
4.3.2.2	Outils et méthodes . . . . .	159
4.3.2.3	Résultats . . . . .	162
4.3.2.4	Discussion et conclusion . . . . .	164
4.4	Synthèse du chapitre . . . . .	166
<b>Annexe du chapitre</b>		<b>168</b>
4.A	Estimation des moments d'inertie par oscillation libre . . . . .	168
4.B	Paramètres physiques des vélos expérimentaux . . . . .	169
4.C	Détails des résultats des analyses statistiques des indicateurs . . . . .	172
<b>Conclusion générale et perspectives</b>		<b>181</b>

## TABLE DES FIGURES

1.1	Classification des modes de déplacement alternatifs . . . . .	17
1.2	Schéma architectural d'un biporteur. . . . .	19
1.3	Schéma cinématique 2D du modèle de Carvallo-Whipple . . . . .	21
1.4	Schéma cinématique 3D du modèle de Carvallo-Whipple . . . . .	25
1.5	Lien entre valeurs propres et stabilité du modèle de Carvallo-Whipple. . . . .	28
1.6	Les deux modes propres principaux des biporteurs. . . . .	30
1.7	Schéma de principe du lien entre charge de travail et performance ( <i>Arima and Meister, 1977</i> ). . . . .	33
1.8	Approches de quantification de la charge de travail lors du contrôle d'un biporteur. . . . .	36
1.9	Synthèse graphique du chapitre. . . . .	45
2.1	Illustration de la mesure relative des items de charge de travail. . . . .	54
2.2	Vélo expérimental configurable. . . . .	56
2.3	Parcours utilisé lors du protocole de TU Delft . . . . .	57
2.4	Diagrammes en boîte des mesures pondérées pour chaque item et chaque transition . . . . .	64
2.5	Vélos expérimentaux du protocole <b>UGE</b> : l' <i>Omnium</i> et le <i>Strida</i> . . . . .	70
2.6	Parcours du protocole <b>UGE</b> . . . . .	71
2.7	Vue aérienne du parcours . . . . .	71
2.8	Exemple d'un suivi de ligne lors du protocole <b>UGE</b> (Crédit : Sophie Jeannin). . . . .	71
2.9	Mesure du niveau de performance par caméra . . . . .	72
2.10	Diagrammes en boîte des mesures pondérées de la procédure <b>2MR</b> pour la transition OS. . . . .	79
2.11	Diagrammes en boîte des mesures pondérées pour chaque item et chaque transition d'allure . . . . .	80
2.12	Synthèse graphique du chapitre. . . . .	84
2.C.1	Mesure du niveau de performance par caméra . . . . .	90
2.C.2	Vue aérienne permettant de reconstruire la trajectoire de la roue avant des vélos . . . . .	92
2.C.3	Performance en fonction de la vitesse (ligne droite, protocole <b>UGE</b> ) . . . . .	94

---

3.2.1 Rappel de l'instrumentation des vélos expérimentaux sur les deux protocoles. . . . .	99
3.2.2 Exemple de signaux temporels des variables d'état (protocole <b>TUD</b> ) . . . . .	101
3.2.3 Représentation schématique du <i>Mozzi axis</i> . . . . .	104
3.3.1 Heatmap des capacités prédictives (coefficient de détermination) des indicateurs du protocole <b>TUD</b> . . . . .	111
3.3.2 Heatmap de la matrice de corrélation (coefficient de détermination) entre les indicateurs pour le protocole <b>TUD</b> . . . . .	112
3.3.3 Heatmaps des capacités prédictives des indicateurs du protocole <b>UGE</b> . . . . .	114
4.1.1 Rappel des deux grands types d'approches numériques : {Biporteur} et {Biporteur-Pilote}. . . . .	123
4.2.1 Schéma bloc utilisé pour modéliser le système cycliste-vélo dans Hess (2012). Il utilise trois gains $K_\varphi$ ( $s^{-1}$ ), $K_{\dot{\varphi}}$ ( $s$ ) et $K_\delta$ ( $Nm.rad^{-1}$ ) dont l'ajustement réponds à une logique d'imitation d'un comportement fréquentiel (Diagramme de Bode). Les valeurs des gains sont spécifiques pour chaque vélo et chaque vitesse. Des valeurs classiques sont disponibles dans Hess (2012) . . . . .	136
4.2.2 Illustration de la méthode d'estimation de la posture du cycliste . . . . .	142
4.3.1 Interprétation graphique de la matrice de Gramian comme une ellipsoïde de contrôlabilité. . . . .	158
4.3.2 Effet du temps de transition sur le $MTC_{tot}$ pour trois vitesses différentes. . . . .	162
4.3.3 <i>Minimal Transition Cost</i> total ( $MTC_{tot}$ ) en fonction de la vitesse. . . . .	163
4.A.1 Illustration de la méthode par oscillation libre pour une roue de vélo. . . . .	169
4.B.1 Présentation des ensembles équivalents utilisés pour mesurer et paramétrer le modèle de Carvallo-Whipple. . . . .	170
4.C.1 HQM de l' <i>Omnium</i> et du <i>Strida</i> en fonction de la vitesse. . . . .	179

## LISTE DES TABLEAUX

1.1	Indicateurs basés sur les actions de contrôle. . . . .	39
1.2	Les trois grandes familles d'indicateurs expérimentaux . . . . .	41
2.1	Version anglaise et française des items du NASA-TLX adaptés. . . . .	53
2.2	Résumé de l'instrumentation pour la mesure de la cinématique du vélo. . . . .	59
2.3	Récapitulatif des méthodes utilisées dans le traitement des données du protocole <b>TUD</b> . . . . .	61
2.4	Résultats du modèle statistique de l'indicateur de performance . . . . .	62
2.5	Effets des transitions (sans pondération) avec la <b>2MR</b> . . . . .	63
2.7	Matrice de confrontation des quatre configurations. . . . .	65
2.6	Synthèse et agrégation des effets des transitions sur les mesures de charge de travail avec et sans pondération. . . . .	65
2.8	Échelle adaptée de <b>Cooper and Harper (1969)</b> et <b>Harris et al. (2000)</b> . . . . .	69
2.9	Résumé de l'instrumentation pour l'analyse du mouvement des vélos expérimentaux . . . . .	73
2.10	Synthèse des deux procédures expérimentales du protocole . . . . .	74
2.11	Récapitulatif des méthodes des procédures <b>MUA</b> et <b>2MR</b> . OLS : <i>Ordinary Least Squares</i> . . . . .	76
2.12	Résultats de la régression linéaire sur les $N^{CH}$ . . . . .	77
2.13	Résultats du modèle statistique de l'indicateur de performance $\overline{ d_{Q/ligne} }$ . . . . .	78
2.14	Effets (sans pondération) des transitions de design avec la <b>2MR</b> . . . . .	78
2.15	Effets (sans pondération) des transitions d'allure avec la <b>2MR</b> . . . . .	80
2.16	Synthèse des effets des transitions sur les mesures de charges de travail avec et sans pondération. . . . .	81
2.A.1	Résultats du test ANOVA sur les vitesses moyennes des essais. . . . .	88
2.B.1	Résultats du modèle de régression linéaire d'équation 2.5. . . . .	89
2.C.1	Résultats supplémentaires du modèle statistique de l'indicateur de performance (protocole <b>UGE</b> ) . . . . .	94
3.2.1	Synthèse des variables d'analyse du mouvement mesurées ou calculées. . . . .	102
3.2.2	Indicateurs de maniabilité inclus dans l'étude . . . . .	102
3.3.1	Synthèse des effets expérimentaux sur les indicateurs du protocole <b>TUD</b> . . . . .	108

---

3.3.2 Synthèse des effets expérimentaux sur les indicateurs du protocole <b>UGE</b>	110
3.4.1 Synthèse des capacités prédictives des indicateurs sur les deux protocoles	115
3.B.1 Coefficients des régressions linéaires sur les indicateurs du protocole <b>TUD</b>	120
3.B.2 Coefficients des régressions linéaires sur les indicateurs du protocole <b>UGE</b>	121
4.2.1 Indicateurs numériques inclus dans l'étude.	139
4.2.2 Méthodes de mesure utilisées pour estimer les paramètres du modèle de Carvallo-Whipple.	140
4.2.3 Synthèse des analyses statistiques menées sur les indicateurs numériques.	144
4.2.4 Résultats de l'A1_CONFIG, <i>i.e.</i> : classement des configurations par les indicateurs numériques	145
4.2.5 Résultats de l'A2_OS, <i>i.e.</i> : effets des vélos (O,S) sur les indicateurs numériques	146
4.2.6 Résultats de l'A3_O_VITE, <i>i.e.</i> : effets de la consigne d'allure (L,C,R) sur les indicateurs numériques pour l' <i>Omnium</i>	147
4.2.7 Résultats de l'A4_S_VITE, <i>i.e.</i> : effets de la consigne d'allure (L,C,R) sur les indicateurs numériques pour le <i>Strida</i>	148
4.2.8 Synthèse des capacités prédictives des indicateurs	149
4.3.1 Caractéristiques des changement d'états étudiés	160
4.3.2 Résultats de l'A5_TUD pour le $MTC_{tot}$	163
4.3.3 Résultats de l'A6_UGE pour le $MTC_{tot}$	164
4.3.4 Synthèse des capacités prédictives du $MTC_{tot}$ .	164
4.B.1 Synthèse des valeurs moyennes des paramètres physiques des vélos expérimentaux.	171
4.C.1 Détails des résultats des ANOVA associés à A1_CONFIG.	172
4.C.2 Détails des résultats des test post-hoc associés à A1_CONFIG	173
4.C.3 Détails des résultats des ANOVA associés à A2_OS.	174
4.C.4 Détails des résultats des ANOVA associés à A3_O_VITE.	175
4.C.5 Détails des résultats des test post-hoc associés à A3_O_VITE.	176
4.C.6 Détails des résultats des ANOVA associés à A4_S_VITE.	177
4.C.7 Détails des résultats des test post-hoc associés à A4_S_VITE	178
4.C.8 Détails des résultats des ANOVA associés à A5_TUD et A6_UGE.	179
4.C.9 Détails des résultats des test post-hoc associés à A5_TUD et A6_UG	180

---

## INTRODUCTION GÉNÉRALE

Les enjeux environnementaux et de santé publique poussent les pouvoirs publics à développer les mobilités dites "douces" et "actives" dans les zones urbaines. Excepté la marche, ces mobilités impliquent l'usage d'un véhicule tel que le vélo ou la trottinette. Parmi ces véhicules, les deux-roues (électriques ou non) sont très représentés car ils offrent entre autre des solutions sobres en ressources (énergie, matériaux, espace). Leurs faibles dimensions permettent également une agilité utile en zone dense.

Ces véhicules qualifiables de "biporteurs" du fait de leurs deux roues en ligne, possèdent un équilibre précaire comparé à des véhicules à 3 ou 4 roues. Le contrôle de cet équilibre est ainsi laissé à la charge du pilote disposant de capacités de contrôles limitées. De plus, en l'absence d'un habitacle protecteur, les utilisateurs des biporteurs sont considérés comme vulnérables.

La demande pour ces véhicules connaît un fort accroissement qui s'accompagne d'une diversification des usages. D'un point de vue mécanique et biomécanique, un usage interroge spécifiquement : l'usage cargo. Il consiste à transporter des passagers (souvent des enfants) ou des marchandises en plus du pilote sur le véhicule. Cet usage est singulier du point de vue mécanique et biomécanique car il pose la question de l'intégration des capacités de contrôle limitées des cyclistes dans la conception de ces véhicules. Ces véhicules se caractérisent par une grande diversité de géométries (chargement à l'avant, à l'arrière, dimensions variables) dont les implications sur leur comportement est peu connue.

Ainsi cette mutation des usages et designs des biporteurs pousse à se demander si, du point de vue du pilote, ces véhicules sont aussi faciles à contrôler que les biporteurs plus "traditionnels". Cette question soulève des enjeux de confort, de sécurité, d'accessibilité et de performance de ces véhicules.

La "facilité de contrôle" d'un véhicule fait référence au concept de maniabilité défini dans la littérature. La recherche dans ce domaine demeure relativement récente et peu abondante, laissant certaines questions en suspens quant à la quantification de la maniabilité des biporteurs.



La maniabilité est un concept utilisé aussi bien en aéronautique, en automobile que pour les deux roues. Elle repose en partie sur la mesure subjective de la charge de travail. Sa nature subjective la rend sensible à des biais humains et sujette à beaucoup de variabilité. Pour s'affranchir de ces difficultés, les auteurs ont souvent recours à des mesures plus objectives s'appuyant sur des propriétés intrinsèques du véhicule ou basées sur l'interaction entre le pilote et le véhicule. La maniabilité a jusqu'ici principalement été étudiée sous l'angle de l'analyse du mouvement et de la dynamique du véhicule. Pour ce qui est des biporteurs, les approches développées jusqu'alors disposent des niveaux de validation expérimentale faibles. Cette faible validation des méthodes de quantification de la maniabilité des biporteurs, ne permet pas d'en faire usage. Ce verrou empêche d'étudier la maniabilité des biporteurs disponibles dans le commerce ou d'améliorer la conception des futurs à venir. Lever ce verrou permettrait de mieux adresser les questions relatives à la sécurité, au confort et à la performance des nouveaux designs de ces véhicules.

L'objectif général de cette thèse consiste à évaluer et développer des méthodes de quantification de la maniabilité des biporteurs. Les apports originaux qui la composent visent à pouvoir quantifier la maniabilité de biporteurs existants ou de designs de véhicules en phase de conception.

# CHAPITRE 1

## ÉTAT DE L'ART ET OBJECTIFS DE THÈSE

---

1.1	Généralités sur les biporteurs . . . . .	17
1.1.1	Contexte et cadre de recherche . . . . .	17
1.1.2	Modèle de Carvallo-Whipple . . . . .	20
1.1.3	Analyse de stabilité de l'équilibre latéral des biporteurs . . . . .	24
1.2	La maniabilité des biporteurs . . . . .	32
1.2.1	Définitions et contexte . . . . .	32
1.2.2	Les approches basées sur des mesures de ressentis du {pilote} . . . . .	35
1.2.3	Les approches basées sur les états {pilote-biporteur} . . . . .	38
1.2.4	Les approches basées sur des propriétés {biporteur} . . . . .	42
1.3	Synthèse et objectifs de la thèse . . . . .	44
1.3.1	Synthèse des approches actuelles de quantification de la maniabilité . . . . .	44
1.3.2	Objectifs de thèse . . . . .	46

---

## 1.1 Généralités sur les biporteurs

### 1.1.1 Contexte et cadre de recherche

#### Mobilité alternative

Cette dernière décennie, de nouvelles formes de mobilité légère se développent en milieu urbain. Comme l'explique [Héran \(2018\)](#), ces tendances sont souvent regroupées sous les notions de "mobilité alternative" ou "micromobilité". Elles décrivent (*modulo* quelques nuances) l'usage de modes de déplacement dits "alternatifs" constitués de nouveaux types de véhicules ou de solutions anciennes revisitées. Ces nouveaux modes de déplacement se caractérisent notamment par l'usage de véhicules moins gourmands en ressources (énergie, matériaux, espace) que les voitures individuelles qui produisent également plus de nuisances ([Héran, 2018](#)). Ces modes de déplacement offrent une flexibilité et une indépendance que les transports collectifs ne permettent pas. Ils peuvent également être des modes dit "actifs" contribuant ainsi à lutter contre la sédentarité ([Mueller et al., 2015](#)). L'engouement pour ces modes alternatifs est encouragé par de nombreuses politiques publiques notamment en Europe ([Ekblad et al., 2016](#)).

La Figure 1.1 présente les principaux modes alternatifs urbains ([Héran, 2018](#)). Une typologie de véhicule est particulièrement représentative : les biporteurs.

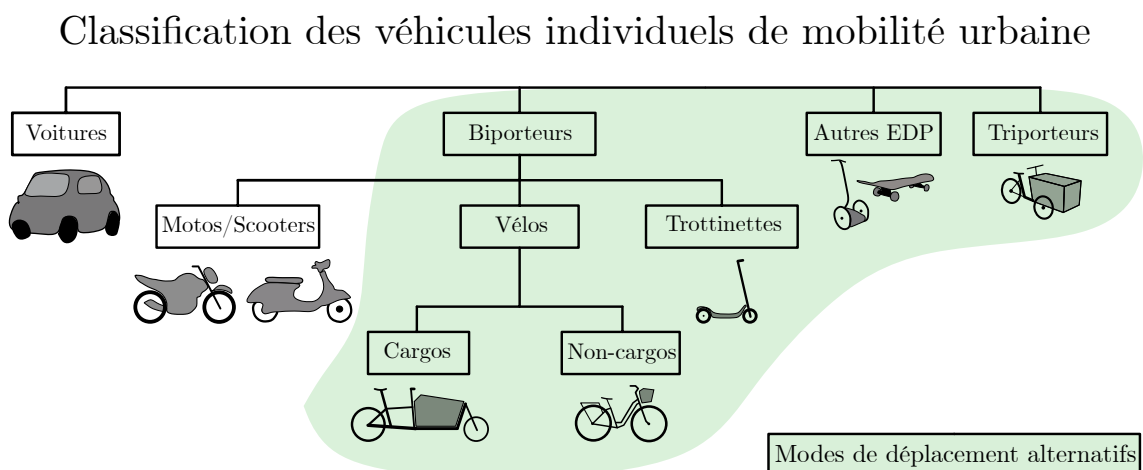


FIGURE 1.1 – Classification des modes de déplacement alternatifs basée sur [Héran \(2018\)](#). Les biporteurs représentent une part importante de ces modes : trottinettes, vélos cargos et non-cargos répondant à une architecture commune.

## Définition d'un biporteur

Ce manuscrit se focalise sur les biporteurs : véhicules à deux roues en ligne contrôlés via une direction. Ce terme de biporteur sera utilisé pour désigner ces véhicules dont l'équivalent anglophone est "*single track vehicles*". Cette appellation permet de regrouper les véhicules répondant à la même définition architecturale : un système composé de quatre solides, à savoir, un cadre, deux roues en ligne et une direction (Figure 1.2). Sont ainsi inclus dans cette appellation : les motos, les vélos (bicyclettes), les trottinettes etc. (Figure 1.1). Les biporteurs forment donc une famille très hétérogène réunie par leur architecture commune.

Dans ce manuscrit, à des fins de classification (loin des considérations réglementaires et commerciales), les différents types de biporteurs sont distingués selon les critères qui suivent :

- Sont appelés motos les biporteurs motorisés dont la masse est au moins du même ordre de grandeur que celle du pilote, ne nécessitant pas de pédaler et dont la posture du pilote est assise.
- Sont appelés vélos les biporteurs motorisés (ou non) nécessitant de pédaler et dont la posture du pilote est assise.
- Sont appelées trottinettes les biporteurs motorisés ou non ne nécessitant pas de pédaler et dont la posture du pilote est debout.

Enfin, il faut faire remarquer que dans le langage courant, il est plus commun que "biporteur" soit une désignation française de "vélo cargo".

## Intensification et diversification des biporteurs

A l'image des mutations des mobilités urbaines précédemment décrites, l'usage des biporteurs connaît un véritable engouement. Un phénomène observable est la diversification des modèles existants et en circulation. Cette diversification emprunte plusieurs directions : l'électrification (Salmeron-Manzano and Manzano-Agugliaro, 2018), l'augmentation de la taille et du poids des véhicules, le transport de personnes (Riggs, 2016) ou de marchandises (Bosona, 2020) et des conditions de chargement très variables (jusqu'à 100 kg). Cette diversification est particulièrement bien représentée par les vélos cargos et/ou pliants. D'un point de vue mécanique, les caractéristiques de ces véhicules diffèrent de plus en plus des vélos classiques. Si le design de ces derniers a été optimisé progressivement depuis des décennies, les nouveaux designs de biporteurs sont quant à eux encore jeunes et peu éprouvés. C'est pourquoi il est légitime, dans ce contexte de s'interroger sur la facilité à conduire ces nouveaux designs de biporteurs.

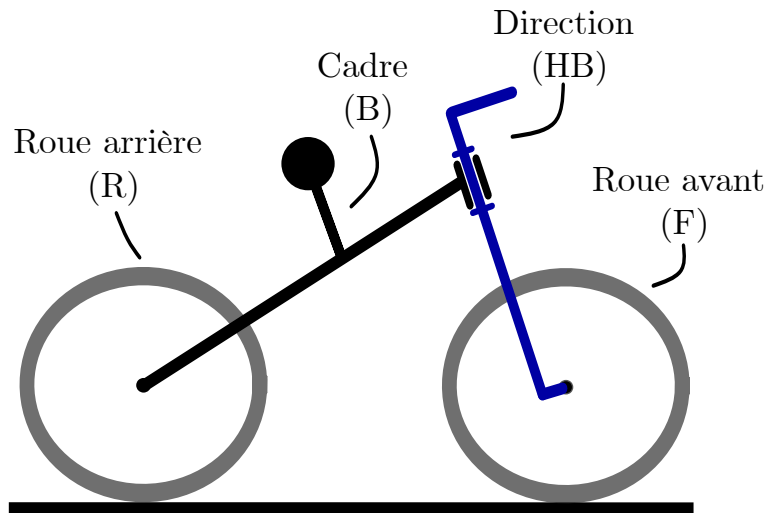


FIGURE 1.2 – Schéma architectural d'un biporteur. Celui-ci est composé de quatre solides : deux roues en ligne (R et F), un cadre (B) et une direction (HB)

### Intégrer les capacités humaines de contrôle dans la conception des biporteurs

La mutation rapide des designs des vélos pose la question des connaissances et outils à destination des concepteurs de biporteurs afin d'intégrer les capacités humaines de contrôle dans le design de ces véhicules. Il apparaît que les connaissances sur le sujet sont empiriques et issues de méthodes itératives longues et coûteuses (Schwab et al., 2012a; Schwab and Meijaard, 2013). La recherche de design de véhicules prenant en compte les capacités humaines de contrôle représente donc un enjeu technique et industriel important. Cette problématique d'intégration est connue dans d'autres domaines comme l'automobile ou l'aéronautique. Il est établi dans ces domaines que les véhicules sollicitant excessivement les capacités de contrôle humain peut avoir des conséquences négatives. En premier lieu cela peut être un facteur dégradant la sécurité des usagers. Il est en effet établi qu'une charge de travail<sup>1</sup> inadaptée est un facteur de risque pour les usagers de la route (Habib et al., 2024). A cela se rajoute que les cyclistes sont identifiés comme étant des usagers vulnérables (Schepers et al., 2015). Par ailleurs, l'inconfort d'un véhicule trop difficile à conduire pourrait nuire à son accès et à la popularité du moyen de transport. Enfin, la conception de vélos cargos plus performant peut rendre la cyclo-logistique plus efficace.

1. ici comprendre "intensité d'une sollicitation". La notion de charge de travail est définie en page 32, elle sera extensivement abordée dans le reste du manuscrit.

## 1.1.2 Modèle de Carvallo-Whipple

Réunir les biporteurs sous une même définition architecturale (Figure 1.2) permet d'utiliser un modèle paramétrique commun pour décrire leurs dynamiques. Cette section présente le modèle de Carvallo-Whipple utilisé dans ce manuscrit. Cette généralisation ne retire pas les spécificités propres à chaque famille de véhicule (gamme de masses, de vitesses, d'accélération), ni les problématiques associées à chaque domaine (vélo, trottinette, moto).

Le modèle de Carvallo-Whipple est choisi comme modèle de démonstration pour présenter les dynamiques de base des biporteurs. Il permet également d'introduire un formalisme permettant dans la suite de ce manuscrit de présenter sous une forme cohérente les indicateurs de maniabilité.

### Présentation du modèle

La définition architecturale des biporteurs permet une mise en équation généralisée de la dynamique de ces véhicules, définis par quatre corps rigides. Ces derniers sont : la direction (HB), le cadre (B), la roue avant (F) et la roue arrière (R). Ces 4 corps sont articulés par des liaisons mécaniques supposées parfaites. Le modèle de Carvallo-Whipple introduit dans Meijaard et al. (2007) est actuellement considéré comme le modèle validé le plus simple pour décrire les principales caractéristiques dynamiques des biporteurs. Sa simplicité réside dans l'utilisation de deux degrés de liberté permettant une écriture analytique des équations du modèle.

Ce modèle repose sur un système d'équations analytiques linéarisées de l'équilibre latéral, supposant une vitesse longitudinale constante notée  $u$ , des liaisons mécaniques parfaites et un roulement sans glissement des roues. Des équations supplémentaires à celle de l'équilibre latéral décrivent l'évolution de la position du vélo dans l'espace. Ainsi le modèle permet de décrire l'équilibre latéral avec seulement deux degrés de liberté : l'angle de roulis, noté  $\varphi$ , et l'angle de braquage noté  $\delta$ . L'angle  $\varphi$  est l'angle formé entre  $\vec{z}_B$  et la vertical lors d'une rotation d'axe mobile  $\vec{x}_B$ . L'angle  $\delta$  est l'angle formé par une rotation d'axe mobile ( $\gamma$ ) de la direction par rapport au cadre. Il s'agit de l'angle entre  $\vec{x}_{HB}$  et  $\vec{x}_B$  lorsque celui-ci est orienté d'un angle  $\gamma$  autour de  $\vec{y}_B$ . La position du vélo dans l'espace est quant à elle décrite (dans le repère global) par l'angle de lacet, noté  $\psi$ , et les coordonnées  $(x_P, y_P)$  du point de contact de la roue arrière sur le sol noté  $P$ . L'angle  $\psi$  est l'angle formé entre  $\vec{x}_B$  et  $\vec{x}$  lors d'une rotation d'axe fixe  $\vec{z}$ . Le point de contact de la roue avant, noté  $Q$ , a pour coordonnées  $(x_Q, y_Q)$  dans le repère global (Figure 1.3).

Le modèle de Carvallo-Whipple est paramétrique et nécessite 25 paramètres physiques pour être défini. Les principaux paramètres géométriques sont l'angle de douille, noté  $\gamma$ , l'empattement, noté  $w$ , et la chasse, notée  $c$ . L'angle de douille est défini comme l'angle entre l'axe de la douille de direction et la verticale. L'empattement est défini comme la distance selon  $x$  entre les deux points de contact au sol : P et Q. La chasse est définie comme la distance selon  $x$  entre le point Q et la projection de l'axe ( $\gamma$ ) dans

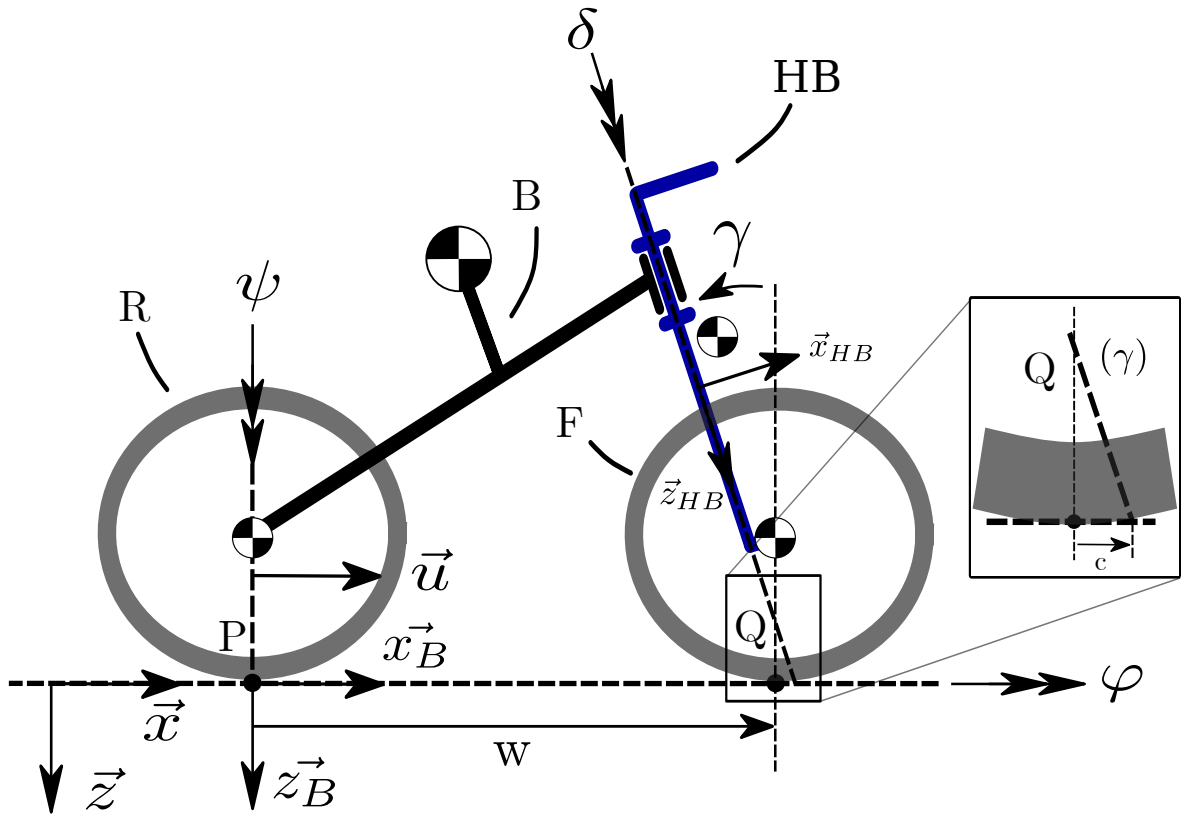


FIGURE 1.3 – Schéma cinématique 2D du modèle de Carvallo-Whipple. Le centre de gravité du vélo se déplace avec une vitesse longitudinale  $\vec{u}$  de norme constante. Le mouvement du vélo est décrit par l'angle de roulis ( $\varphi$ ), de braquage ( $\delta$ ), de lacet ( $\psi$ ) et la position du point P ( $x_P, y_P$ ). Les paramètres géométriques principaux sont l'angle de douille, noté  $\gamma$ , l'empattement ( $w$ ) et la chasse ( $c$ ).

le plan du sol. Les paramètres restant sont les coordonnées des centres de gravité des 4 corps, leur masse, et leurs moments et produits d'inertie.

### Utilité du modèle

Le capacité prédictive de ce modèle est reconnue dans la littérature scientifique. En effet, ses équations analytiques ou son utilisation en simulation ont été capables de prédire avec une précision acceptable certaines grandeurs expérimentalement mesurables.

Son utilité a été validée à plusieurs reprises, notamment en expliquant avec succès la stabilité de l'équilibre latéral des vélos en l'absence de contrôle humain (Schwab et al., 2006; Kooijman and Schwab, 2010; Kooijman et al., 2008). Son utilité a également été démontrée pour expliquer la cinématique du véhicule dans le cadre d'un vélo contrôlé par un humain. L'identification du contrôleur humain avait cependant été réalisées dans des conditions expérimentales peu écologiques : tapis roulant et mobilité restreinte du buste (Schwab et al., 2013).

Ce modèle est donc utile pour certains types d'études (e.g. stabilité, maniabilité, simulateur, développement d'assistance de conduite). Pour cette raison, son équation principale est détaillée en fin de section. Celle-ci est étudiée en détails par la suite pour introduire la notion de stabilité chez les deux roues.

### **Extension du modèle : intégration de l'humain**

Cependant, ce modèle présente des limitations quant à son intégration réaliste d'un pilote. A l'heure actuelle les modèles intègrent principalement le pilote comme une corps rigide lié au cadre du véhicule (Meijaard et al., 2007; Doria and Roa Melo, 2018; Doria et al., 2019; Souh, 2015; Sharp, 2008).

Des modèles étendus du pilote existent et intègrent un ou plusieurs degrés de liberté supplémentaires. Par exemple le roulis du buste du pilote dans Plöchl et al. (2012); Doria and Tognazzo (2014); Klinger et al. (2014) ou le contact des membres supérieurs sur la direction (Schwab et al., 2012b; Bulsink et al., 2015; Doria and Tognazzo, 2014; Klinger et al., 2014). Cependant ces degrés de libertés supplémentaires sont passifs (i.e. ils ne sont pas pilotés en fonction de l'état du système). L'absence de rétroaction dans ces modèles provoque globalement des d'instabilités supplémentaires peu réalistes. Pour limiter cet effet et gagner en biofidélité les auteurs ajoutent raideur et amortissement sur ces degrés de liberté passifs. Ces derniers sont généralement identifiés expérimentalement comme chez Doria and Tognazzo (2014).

Il est globalement montré que les degrés de liberté du torse jouent un rôle mineur dans la stabilité du véhicule en boucle ouverte (Doria and Tognazzo, 2014) mais l'ajout de l'inertie des bras modifie quant à elle drastiquement l'équilibre du véhicule (Doria and Tognazzo, 2014; Roa et al., 2018). Cependant, l'absence de modélisation d'actions de contrôle actives de la part du pilote est une limite importante de ce type d'étude. En outre, en l'absence de boucle de rétroaction, les modèles passifs ne permettent pas, par exemple, d'expliquer le suivi d'une trajectoire.

### **Extension du modèle : raideur du cadre et modèle de pneumatiques**

Le modèle de véhicule de Carvallo-Whipple peut également avoir certaines limitations pour décrire des phénomènes liés à la raideur de certains composants (e.g. dynamique des pneumatiques, résonance de la fourche). L'intégration de degrés de liberté supplémentaires (e.g. glissement des pneumatiques, amortisseur, déformation du cadre) permet notamment de faire apparaître de nouveaux modes propres comme le *wobble* (mode propre oscillant de haute fréquence caractérisé par un mouvement combiné de braquage et de lacet). Ces ajouts sont pertinents dans le cadre d'études vibratoires très spécifiques comme les phénomènes de résonance ou des conditions dynamiques transitoires (Doria and Roa Melo, 2018; Doria et al., 2019; Klinger et al., 2014; Sharp, 2008; Plöchl et al., 2012; Souh, 2015; Bulsink et al., 2015; Roa et al., 2018). L'usage de modèle non-linéaire est aussi une possibilité d'extension du modèle (Tomiasi et al., 2019).



## Équations de l'équilibre latéral

Les équations principales du modèle sont celles de l'équilibre latéral (1.1) décrites par Meijaard et al. (2007).

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + u\mathbf{C}_1\dot{\mathbf{q}} + [g\mathbf{K}_0 + u^2\mathbf{K}_2]\mathbf{q} = \mathbf{T} \quad (1.1)$$

où  $\mathbf{q} = [\varphi, \delta]^T$  est le vecteur de coordonnées généralisées du système,  $\mathbf{T} = [T_\varphi, T_\delta]^T$  est le vecteur des actions de contrôle appliquées au système et  $u$  un paramètre constant correspondant à la norme de la vitesse longitudinale du vélo. Les degrés de liberté du modèle sont réduits au nombre de deux du fait de l'hypothèse de roulement sans glissement. L'angle de lacet ( $\psi$ ), les coordonnées des points de contact au sol ainsi que les accélérations latérales du véhicule peuvent être déduites en utilisant certaines équations du modèle (cf. Meijaard et al. (2007)).

Le vecteur des actions de contrôle est composé de deux couples. Le premier, noté  $T_\varphi$ , est appliqué sur l'axe de roulis et le second noté  $T_\delta$  est appliqué sur l'axe de braquage. Ils seront par la suite appelés "couple de roulis" et "couple de braquage". Le premier peut être produit par différents mécanismes comme la position et l'accélération du buste ou encore la contraction des muscles des bras. Le second résulte d'une transmission de force entre les bras et la direction.

Les matrices  $\mathbf{M}, \mathbf{C}_1, \mathbf{K}_0, \mathbf{K}_2$  (de taille 2x2) sont respectivement les matrices de masse, d'amortissement apparent et de raideur du système. La matrice de masse,  $\mathbf{M}$ , intègre l'énergie cinétique (de rotation du système). La matrice d'amortissement  $\mathbf{C}_1$  porte ce nom par analogie à sa dépendance à la vitesse, alors que le système ne comporte pas de source d'amortissement. Cette matrice intègre les effets gyroscopiques associés au braquage et au roulis. Elle intègre également les réactions inertielles liés à la vitesse de braquage. La matrice de raideur quand à elle est découpée en deux termes. Le premier terme  $\mathbf{K}_0$  intègre l'énergie potentielle de pesanteur. Le second  $\mathbf{K}_2$  intègre les effets quadratiques à la vitesse : effets gyroscopiques et centrifuges.

La section suivante, présente de manière détaillée l'analyse de stabilité de l'équilibre latéral. L'équation 1.1 est alors approfondie pour mettre évidence l'existence de différents modes propres, de leur stabilité et d'introduire les étapes de calcul nécessaires à la définition des indicateurs numériques de maniabilité.

## 1.1.3 Analyse de stabilité de l'équilibre latéral des biporteurs

### 1.1.3.1 Décomposition modale et stabilité des modes propres

#### Notion de stabilité

Avant de rentrer dans les détails mathématiques de la méthode de décomposition du mouvement en modes propres, il est nécessaire de poser la définition de stabilité qui sera utilisée dans ce manuscrit. Une fois cette définition posée, les principes physiques permettant le maintien de l'équilibre vertical des biporteurs, sans avoir besoin d'un contrôle actif, seront décrit de manière qualitative. Puis, une approche plus calculatoire permettra de mettre en évidence quels sont les déterminants mathématiques de la stabilité du mouvement. Les étapes de calcul abordées dans cette section seront utiles pour comprendre la construction des indicateurs numériques de maniabilité (section 4.2, page 125).

**Stabilité.** La stabilité d'un système autour d'un état d'équilibre est sa capacité à revenir à cette état suite à une perturbation.

Plus formellement : "Si tout mouvement d'un système issu d'un voisinage suffisamment petit d'un point d'équilibre  $\mathbf{X}_e$  demeure au voisinage de ce point alors  $\mathbf{X}_e$  est dit **stable**" (Lyapunov, 1992).

L'analyse de la stabilité de l'équilibre latéral des deux-roues est un grand classique en dynamique du véhicule. Elle se place dans le cas d'un véhicule seul ou occupé en l'absence de contrôle actif de la part du pilote (Meijaard et al., 2007; Kooijman et al., 2011; Paudel and Fah Yap, 2021; Doria and Roa Melo, 2018; Doria et al., 2019; Klingner et al., 2014; Sharp, 2008; Plöchl et al., 2012; Souh, 2015; Bulsink et al., 2015; Schwab and Kooijman, 2010; Schwab et al., 2012b). Dans le cas présent (i.e. modèle de Carvallo-Whipple), le modèle est linéarisé autour de la position dans laquelle le vélo est à la verticale. Il s'agit du point autour duquel l'équilibre sera étudié. Dans cet état le vélo se déplace en ligne droite, sans mouvement latéral.

#### Point de vue qualitatif

Le mouvement d'un biporteur est stable (hors régime établi en virage) si les forces en présence s'équilibrent dynamiquement dans une tendance à redresser le véhicule à la verticale. Pour qu'un tel équilibre dynamique se crée, la condition nécessaire est que le véhicule braque son guidon dans le sens de la chute ("Steer into the lean" (Kooijman et al., 2011)). Cette condition se justifie par le fait que tourner du côté de la chute a pour conséquence de déplacer latéralement la ligne de contact du sol en dessous du centre de gravité du système. Si le centre de gravité et de la ligne de contact au sol se réaligne, le biporteur se stabilise (Kooijman et al., 2011). Pour que cette

dynamique apparaisse spontanément sur un biporteur, trois effets peuvent s'ajouter ou se retrancher afin de provoquer la rotation du guidon dans le sens du roulis. Le premier est l'effet gyroscopique qui, de part le mouvement de roulis imposé par le cadre sur la direction, réagit par un mouvement de précession dans le même sens que le roulis. Cette précession de la direction est provoqués par le moment gyroscopique ( $T_{Gyr}$ ). Le second est le poids propre de l'ensemble de direction (guidon, fourche et roue avant) qui de part son centre de gravité déporté vers l'avant provoque une rotation du guidon dans le sens du roulis. Cette rotation résulte donc de l'effet du moment de la gravité sur l'ensemble A ( $T_{G_A}$ ). Enfin le décalage du point de contact de la roue avant avec l'axe de rotation de la direction (la chasse, notée  $c$ ) joue le rôle de bras de levier pour la force de réaction que le sol exerce sur la roue avant. Sous condition que ce point se situe en arrière de l'axe de rotation du guidon, le moment de cette force autour de l'axe de douille ( $T_{Sol}$ ) produit un effet régulateur au "steer into the lean" (moment négatif). La somme de ces trois effets (moments), permet le "steer into the lean" dans les bonnes proportions pour stabiliser l'équilibre latéral comme présenté dans la Figure 1.4.

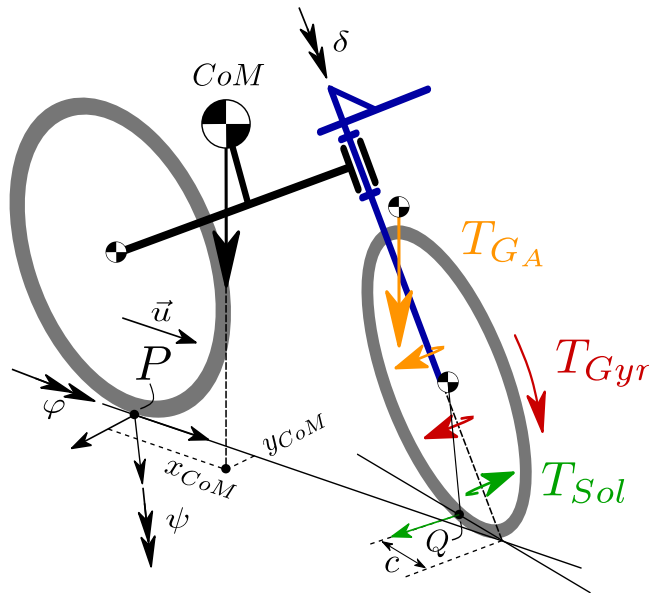


FIGURE 1.4 – Schéma cinématique 3D du modèle de Carvallo-Whipple. L'auto-stabilité est permise par trois moments en présence : celui de la gravité appliquée sur le centre de masse de l'ensemble de direction ( $T_{G_A}$ ), le moment gyroscopique de la roue avant ( $T_{Gyr}$ ) et le moment de la force de réaction du sol autour de l'axe de direction ( $T_{Sol}$ ).

### Décomposition du mouvement en modes propres

Ce paragraphe présente les étapes de calcul permettant la décomposition du mouvement en modes propres. Cette décomposition a plusieurs intérêts dans le contexte de ce chapitre. Premièrement, elle met en évidence le lien entre stabilité et valeurs propres, explicitant ainsi le comportement divergent ou convergent du mouvement. Ces notions seront utiles pour comprendre les indicateurs de stabilité présentés en section 4.2.1.1

(page 125). Deuxièmement, elle introduit le changement de base permettant de reformuler les équations du mouvement sous forme modale. Cette forme sera utile à la compréhension des indicateurs de contrôlabilité présentés à la section 4.2.1.2 (page 129).

Les étapes de calcul présentées utilisent la formulation du modèle sous forme de représentation d'état. Pour cela il convient de définir comme vecteur d'état  $\mathbf{X} = [\varphi \ \delta \ \dot{\varphi} \ \dot{\delta}]^T$  qui intègre les deux degrés de liberté de l'équilibre vertical ainsi que leur dérivées. L'équation 1.1 du modèle peut alors se mettre sous la forme suivante (Schwab et al., 2012b) :

$$\dot{\mathbf{X}} = \mathbf{A}\mathbf{X} + \mathbf{B}\mathbf{T} \quad (1.2)$$

avec

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{I} \\ -\mathbf{M}^{-1}(g\mathbf{K}_0 + u^2\mathbf{K}_2) & -\mathbf{M}^{-1}(u\mathbf{C}_1) \end{bmatrix}, \quad (1.3)$$

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{M}^{-1} \end{bmatrix} \quad (1.4)$$

L'équation 1.2 est une formulation importante pour la suite de ce manuscrit. Elle permet tout d'abord d'introduire la matrice d'état du système ( $\mathbf{A}$  de taille 4x4) qui décrit son mouvement en l'absence d'actions extérieures. Aussi, elle introduit la matrice d'entrée du système ( $\mathbf{B}$ , de taille 4x2). Cette matrice pondère (par les inerties), l'effet des actions de contrôle sur le système ( $T$ ). Les matrices  $\mathbf{A}$  et  $\mathbf{B}$  seront centrales pour la quantification de la contrôlabilité (section 4.2.1.2, page 129). La notion de contrôlabilité sera définie dans ce chapitre à la section 1.2.1.1.

L'équation 1.2 peut être décomposée à nouveau pour mettre en évidence les deux modes d'action principaux permettant de contrôler l'équilibre :

$$\dot{\mathbf{X}} = \mathbf{A}\mathbf{X} + \mathbf{B}_\delta T_\delta + \mathbf{B}_\varphi T_\varphi \quad (1.5)$$

avec

$$\mathbf{B}_\delta = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{M}^{-1} \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{B}_\varphi = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{M}^{-1} \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \end{bmatrix} \end{bmatrix}. \quad (1.6)$$

Sous cette forme,  $\mathbf{B}$  et  $T$  sont décomposés, faisant apparaître  $\mathbf{B}_\delta$  et  $\mathbf{B}_\varphi$  toutes deux de taille 4x1. Ces matrices d'entrées sont associées aux deux types d'actions de contrôle possibles  $T_\varphi$  et  $T_\delta$ .  $T_\varphi$  est le couple de contrôle appliqué sur l'axe de roulis du bipoteur tandis que  $T_\delta$  est le couple de contrôle appliqué sur l'axe de direction. L'équation 1.5 implique que l'équilibre latéral du bipoteur résulte de la superposition de trois effets : un effet issu des caractéristiques propres du système ( $\mathbf{A}\mathbf{X}$ , i.e. sa stabilité), et les deux effets issus des actions de contrôle appliquées au système ( $\mathbf{B}_\delta T_\delta$  et  $\mathbf{B}_\varphi T_\varphi$ ).

L'introduction de la matrice  $\mathbf{A}$  permet de décomposer les équations du mouvement en 4 modes propres dans la condition où aucune action de contrôle ne s'applique au système. A chacun de ces modes est associé une valeur propre  $\lambda_i$  et un vecteur propre  $\xi_i$  vérifiant  $\mathbf{A}\xi_i = \lambda_i\xi_i$  pour le  $i^{\text{ème}}$  mode. Les modes propres, caractérisés par leurs vecteurs propres ainsi que les valeurs propres des modes sont obtenus de manière numériques.

Ces valeurs propres joueront un rôle important dans les indicateurs numériques de maniabilité qui seront présentés succinctement en section 1.2.3 (page 38) puis en détail au chapitre 4 (4.2.1.1, page 125).

De manière à expliquer comment les valeurs propres jouent un rôle dans la stabilité du système, celui-ci est considéré sans actions de contrôle ( $\mathbf{T} = \vec{0}$ ). De ce fait (1.2) devient (1.7) :

$$\dot{\mathbf{X}} = \mathbf{A}\mathbf{X} \quad (1.7)$$

Dans ce cas la solution des équations du mouvement est de la forme (1.8) où  $\mathbf{X}_0$  est la condition initiale du système.

$$\mathbf{X}(t) = e^{\mathbf{A}t}\mathbf{X}_0 \quad (1.8)$$

En notant  $\mathbf{\Lambda}$ , la matrice  $\mathbf{A}$  exprimée dans la base des modes propres et qui satisfait  $\mathbf{A}\mathbf{P} = \mathbf{P}\mathbf{\Lambda}$ , il est possible de faire apparaître les valeurs propres dans la solution de l'équation du mouvement :

$$\mathbf{X}(t) = \mathbf{P}e^{\mathbf{\Lambda}t}\mathbf{P}^{-1}\mathbf{X}_0 = \mathbf{P} \begin{bmatrix} e^{\lambda_1 t} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & e^{\lambda_2 t} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & e^{\lambda_3 t} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & e^{\lambda_4 t} \end{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} \begin{bmatrix} \varphi_0 \\ \delta_0 \\ \dot{\varphi}_0 \\ \dot{\delta}_0 \end{bmatrix} \quad (1.9)$$

Où  $\mathbf{P}$  représente la matrice de passage entre l'espace d'état et l'espace des modes propres.  $\mathbf{P}$  est constituée des vecteurs propres du système :

$$\mathbf{P} = [\xi_1 \quad \xi_2 \quad \xi_3 \quad \xi_4] \quad (1.10)$$

Finalement, (1.9) fait apparaître la solution des équations du mouvement comme une combinaison linéaire de fonctions exponentielles complexes (le nombre complexe est noté  $j$ ), où les valeurs propres ressortent comme déterminantes :

$$e^{\lambda_i t} = e^{\Re(\lambda_i)t} (\cos(\Im(\lambda_i)t) + j \sin(\Im(\lambda_i)t)) \quad (1.11)$$

Dans l'équation (1.11) il transparaît que la stabilité d'un mode propre repose sur la partie réelle de sa valeur propre ( $\Re(\lambda_i)$ ) et sa fréquence dépend de la partie imaginaire de celle-ci ( $\Im(\lambda_i)$ ). Ainsi, si un mode propre possède une valeur propre dont la partie réelle ( $\Re(\lambda_i)$ ) est positive, une fois écarté de l'équilibre, son mouvement répond sous la forme d'une fonction divergeant exponentiellement. A l'inverse si la partie réelle est négative, le mouvement converge exponentiellement vers la position d'équilibre. Enfin, en cas de partie réelle nulle, le système est en limite de stabilité et le mouvement ne diverge pas : il oscille sous la forme d'une sinusoïde d'amplitude constante. La Figure 1.5 illustre ce mécanisme dans le cas du vélo de référence de Meijaard et al. (2007) en fonction de la vitesse  $u$ . Cette dernière influence grandement les valeurs propres, pouvant produire des mouvements de diverses stabilités (divergents ou non) et de natures différentes (oscillants ou non).

La matrice  $\mathbf{P}$  contenant les vecteurs propres du système permet de découpler les équations du mouvement (Schwab and Kooijman, 2010). Ces équations découplées,

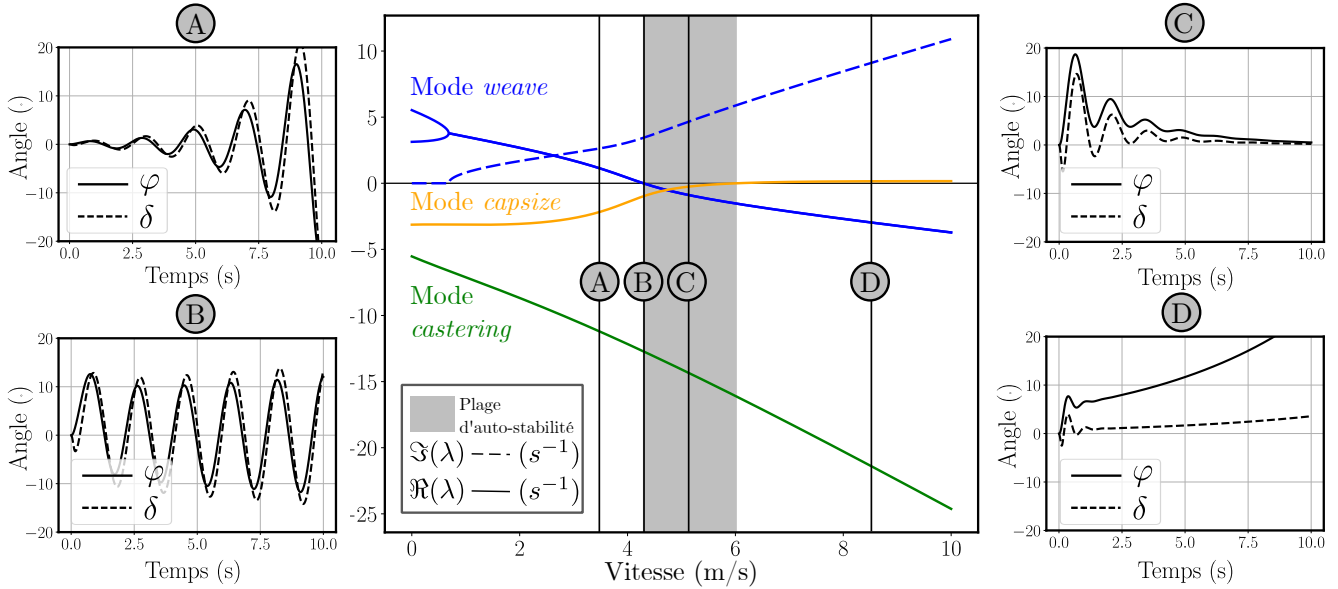


FIGURE 1.5 – Lien entre valeurs propres et stabilité du modèle de Carvallo-Whipple. Le calcul des valeurs propres en fonction de la vitesse du bipporteur (ici le "benchmark bicycle" de Meijaard et al. (2007)) met en évidence l'existence de 3 modes distincts (*weave*, *capsizer* et *castering*). La stabilité du système est illustrée par 4 essais indicatifs réalisés à des vitesses différentes. La stabilité du système est déterminée par ses valeurs propres. Les parties réelles des modes,  $\Re(\lambda_i)$ , régissent leur vitesse de convergence/divergence. La fréquence des oscillations du *weave* (seul mode oscillant) est régie par sa partie imaginaire :  $\Im(\lambda_{weave})$ . Les conditions *A* et *D* représentent des conditions instables car seul un de leurs modes est stable. La condition *B* est asymptotiquement stable (la partie réelle du mode *weave* est nulle), tandis que la condition *C* représente le cas où le système est auto-stable

seront utiles pour introduire certains indicateurs de maniabilité dans la section 4.2.1.2 (page 129). Pour cela il faut poser  $\mathbf{X} = \mathbf{P}\zeta$ , où  $\zeta$  est le vecteur d'état dans la base propre, puis multiplier à gauche (1.5) par  $\mathbf{P}^{-1}$  :

$$\dot{\zeta} = \Lambda\zeta + \bar{\mathbf{B}}_{\delta}T_{\delta} + \bar{\mathbf{B}}_{\varphi}T_{\varphi} \quad (1.12)$$

avec :

$$\bar{\mathbf{B}}_{\delta} = \mathbf{P}^{-1}\mathbf{B}_{\delta}, \quad \bar{\mathbf{B}}_{\varphi} = \mathbf{P}^{-1}\mathbf{B}_{\varphi} \quad (1.13)$$

Cette formulation donne 4 équations découplées directement exprimées dans l'espace d'état modal, qui serviront pour calculer des indicateurs de maniabilité dans la section 4.2.1.2 (page 129) :

$$\dot{\zeta}_i = \lambda_i\zeta_i + \bar{\mathbf{B}}_{i\delta}T_{\delta} + \bar{\mathbf{B}}_{i\varphi}T_{\varphi}, \quad i = 1, \dots, 4 \quad (1.14)$$

En résumé, la stabilité de l'équilibre latéral s'étudie à partir des équations du mouvement en l'absence de contrôle humain. Celles-ci permettent la décomposition en modes propres. Si un mode propre possède une valeur propre dont la partie réelle ( $\Re(\lambda_i)$ ) est positive, une fois écarté de l'équilibre, son mouvement répond sous la forme d'une fonction divergant exponentiellement. À l'inverse si la partie réelle est négative, le mouvement converge exponentiellement vers la position d'équilibre. Au delà du signe, la valeur absolue de la partie réelle informe sur la "vitesse" de convergence du mouvement. La partie imaginaire ( $\Im(\lambda_i)$ ) quand elle existe, détermine la pulsation du mouvement. Les biporteurs possèdent des modes propres communs décrits plus en détails dans la section suivante.

### 1.1.3.2 *Weave* et *Capsize*, les deux modes principaux des biporteurs

Les biporteurs disposent de modes propres communs du fait de leur architecture. Toutefois le nombre de modes à considérer varie selon le niveau de modélisation du véhicule. Les modes communs pour un niveau de modélisation comme celui du modèle de Carvallo-Whipple sont le *weave*, le *capsize* et le *castering*. Les deux premiers sont des modes ayant des stabilités variables selon la vitesse et le design du véhicule. Cela les rend responsables d'une grande partie du mouvement observable expérimentalement. Le *castering* est quant à lui extrêmement stable ce qui ne le rend pas observable et peu impliqué dans la dynamique des biporteurs. Il faut noter que le *weave* dispose de deux valeurs propres conjuguées (mode de multiplicité deux) dont seulement une possède une fréquence positive. Ainsi, il existe bien autant de mode que de valeur propre (cf. équation 1.10).

Ce manuscrit se concentrera principalement sur deux modes propres principalement responsables du mouvement observable chez les biporteurs : le *weave* et le *capsize*. Ces deux modes se manifestent de manière très différentes et dans des conditions expérimentales relativement distinctes.

#### Mode principale à basse vitesse : le *weave*

*Weave* désigne en anglais le mouvement de l'aiguille à coudre, cela en référence au mouvement oscillant que prennent les biporteurs à "basse vitesse". Il faut préciser que la notion de "basse vitesse" dépend principalement des propriétés inertielles et géométriques du biporteur. Il est clair qu'une "basse vitesse" ne désigne pas la même chose pour une moto que pour un vélo. Il est même relativement utile de définir les gammes de vitesse ("basses" et "hautes") vis à vis de quel mode propre domine le mouvement du véhicule. Par exemple, pour le vélo de référence de Meijaard et al. (2007) (figure 1.5, page 28), les parties réelles du mode *weave* et *capsize* se croisent autour de 5 m/s, vitesse à laquelle les deux modes sont de même stabilité. Sur cette base, les "basses vitesses" peuvent être considérées qualitativement comme celles en

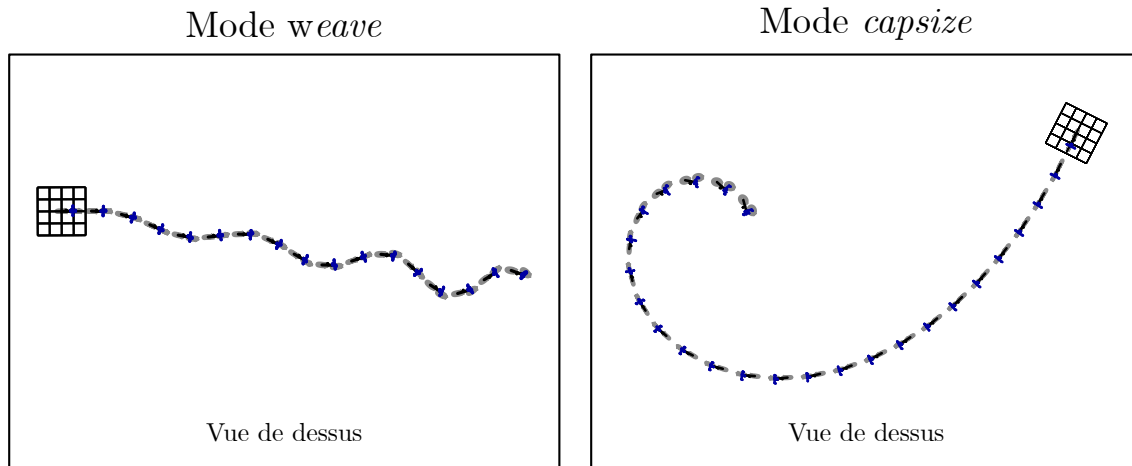


FIGURE 1.6 – Les deux modes propres principaux des biporteurs. Le mode *weave* (basses vitesses) est un mouvement oscillant principalement composé de roulis et de braquage. Le mode *capsizize* (hautes vitesses) est un mode non-oscillant où angle de roulis et de braquage évoluent conjointement.

dessous de 5 m/s et les "hautes vitesses" comme celles au dessus de 5 m/s. Cette distinction de vitesse est utile uniquement pour imaginer les deux grands modes propres d'intérêt dans ce manuscrit.

Le mouvement d'un biporteur à *basse vitesse* est donc principalement gouverné par le mode *weave*. La valeur propre de ce mode est complexe. Le mouvement correspondant à ce mode est donc un mouvement oscillant dont la pulsation dépend de la partie imaginaire de la valeur propre (généralement de l'ordre de 1 à 4 Hz). L'enveloppe de cette oscillation peut être plus moins stable dans le temps selon la valeur absolue de la partie réelle de la valeur propre comme illustré dans la figure 1.5 (page 28). Son mouvement oscillant se caractérise par des inclinaisons légèrement déphasées entre l'angle de braquage ( $\delta$ ) et l'angle de roulis ( $\varphi$ ) créant un mouvement sinueux autour de la direction suivie observable sur la figure 1.6. Il faut noter que la figure 1.6 présente un mode *weave* parfaitement stable pour des raisons illustratives. A plus basse vitesse (1 ou 2 m/s), lorsque le *weave* est particulièrement instable, le biporteur chute en quelques mètres en produisant peu d'oscillations. L'état du système sort alors de l'hypothèse des petits angles. Plus la vitesse augmente, plus le mode *weave* se stabilise, principalement lorsque la vitesse rend l'effet gyroscopique suffisamment fort pour produire le comportement de "steer into the lean".

### Mode principale à haute vitesse : le *capsizize*

Le *capsizize* désigne en anglais le mode de chavirement du biporteur. Ce mode est le mode principale qui domine le mouvement à "haute vitesse". De par sa valeur propre réelle, ce mode est non oscillant, comme illustré dans la figure 1.5 (page 28). Il est en général très stable à basse vitesse et n'est donc observable qu'à plus haute vitesse. Son mouvement, observable sur la figure 1.6, se caractérise par une inclinaison conjointe



et progressive du roulis ( $\varphi$ ) et de la direction ( $\delta$ ), entraînant le biporteur dans une spirale. Le resserrement de cette spirale dans le temps et l'espace repose sur la stabilité du mode. La description de ce mode est conforme au "steer into the lean" qui pour autant n'implique pas systématiquement une stabilité du mode. La stabilité de ce mode est en général importante à basse vitesse, puis se dégrade légèrement quand la vitesse augmente comme illustré figure 1.5.

### Auto-stabilité

Un biporteur est dit "auto-stable" si l'ensemble de ses modes propres sont stables dans la condition expérimentale considérée (notamment à une vitesse donnée). Étant donné les propriétés des modes propres des vélos rapportées ci-dessus, il existe donc généralement une plage de vitesse pour laquelle le vélo est auto-stable, c'est à dire pour laquelle les parties réelles des valeurs propres des deux modes sont négatives. Cette plage est mise en évidence dans la figure 1.5 pour le vélo de référence. En dehors de cette plage l'un des deux modes sera instable : le *weave* pour une vitesse inférieure à cette plage et le *capsize* pour une vitesse supérieure. La stabilité ici utilisée au sens stricte, est une approche binaire. Il est également possible d'apporter plus de nuances en considérant la vitesse de divergence du mouvement (valeur absolue de la partie réelle de la valeur propre si celle-ci est positive). Les métriques permettant une analyse plus fine de la stabilité seront présentées ultérieurement (section 4.2.1.1, page 125).

Cette section sur la stabilité a mis en évidence que cette propriété est importante pour qualifier la dynamique d'un biporteur. Les approches théoriques présentées sont des outils puissants et rependus dans la littérature. Ce faisant, ce sont historiquement les premières approches ayant été utilisées pour discuter des caractéristiques d'un véhicule et de sa facilité à être contrôlé par un humain. Cependant la stabilité n'est qu'une propriété parmi d'autres et ne prend notamment pas en compte la présence d'actions de contrôle sur le véhicule. Les autres propriétés d'intérêt pour qualifier la dynamique d'un biporteur seront présentées dans la section suivante.

## 1.2 La maniabilité des biporteurs

### 1.2.1 Définitions et contexte

#### 1.2.1.1 Définitions

La maniabilité ou "*handling quality*" en anglais est une notion relativement répandue en dynamique des véhicules. Il faut cependant noter que cette notion, selon le domaine d'application (aéronautique, automobiles, deux-roues), elle peut connaître des appellations diverses (stabilité, manoeuvrabilité, contrôlabilité) ainsi que des nuances comme le fait remarquer la revue de littérature de [Kooijman and Schwab \(2013\)](#). La définition faisant à l'heure actuelle référence est celle de [Cooper and Harper \(1969\)](#) :

**Maniabilité** : facilité et précision avec laquelle un pilote peut accomplir une tâche avec un véhicule donné.

La maniabilité est donc une notion décrivant la qualité de l'interaction entre le cycliste et le vélo ce qui est probablement tâche-dépendante. D'après sa définition elle repose sur deux composantes : la charge de travail Elle intègre à la fois la *sollicitation des capacités de contrôle du pilote* ainsi que la qualité de la réalisation de la tâche (la performance).

La notion de *sollicitation des capacités de contrôle du pilote* fait référence a un concept central de ces travaux de recherche : la charge de travail (de l'anglais *workload*). La charge de travail est un concept à la frontière de plusieurs domaines comme la psychologie et l'ergonomie. Cette notion a été théorisée depuis les années 1930 lorsque les premières recherches sur l'interaction humain-machine ont débuté. Depuis, une très riche littérature s'est construite, dans laquelle cette notion aux multiples définitions ([Sheridan and Stassen, 1979](#)) est longuement discutée. Des revues de littérature relativement récentes comme celle de [Hart \(2006\)](#) permettent de dresser un bilan des pratiques. Il ressort que certains outils de mesure sont à présent relativement partagés : les échelles subjectives. Celles-ci se basent sur une définition commune qui sera celle utilisée dans ce manuscrit.

**Charge de travail** : coût cognitif, émotionnel et énergétique nécessaire à accomplir un niveau d'attente pour un opérateur humain ([Hart, 2006](#)).

Ces trois composantes de la charge de travail sont illustrées dans la figure 1.8 dans le contexte du contrôle humain d'un biporteur. Cette illustration se base sur les travaux de [Sheridan and Stassen \(1979\)](#) et de [Qu et al. \(2022\)](#). Cette définition relativement large de la charge de travail est celle couramment utilisée en simulateur vélo ([Shoman and Imine, 2020](#)), voiture ([Cha and Park, 1997](#)) ou avion ([Alaimo et al., 2020](#)). Il est important de noter que si la mesure de la charge de travail via des échelles subjectives est souvent prise comme référence dans les études, elle s'accompagne souvent d'une

mesure physiologique objective (sudation, signaux cardiaques, mouvements oculaires etc.).

La seconde composante de la maniabilité est la performance. Celle-ci quantifie la qualité de la réalisation de la tâche, c'est à dire le bon respect de l'objectif fixé. L'analyse conjointe de la charge de travail et de la performance est courante dans l'étude du facteur humain lors d'une tâche de conduite (notamment en sécurité routière automobile). Il existe plusieurs théories au sujet de la dualité entre ces deux composantes, notamment celle de [Arima and Meister \(1977\)](#). Les auteurs de [Arima and Meister \(1977\)](#) présentent une théorie, suggérant trois grands comportements entre la charge de travail et la performance. La figure 1.7 présente l'évolution théorique de la performance en fonction de la charge de travail. Les zones **A**, **B** et **C** représentent les trois comportements d'après [Arima and Meister \(1977\)](#). Lorsque la charge de travail est faible, la performance sature à un niveau élevé et stable (zone **A**). Au delà d'un certain seuil de charge de travail, la performance se dégrade au fur et à mesure que la charge de travail augmente (zone **B**). Enfin, au-delà d'un nouveau seuil de charge de travail, la performance sature à un niveau minimal (zone **C**). Cette théorie est reconnue aujourd'hui comme une version simplifiée car elle ne présente la dégradation de la performance uniquement dans une condition de "surcharge". Elle néglige en effet les conditions de sous-charge (e.g. situation de somnolence ou d'ennui). Cependant, considérant la maniabilité dans un contexte de mobilité urbaine (environnement stimulant et trajets de courtes durées), la théorie de [Arima and Meister \(1977\)](#) apparaît plus adaptée et suffisante.

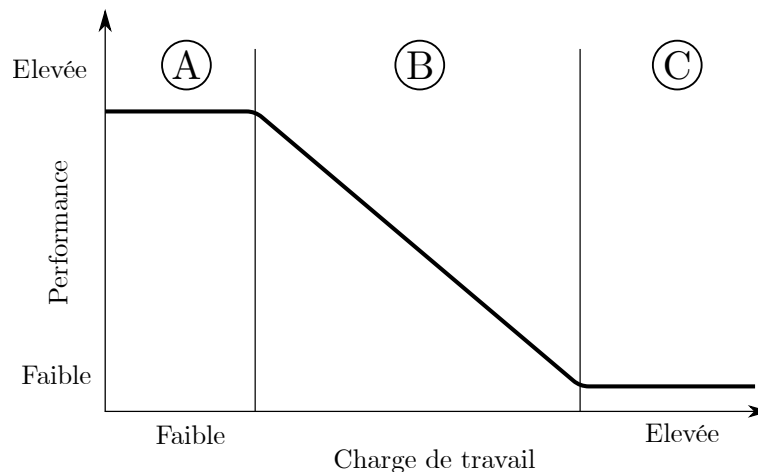


FIGURE 1.7 – Schéma de principe du lien entre charge de travail et performance ([Arima and Meister, 1977](#)). En condition de charge "légère", l'humain est capable de compenser celle-ci en augmentant sa charge de travail et en maintenant un niveau de performance relativement constant (zone **A**). En condition de surcharge, c'est à dire au delà d'un seuil de charge de travail, la performance se dégrade progressivement (zone **B**) jusqu'à atteindre un seuil inférieur (zone **C**).

En plus de la maniabilité, d'autres qualités du véhicule sont également définies dans la littérature, telles que la manoeuvrabilité et la contrôlabilité. D'après [Kooijman and](#)

[Schwab \(2013\)](#), la définition la plus adaptée pour cette première est la suivante :

**Manoeuvrabilité** : capacité du véhicule à réaliser un ensemble de manoeuvres.

La manoeuvrabilité se distingue donc de la maniabilité par la non prise en compte de la sollicitation du pilote et de ses limites de contrôle. Ces notions ne sont pour autant pas complètement disjointes car un véhicule de faible manoeuvrabilité peut provoquer une dégradation de la performance et une sollicitation excessive du pilote. Les deux notions même si potentiellement corrélées, opèrent sur des périmètres différents.

La contrôlabilité, quant à elle est une notion d'automatisme faisant référence à la capacité d'une action de contrôle à modifier l'état du système. La définition formelle de celle-ci (qui sera utile par la suite pour les indicateurs théoriques de maniabilité) est la suivante :

**Contrôlabilité** : capacité d'un système à passer d'un état initial à n'importe quel état final dans un intervalle de temps fini sous l'effet d'une entrée du système.

Dans le cadre de cette définition, la contrôlabilité est une propriété binaire testée avec le test de *Popov-Belevitch-Hautus*. Cette propriété garantie que n'importe quel point de l'espace d'état est accessible si le système (stable ou non) est adéquatement contrôlé. Elle réponds à la problématique d'*underactuation* où le système peut disposer de degrés de liberté non contrôlables par les actions de contrôle. Cette définition sera en pratique étendue avec la notion de degré de contrôlabilité dans la section 4.2.1.2, page 129.

La contrôlabilité et la maniabilité sont deux notions aux périmètres différents. De par leur définition, il est entendu qu'elles puissent être corrélées mais qu'elles ne sont pas interchangeables. La contrôlabilité est une notion centrale dans la définition de nombreux indicateurs de numériques de maniabilité (section 4.2.1.2, page 129).

### 1.2.1.2 Trois grandes approches de quantification de la maniabilité

La littérature sur la maniabilité des bipoteurs est succincte et hétérogène. En effet, elle contient encore peu de références et ne s'appuie pas encore sur des concepts et méthodes uniformisés comme l'a montré la revue de [Kooijman and Schwab \(2013\)](#). Cependant la quasi-totalité des études font le choix de résumer la maniabilité à la charge de travail du pilote. Cette hypothèse de travail se justifie dans la mesure où l'on considère des conditions de "charge" légères au sens de [Arima and Meister \(1977\)](#), c'est à dire où la performance est relativement indépendante de la charge de travail (zone **A** dans la figure 1.7).

Ces approches de quantification de la charge de travail peuvent être regroupées en trois grandes familles qui s'intéressent à des périmètres différents. Avant de les présenter, il convient de décrire le contexte de conduite dans le cadre de la maniabilité

d'un biporteur. La figure 1.8 présente un schéma de principe basés sur les travaux de [Sheridan and Stassen \(1979\)](#). L'humain est représenté de manière simplifiée comme un contrôleur agissant sur le biporteur. Son contrôle consiste en une observation du biporteur via les organes sensoriels. Cette observation est par la suite traitée par le système nerveux central, qui prenant en compte les objectifs de la tâche, commande les actionneurs du pilote. Les actionneurs sont constitués des systèmes musculo-squelettiques rentrant en jeu dans la production des actions de contrôle. Ces actions de contrôle composent le vecteur  $\mathbf{T}$  contenant les deux couples appliqués sur le biporteur. L'état de ce dernier évolue au cours du temps sous l'effet de ses propriétés propres et des couples  $T_\varphi$  et  $\mathbf{T}_\delta$  qui lui sont appliqués. L'état du biporteur est finalement observé par les organes sensoriels du contrôleur humain.

Sur la base du processus de contrôle présenté ci-dessus, les trois grandes familles d'approches se focalisent sur des périmètres différents. Par la suite, l'ensemble interne à un périmètre d'étude sera appelé système et noté entre crochets ( $\{\cdot\}$ ). Comme représenté dans la figure 1.8 :

- **Les approches basées sur des mesures de ressentis {pilote}**, utilisent des échelles d'évaluation subjective de la charge de travail à l'issue de la tâche de conduite (section 1.2.2). Ces méthodes impliquent des limitations inhérentes à la mesure subjective : variabilité des mesures et biais psychologiques. Pour cette raison des approches plus objectives sont souvent employées.
- **Les approches basées sur les états {pilote-biporteur}**, utilisent des indicateurs objectifs calculés à partir de signaux mesurés ou simulés lors de la tâche de conduite. Plusieurs sous-familles sont décrites dans la section dédiée (section 1.2.3)
- **Les approches basées sur des propriétés {biporteur}**, utilisent des indicateurs objectifs calculés à partir d'un modèle de véhicule pouvant intégrer les propriétés inertielles d'un cycliste. Ces indicateurs quantifient des propriétés intrinsèques au véhicule qui sont présentées dans la section 1.2.4.

Ces trois grandes familles sont illustrées sur la figure 1.8. Elles seront aussi l'objet des trois chapitres de contribution de ce manuscrit.

## 1.2.2 Les approches basées sur des mesures de ressentis du {pilote}

Les approches basées sur des mesures de ressentis du {pilote} consistent à utiliser des échelles de ressentis. Il s'agit de questionnaires utilisant des échelles subjectives permettant au pilote de noter ses ressentis à l'issue d'une tâche de conduite.

### 1.2.2.1 Les approches existantes

Les évaluations subjectives de la charge de travail utilisent des échelles de notation adaptées au contexte de réalisation d'une tâche avec un véhicule. Les échelles existantes

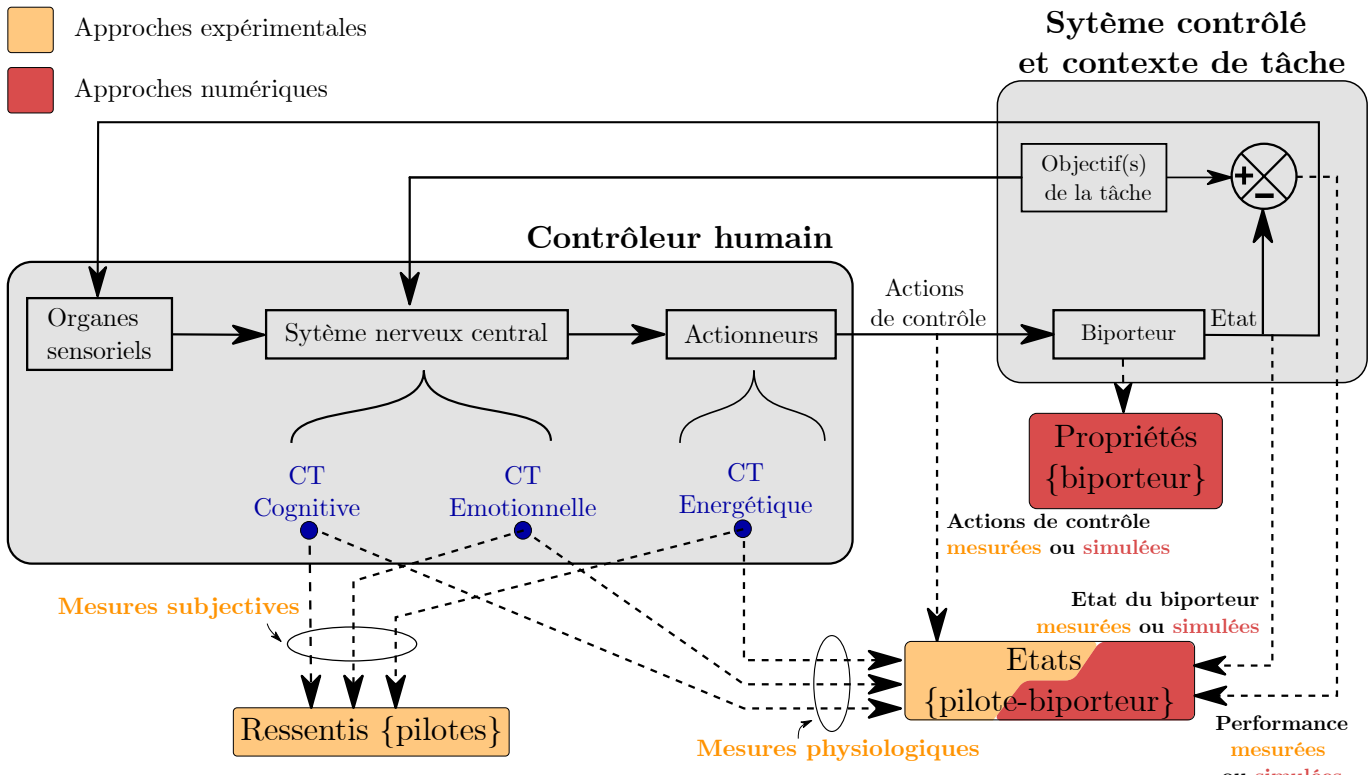


FIGURE 1.8 – Approches de quantification de la charge de travail lors du contrôle d’un bipoteur. Les trois composantes de la charge de travail (CT) lors du contrôle d’un bipoteur sont : cognitive, émotionnelle et énergétique. Les composantes cognitive et émotionnelle résultent de processus associés au système nerveux central et la composante énergétique est associée à la production d’une puissance mécanique par les actionneurs (muscles) (Sheridan and Stassen, 1979).

Les actionneurs produisent des actions de contrôle modifiant l’état du bipoteur. L’état de ce dernier est observé par les organes sensoriels puis transmis au système nerveux central. Ce dernier en connaissance des objectifs de la tâche et de l’état du bipoteur ajuste la production d’actions de contrôle.

Les approches de quantification de la charge de travail s’intéressent à plusieurs sous-systèmes prenant part dans ce processus de contrôle : le {pilote} dont les ressentis sont étudiés subjectivement, le {pilote-bipoteur} dont les états objectives sont étudiées (expérimentalement ou numériquement), et le {bipoteur} dont les propriétés intrinsèques sont étudiées.

sont très variables et peu uniformisées. Par exemple, certains auteurs comme [Kuroiwa et al. \(1995\)](#) utilisent une unique échelle, se concentrant sur une charge de travail d'origine purement énergétique (i.e. perception d'effort/force). Chez [Takagi et al. \(2022\)](#), l'évaluation consiste en neuf échelles mêlant des composantes émotionnelles et énergétiques de la charge de travail. Dans ces deux exemples les auteurs utilisent des échelles absolues, de 5 à 10 niveaux, pour évaluer la charge de travail. Ces exemples sont représentatifs du fait que les deux composantes de la maniabilité sont rarement évaluées conjointement. Seules les échelles aéronautiques, comme celles de Cooper-Harper ([Cooper and Harper, 1969](#)) et la CAHQRS (*Cranfield Aircraft Handling Quality Rating Scale*) ([Harris et al., 2000](#)) évaluent conjointement les deux composantes. Ces échelles évaluent la maniabilité de manière unidimensionnelle en supposant qu'une charge de travail très importante est corrélée à une performance dégradée. La performance est ainsi intégrée de manière non linéaire à l'échelle conformément à la théorie de [Arima and Meister \(1977\)](#). L'échelle de Cooper-Harper a été mise en avant dans la revue de [Kooijman and Schwab \(2013\)](#) comme étant une méthodologie pertinente pour l'évaluation de la maniabilité des biporteurs. Ces approches par mesure de ressentis ont été utilisées dans le domaine moto comme des méthodes de référence permettant de valider des approches objectives basées sur des indicateurs. Leur choix comme méthode de référence s'appuie sur le fait qu'elles sont des approches relativement simples et peu coûteuses ([Habib et al., 2024](#)) permettant une mesure centrées sur l'expérience des pilotes.

### 1.2.2.2 Limites des approches par ressenti du {pilote}

Ces approches basées sur les ressentis demeurent minoritaires dans le domaine de la maniabilité des biporteurs. En effet, comme le souligne la revue de [Habib et al. \(2024\)](#) sur la quantification de la charge de travail lors de la conduite d'un vélo (hors contexte de maniabilité), les évaluations subjectives comportent certains désavantages. Les auteurs relèvent tout d'abord qu'il est difficile d'évaluer la charge de travail pendant la tâche. De ce fait, l'évaluation a lieu *a posteriori*, ne donnant pas accès une information instantanée. Aussi ces approches sont sensibles aux biais psychologiques et à l'interprétation personnelle des échelles. Ces raisons conduisent à une forte variabilité dans les résultats comme par exemple chez [Takagi et al. \(2022\)](#). Aussi, malgré la recommandation des échelles aéronautique par certains auteurs ([Hess, 2012](#); [Kooijman and Schwab, 2013](#)), celles-ci utilisent des termes peu explicites, réservés à des experts (pilotes d'avions) capables de déceler des défaillances du véhicule. Leur utilisation est d'autant plus compliquée qu'il n'existe pas de méthodologie reconnue permettant l'évaluation de la maniabilité des biporteurs. Dans ce manuscrit, une méthodologie d'évaluation de la maniabilité désigne la **succession d'opérations à exécuter expérimentalement avec un ou plusieurs vélos pour obtenir une évaluation de leur maniabilité**. L'absence de travaux méthodologiques sur l'évaluation de la maniabilité est un frein à l'utilisation des approches subjectives. Afin de palier à ces difficultés, des approches objectives ont été proposées dans la littérature. Ces approches sont décrites dans les sections suivantes.

### 1.2.3 Les approches basées sur les états {pilote-biporteur}

La littérature cherchant à quantifier la charge de travail via les états {pilote-biporteur} est la plus abondante. Ces approches consistent à utiliser des signaux du système {pilote-biporteur} pour prédire de manière plus ou moins directe la charge de travail du pilote.

#### 1.2.3.1 Les approches existantes

Les méthodes objectives les plus directes sont basées sur des grandeurs physiologiques corrélées à la charge de travail (sudation, rythme et variabilité cardiaque, mouvements oculaires etc.). Elles ont d'avantage été utilisées pour étudier la charge de travail en conditions réelles de trafic à des fins de sécurité routière (Boele-Vos et al., 2017; Qu et al., 2022). Il ne s'agit pas de travaux visant explicitement à étudier la maniabilité.

D'autres approches mesurent ou simulent les actions de contrôle à l'interface entre le pilote et le biporteur. L'hypothèse sous jacente est que des actions de contrôle de plus faibles amplitudes sont associées à une charge de travail plus faible. La mesure de ces actions de contrôle nécessite une instrumentation fixe sur le véhicule pouvant être mécaniquement contraignante à intégrer. Simuler numériquement les actions de contrôle permet de contourner les contraintes expérimentales et réaliser des études de design en limitant le nombre de prototype. Ces méthodes nécessitent l'association d'un modèle de biporteur et d'un modèle de pilote afin de simuler la réalisation d'une tâche. Le choix du modèle de pilote dans un contexte de quantification de la maniabilité reste une question très ouverte. Les réflexions les plus abouties pour les biporteurs ont été proposées par Hess (2012) qui s'appuie sur les éminents travaux de McRuer and Jex (1967). Les signaux d'actions de contrôle (mesurés ou simulés) sont ensuite convertis en indicateurs c'est à dire des quantités mathématiques ayant, du fait de leur corrélation avec la charge de travail, un pouvoir prédictif sur celle-ci. Le tableau 1.1 présente une synthèse des indicateurs utilisant les actions de contrôle. Ces indicateurs utilisent principalement un extremum normalisé du couple de braquage. La normalisation est faite selon la vitesse et le contexte de la tâche. Un indicateur échappe à cette généralité : la puissance moyenne du couple de braquage proposée par Cain et al. (2016). De manière générale, ces indicateurs réduisent la charge de travail à sa composante énergétique.

D'autres approches se concentrent sur l'état du biporteur notamment l'évolution au cours du temps des variables cinématiques. Les principaux indicateurs de cette nature sont issus du domaine vélo. Le tableau 1.2 présente trois sous-familles basées sur : **la variabilité du mouvement, la corrélation entre certaines variables d'état et la puissance des signaux des variables d'état**. Ces familles font l'objet d'une attention particulière car ces indicateurs seront utilisés dans les études menées au chapitre 3 (3.1.2, page 97).

La première famille présuppose qu'une forte variabilité du mouvement indique une



Indicateur	Formule	Interprétation	Référence
<i>Roll factor</i> (virage établi)	$\frac{T_\delta}{\varphi}$	Valeur faible	Cossalter and Lot (2002)
<i>Acceleration factor</i> (virage établi)	$\frac{T_\delta R}{u^2}$	Valeur faible	Cossalter and Lot (2002)
Phase du <i>Roll factor</i>	Phase de $T_\delta/\varphi$	Valeur faible	Cossalter and Lot (2002)
<i>Koch index</i> (demi-tour)	$\frac{T_{\delta,peak}}{\dot{\varphi}_{peak}u}$	Valeur faible	Cossalter and Sadauckas (2006)
<i>Lane Change Yaw Index</i> (changement de ligne)	$\frac{T_{\delta,p-p}}{\dot{\psi}_{p-p}u}$	Valeur faible	Cossalter and Sadauckas (2006)
<i>Lane Change roll Index</i> (changement de ligne)	$\frac{T_{\delta,p-p}}{\dot{\varphi}_{p-p}u}$	Valeur faible	Cossalter and Sadauckas (2006)
Puissance moyenne du couple de braquage	$T_\delta \dot{\delta}$	Valeur faible	Cain et al. (2016)

TABLEAU 1.1 – Indicateurs basés sur les actions de contrôle. Ces indicateurs sont principalement issus de la littérature moto où les approches de quantification de la charge de travail sont principalement basées sur le couple de braquage ( $T_\delta$ ). Ces indicateurs sont tâche spécifiques. La valeur du couple utilisée est soit la valeur au pic ( $T_{\delta,peak}$ ) pour les manoeuvres à une transition, soit la valeur pic à pic pour les manoeuvres à deux transitions ( $T_{\delta,p-p}$ ). Cette valeur extrême est ensuite normalisée selon la tâche considérée. La colonne *Interprétation* indique l'interprétation faite de l'indicateur pour une bonne maniabilité.

charge de travail importante. Cette corrélation est justifiée par le fait qu'un mouvement plus variable implique une charge de travail cognitive plus grande. Aussi la production d'un mouvement très variable est consommateur en énergie. De manière plus générale cette hypothèse est cohérente avec le principe d'action minimale de [Todorov \(2004\)](#). Les indicateurs utilisent l'écart-type comme mesure de variabilité, en l'appliquant à diverses variables du mouvement. Certaines de ces variables sont mesurables avec une instrumentation légère comme des centrales inertielles ( $\varphi, \dot{\varphi}, \delta, \dot{\delta}$  etc.). Une instrumentation plus contraignante (plate-formes de force) est quant à elle utilisée pour mesurer la position du centre de pression dans [Cain et al. \(2016\)](#).

La seconde famille d'indicateurs, ceux de corrélation présupposent qu'une faible charge de travail est marquée par une corrélation (ou son absence) entre plusieurs variables du véhicules, comme la vitesse de roulis et de braquage ([Cain et al., 2016, 2012](#)). Ces indicateurs sont basés sur des conditions mécaniques de maintien de l'équilibre, supposant qu'une perte d'équilibre provoque une surcharge de travail. Enfin la troisième famille, basée sur différentes approches de puissance du signal utilise les même hypothèses que la famille basée sur la variabilité. La HQM est un indicateur jusqu'ici purement numérique basé sur la puissance des signaux que le pilote utilise pour observer le système ([Hess, 2012](#)). Cet indicateur sera détaillé dans le chapitre 4 ([4.2.1.3](#), page [135](#)).

Comme précisé précédemment, la quantification de la maniabilité est principalement réduite à celle de la charge de travail dans la littérature. Cependant cette approximation est valable si la tâche est réalisée à performance maximale c'est à dire en zone **A** d'après la théorie de [Arima and Meister \(1977\)](#). Les outils permettant de vérifier cette hypothèse dans le cadre d'une expérience sont rares dans la littérature. Les approches de quantification de la performance résultent d'une comparaison entre les états empruntés par le biporteurs et les objectifs de la tâche, comme illustré sur la figure [1.8](#) (page [36](#)). Parmi les études s'intéressant à la performance, les indicateurs utilisés sont très hétérogènes : temps de parcours ([Mortimer et al., 1976](#)), franchissement de portes ([Mortimer et al., 1976](#)), écart à une trajectoire de référence ([Zellner and Weir, 1978](#)). Cette hétérogénéité résulte de la diversité tests existants.

### 1.2.3.2 Limites des approches basées sur les états {pilote-biporteur}

La littérature sur les indicateurs basés sur les états {pilote-biporteur} est la plus fournie mais aussi celle qui présente la plus grande hétérogénéité. En effet, de nombreux indicateurs ont été proposés sur la base d'un lien supposé entre des signaux du système {pilote-biporteur} et de la charge de travail du pilote. Si ces corrélations supposées ont théoriquement du sens, leur validité expérimentale manque jusqu'ici de validation. Ce besoin de validation expérimental répond à l'enjeu de savoir quels indicateurs sont les plus fiables pour évaluer la maniabilité d'un biporteur.

	Formule	Interprétation	Référence
<b>Variabilité</b>			
Ecart-type (ou variance) du roulis	$\sigma(\varphi), \sigma(\dot{\varphi})$	Valeur faible	Moore et al. (2010); Matsuzawa et al. (2009); Cain et al. (2012)
Ecart-type (ou variance) du braquage	$\sigma(\delta), \sigma(\dot{\delta})$	Valeur faible	Moore et al. (2010); Cain et al. (2016)
Ecart-type du lacet	$\sigma(\psi)$	Valeur faible	Moore et al. (2010)
Ecart-type de la position du CoP	$\sigma(y_{CoP})$	Valeur faible	Cain et al. (2016)
Ecart-type du roulis du buste	$\sigma(\alpha)$	Valeur faible	Cain et al. (2016)
<b>Corrélation</b>			
Retard entre roulis et braquage	$\tau(\dot{\varphi}, \dot{\delta})$	Valeur faible	Cain et al. (2012)
CC entre roulis et braquage	$R^2(\dot{\varphi}, \dot{\delta})$	Proche de 0	Cain et al. (2016, 2012)
CC entre $y_{CoP}$ et $y_{CoM}$	$R^2(y_{CoP}, y_{CoM})$	Proche de 1	Cain et al. (2016)
CC entre roulis et roulis du buste	$R^2(\varphi, \alpha)$	Proche de 1	Cain et al. (2016)
<b>Puissance</b>			
Puissance spectrale de braquage	$P_S(\delta)$	Valeur faible	Matsuzawa et al. (2009)
Handling Quality Metric	HQM	Valeur faible	Hess (2012)

TABLEAU 1.2 – Les indicateurs expérimentaux vélos peuvent être regroupés en trois familles : Variabilité, Corrélation et Puissance. La colonne *Interprétation* indique l'interprétation faite de l'indicateur pour une bonne maniabilité.

$\alpha$  : angle de roulis du buste du pilote par rapport au cadre,  $y_{CoP}$  : position transversale du centre de pression,  $y_{CoM}$  : position transversale du centre de masse, CC : corrélation croisée,  $R^2(s_1, s_2)$  : maximum de corrélation entre  $s_1$  et  $s_2$ ,  $\tau(s_1, s_2)$  : retard associé au maximum de corrélation identifié entre  $s_1$  et  $s_2$ ,  $P_S$  : puissance spectrale

## 1.2.4 Les approches basées sur des propriétés {biporteur}

Les approches basées sur des propriétés du {biporteur} consistent à utiliser des propriétés intrinsèques du véhicule pour calculer des indicateurs corrélés avec la charge de travail du pilote. Ces approches, purement numériques utilisent des modèles de véhicule en boucle ouverte où les propriétés inertielles du pilote sont généralement intégrées au cadre du véhicule (i.e. pilote rigide) . La section suivante présente les deux grandes familles basées sur ces approches.

### 1.2.4.1 Les indicateurs {biporteur} existant

Les indicateurs de la littérature sur les biporteurs peuvent être regroupés en deux grandes familles :

- Les indicateurs basés sur des mesures de stabilité
- Les indicateurs basés sur des mesures de contrôlabilité

La description partielle de ces deux familles est faites ci-après. Une revue de littérature détaillée et exhaustive de ces familles sera faite dans le chapitre 4 (page 125).

#### Indicateurs basés sur la stabilité

Les indicateurs basés sur la stabilité s'appuient sur la définition de stabilité introduite en section 1.1.3.1 (page 24) et sur la décomposition modale introduite en section 1.1.3.1 (page 25). Cette famille d'indicateur repose sur l'idée que la stabilité des modes propres du biporteur est de manière générale bénéfique pour la maniabilité (Schwab et al., 2012a). La décomposition modale permet de calculer par la suite un certains nombre de propriétés intrinsèques au véhicule caractérisant sa stabilité : convergence ou divergence des modes (Moore and Hubbard, 2008; Tak et al., 2010; Schwab et al., 2012a; Meijaard et al., 2007; Doria and Tognazzo, 2014; Bulsink et al., 2015; Plöchl et al., 2012; Hess, 2012; Doria and Roa Melo, 2018; Doria et al., 2019), fréquence propre de leur oscillation (Plöchl et al., 2012; Tomiati et al., 2019, 2021). Ces propriétés intrinsèques du biporteur se basent sur des modèles de dynamique du véhicule pouvant intégrer divers niveaux de complexité (voir section 1.1.2, page 22). L'intégration du pilote chez les auteurs précédents se limite à des modèles passifs sans contrôleur (boucle ouverte).

#### Indicateurs basés sur la contrôlabilité

Les indicateurs basés sur la contrôlabilité font référence à la définition de contrôlabilité introduite en section 1.2.1.1 (page 34). La contrôlabilité repose sur un développement mathématique successif à l'équation 1.2 (26) qui permet d'évaluer la capacité

des actions de contrôle (représentées **B**) à pouvoir affecter le comportement naturel du biporteur (représenté par **A**). L'hypothèse sous-jacente dans cette démarche est que la maniabilité est d'autant meilleure (faible de charge de travail) que les actions de contrôle peuvent modifier efficacement l'état du biporteur. La littérature propose quatre types d'indicateurs de contrôlabilité : deux de contrôlabilité modale (Schwab and Kooijman, 2010; Schwab et al., 2012b; Edelmann et al., 2015), le *Rideability Index* (Seffen et al., 2001) et la sensibilité latérale (Cain and Perkins, 2010, 2008). Les études citées utilisent, comme dans le cas de la stabilité, des modèles en boucle ouverte avec divers niveaux de complexification possibles. Les mesures obtenues restent des caractéristiques intrinsèques du véhicule.

#### 1.2.4.2 Limites des approches par propriétés biporteur

Les deux familles d'indicateurs présentées permettent en théorie de prédire la charge de travail d'un véhicule uniquement à partir d'un modèle dynamique. Cependant à ce stade, la validité expérimentale de ces indicateurs n'a pas été évaluée formellement. Cette absence d'évaluation est une limite à leur utilisation dans un processus de conception de véhicule à des fins de contrôle de la maniabilité. Au vu du fort enjeu de prédiction de la maniabilité, un travail de revue et d'évaluation de ces indicateurs apparaît nécessaire.

## 1.3 Synthèse et objectifs de la thèse

### 1.3.1 Synthèse des approches actuelles de quantification de la maniabilité

La quantification de la maniabilité représente un enjeu de sécurité, de confort et de performance, en permettant l'évaluation des nouveaux designs de biporteurs. Dans la mesure où elle est évaluée pour des charges de travail peu importantes, la maniabilité peut être réduite à une quantification de la charge de travail. L'état de l'art a mis en évidence trois familles d'approches de quantification de la charge de travail : celles basées sur des ressentis subjectifs du système {pilote}, celles basées sur des propriétés du système {pilote-biporteur} et enfin celles basées sur des propriétés du système {biporteur}. Ces trois familles sont illustrées dans la figure 1.9.

La première famille est celle historiquement utilisée pour établir des mesures de référence en aéronautique. Ces mesures de référence sont centrées sur les ressentis du pilote à l'issue d'une tâche de conduite. Elles sont relativement simples à mettre en oeuvre mais comportent un certain nombre de désavantages (variabilité importante, sensibilité aux biais psychologiques, information ponctuelle etc.). **Aussi, la littérature ne dispose pas de méthodologie établie et adaptée permettant d'évaluer la maniabilité d'un biporteur avec une mesure de référence.**

La seconde famille se base sur des signaux (mesurés ou simulés) liés à l'état du véhicule contrôlé ; ou situés à l'interface entre le véhicule et le pilote. Ces approches permettent une grande variété d'indicateurs rendant possible une quantification continue de la charge de travail, potentiellement moins variable et moins sensible aux biais psychologiques. Les indicateurs obtenus par simulation peuvent permettre de tester un grand nombre de designs et de tâches en s'affranchissant des contraintes expérimentales. Les approches numériques de ces indicateurs sont limitées par la grande complexité à modéliser le contrôleur humain. De manière générale, ces indicateurs ont été très peu évalués dans la littérature. Ce constat peut notamment s'expliquer par l'absence de méthodologie adaptée pour l'acquisition de mesures de maniabilité de référence.

La troisième famille regroupe uniquement des indicateurs basés sur des propriétés intrinsèques du biporteur. Ces approches nécessitent un niveau de modélisation plus simple que la famille précédente (pas de modélisation du contrôleur humain). Elles permettent également de ne pas recourir à l'expérimentation et d'évaluer un grand nombre de designs de véhicule. Cependant la validité de ces indicateurs manque également d'évaluation.

In fine, l'enjeu des évaluations d'indicateurs est double. Pour les approches expérimentales, il s'agit de pouvoir évaluer objectivement la maniabilité d'un biporteur existant, qui plus est dans des conditions plus représentatives que celles d'un laboratoire. Pour les approches numériques, il s'agit de pouvoir explorer et évaluer très facilement des designs théoriques de biporteur. Le processus de conception se verrait

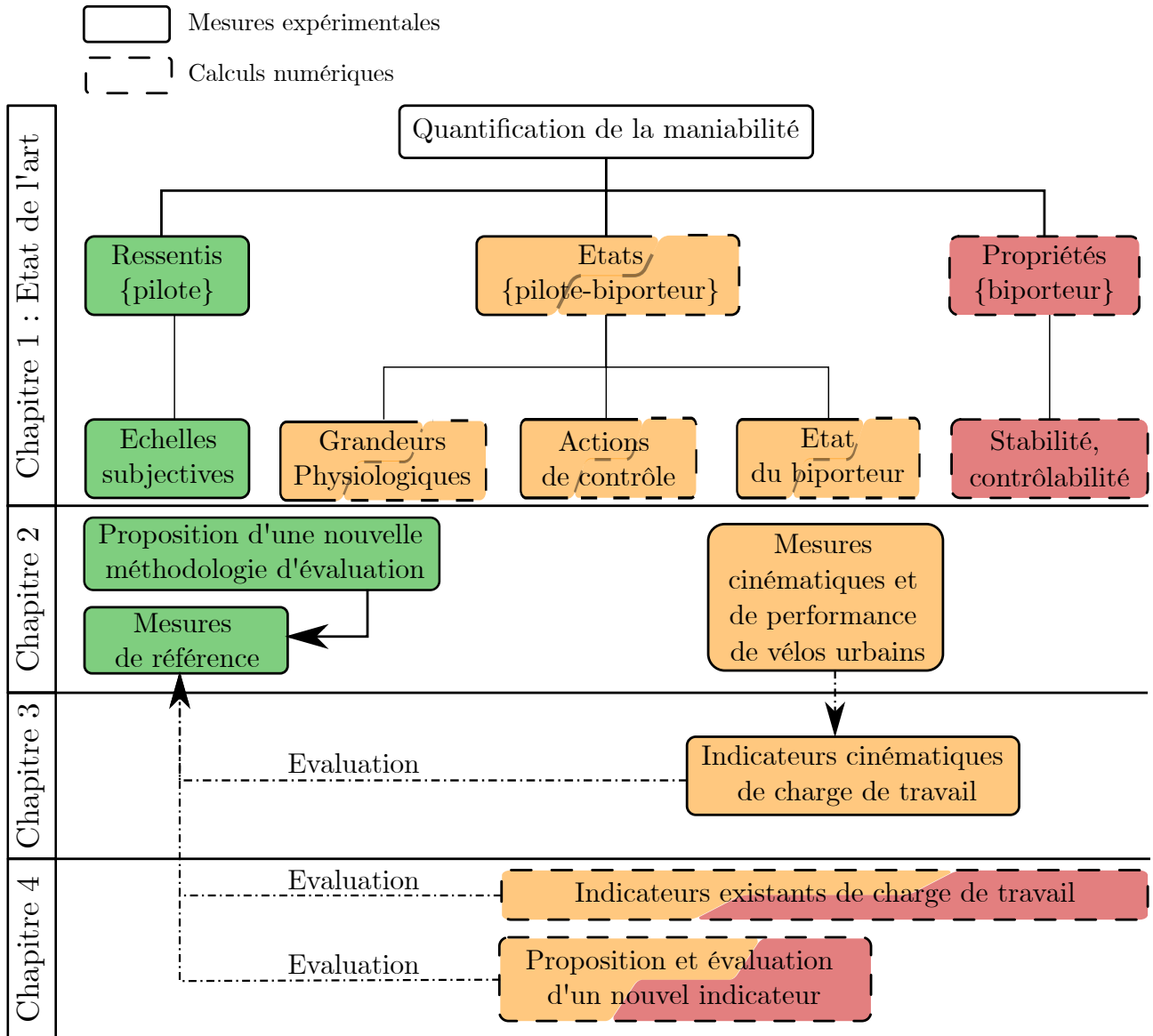


FIGURE 1.9 – Ce premier chapitre d'état de l'art a présenté trois grandes familles permettant la quantification de la maniabilité. La première s'intéresse au ressenti du système {pilote} en utilisant des échelles subjectives. La seconde s'intéresse aux propriétés du système {pilote-biporteur} et forme trois sous-familles : grandeurs physiologiques, actions de contrôle et état du biporteur. La troisième s'intéresse aux propriétés du système {biporteur} : stabilité, contrôlabilité. Le premier objectif de cette thèse est de proposer une méthodologie d'évaluation de la maniabilité de vélos urbains à partir d'une nouvelle méthode subjective. La mise en application de cette méthode doit permettre d'établir une base de données contenant des mesures de ressentis de charge de travail et des mesures cinématiques de vélos urbains. Ces travaux feront l'objet du chapitre 2. Le chapitre 3 cherchera à évaluer la validité prédictive d'indicateurs cinématiques expérimentaux à partir des mesures de la base de données établie. Enfin le chapitre 4 visera dans un premier temps à évaluer les approches numériques existantes à partir de cette même base de données. Suite à quoi une nouvelle approche numérique sera proposée de manière à dépasser les limites des approches actuelles.

alors simplifié et accéléré en réduisant la phase exploratoire et le nombre de prototypes nécessaires. **L'évaluation de la validité de ces indicateurs permettrait de trier et de recommander les approches les plus utiles et efficaces.**

Ce chapitre d'état de l'art a présenté les connaissances actuelles sur la maniabilité pour l'ensemble des biporteurs. Cette approche large sans restriction du type de biporteur est permise par la même architecture qu'ils partagent ce qui leur confère des dynamiques communes. Toutefois, chaque famille de biporteur dispose de leur spécificités propres : gammes de vitesses, d'accélération, de masses très différentes etc. C'est pourquoi la maniabilité de l'ensemble des biporteurs ne peut pas être traitée de manière unique. **Le cadre des contributions présentées dans ce manuscrit sera réduit à celui des vélos destinés à la mobilité (vélos classiques, vélos cargos, vélos pliants etc.).** Ce choix se justifie par les multiples bénéfices sociétaux que ce mode de transport permet : mobilité active, économe en ressources et peu polluante (Götschi et al., 2016).

### 1.3.2 Objectifs de thèse

La synthèse précédente a permis de cibler deux grands enjeux pour la quantification de la maniabilité :

- Disposer d'une méthodologie d'évaluation de la maniabilité des vélos.
- Disposer d'indicateurs expérimentaux et numériques objectifs validés permettant la quantification de la maniabilité d'un vélo

Pour répondre à ces enjeux, un premier objectif de thèse consiste à **proposer une méthodologie d'évaluation de la maniabilité des vélos**. Cette méthodologie doit par la suite permettre d'évaluer plusieurs vélos dans différentes conditions expérimentales. Ces mesures permettant par la suite de servir de référence pour évaluer des approches indirectes basées sur des indicateurs (comme illustré sur la figure 1.9). Ces travaux de recherche sont présentés dans le chapitre 2.

Un deuxième axe de recherche consiste à évaluer certains indicateurs expérimentaux permettant de quantifier la charge de travail. Parmi l'existant, un intérêt spécifique est dédié aux indicateurs basés sur l'état du vélo notamment les indicateurs cinématiques (illustrés sur la figure 1.9). Ces indicateurs bénéficient d'une simplicité d'acquisition permise par l'utilisation de centrales inertielles. Celles-ci permettent une mesure légère, modulable et peu intrusive dans des conditions relativement écologiques. Le deuxième objectif de thèse est le suivant : **évaluer la validité prédictive d'une sélection d'indicateurs cinématiques de charge de travail**. Cette évaluation qui aura lieu au chapitre 3, utilisera les mesures de référence acquises dans le chapitre 2.

Le troisième et dernier axe de recherche aura pour objectif d'**évaluer les approches numériques existantes de quantification de la maniabilité des vélos** (comme illustré sur la figure 1.9). Disposer d'approches numériques validées peut permettre une amélioration significative des méthodes de conception des vélos en économisant des essais expérimentaux. Cette évaluation, présentée au chapitre 4, se basera



sur une revue détaillée des approches existantes de la littérature vélo. Cette revue analysera systématiquement la construction des indicateurs numériques et leur cohérence avec les faits connus. S'en suivra une évaluation des capacités prédictives des indicateurs les plus prometteurs à partir des mesures de références acquises au chapitre 2. Cette analyse donnera lieu à un bilan des limites des indicateurs évalués. Sur la base de ces limites, le chapitre 4 répondra à un dernier objectif : **proposer un nouvel indicateur numérique de maniabilité des vélos dépassant les limites des indicateurs actuels.**

#### Rappel des objectifs de thèse

**Objectif 1** : proposer une méthodologie d'évaluation de la maniabilité des vélos.

**Objectif 2** : évaluer la validité prédictive d'une sélection d'indicateurs cinématiques de charge de travail.

**Objectif 3** : évaluer les approches numériques existantes de quantification de la maniabilité des vélos permettant une évaluation à partir d'un simple design.

**Objectif 4** : proposer un nouvel indicateur numérique de maniabilité des vélos dépassant les limites des indicateurs actuels.

## CHAPITRE 2

# PROPOSITION D'UNE MÉTHODOLOGIE D'ÉVALUATION SUBJECTIVE DE LA MANIABILITÉ DES VÉLOS : LA **2MR**

---

2.1	Introduction . . . . .	49
2.2	Développement et implémentation d'une nouvelle méthodologie d'évaluation subjective de la maniabilité des vélos : la <b>2MR</b> . . . . .	51
2.2.1	Outils et Méthodes . . . . .	51
2.2.2	Résultats . . . . .	62
2.2.3	Discussion et conclusion . . . . .	65
2.3	Comparaison de la <b>2MR</b> avec une approche classique de Cooper-Harper ( <b>MUA</b> ) . . . . .	68
2.3.1	Outils et Méthodes . . . . .	68
2.3.2	Résultats . . . . .	77
2.3.3	Discussions et conclusion . . . . .	81
2.4	Synthèse du chapitre . . . . .	84
2.A	Résultats de l'étape <b>E1.2</b> : hypothèse d'iso-vitesse . . . . .	88
2.B	Liens entre la position de la masse et la charge de travail . . . . .	88
2.C	Suppléments sur la mesure de performance par caméra . . . . .	89
2.C.1	Montage expérimental . . . . .	89
2.C.2	Calibrage de l'homographie . . . . .	91
2.C.3	Détection de ligne . . . . .	91
2.C.4	Post-traitement . . . . .	92
2.C.5	Évaluation de la méthode . . . . .	92
2.C.6	Résultats supplémentaires . . . . .	93

---

## 2.1 Introduction

Ce chapitre est dédié au développement d'une méthodologie d'évaluation expérimentale de la maniabilité des vélos. Pour rappel, une méthodologie d'évaluation de la maniabilité désigne la succession d'opérations à exécuter expérimentalement avec un ou plusieurs vélos pour obtenir une évaluation de leur maniabilité. Disposer d'une telle méthodologie permet d'évaluer la maniabilité de vélos existants mais aussi d'acquérir des données servant de référence pour la validation d'indicateurs objectifs.

L'état de l'art (chapitre 1) a mis en évidence le besoin d'une méthodologie standard d'évaluation de la maniabilité des vélos basée sur les ressentis des cyclistes. En effet, dans la littérature des bipoteurs, les méthodologies proposées sont hétérogènes, peu adaptées au contexte du vélo et réductrices en ce qui concerne la mesure de la charge de travail. La conséquence de ce manque de formalisation et de consensus méthodologique est la rareté des mesures de maniabilité dans la littérature vélo.

La méthodologie présentée dans ce chapitre cherche à dépasser les limites méthodologiques actuelles. Les points clés de cette proposition sont les suivants :

- Être adaptée au contexte spécifique de la mobilité à vélo : usagers d'expertises diverses, vitesse allant de zéro à quelques dizaines de  $km/h$ , manoeuvres variées (ligne droite, demi-tour, slalom). La méthodologie proposée se place volontairement dans un contexte de circulation nominale (vitesse relativement constante) excluant tout évènement extrême (perturbations, évitements, freinages).
- Utiliser une mesure de la charge de travail subjective intégrant ses trois composantes : cognitive, émotionnelle et énergétique.
- Limiter les biais induits par les mesures subjectives : effet d'encrage<sup>1</sup> et effet contextuel<sup>2</sup>.
- Intégrer une mesure de la performance quantifiant la qualité de la réalisation de la tâche.
- Résulter explicitement en une estimation quantifiée subjective de la maniabilité (traitement et agrégation des mesures de charge de travail et de performance).

La méthodologie mise au point a été étudiée en deux temps. Tout d'abord elle a été appliquée dans un protocole sur participants en utilisant un vélo configurable. Ce protocole, réalisé à l'université TU Delft aux Pays-bas, a permis de vérifier que la méthodologie restituait des mesures cohérentes dans des conditions de design extrême. Ces travaux résultent d'une collaboration avec Jason K. Moore, professeur associé au Bicycle Lab de TU Delft aux Pays-Bas. Ils ont été réalisés durant une mobilité de 6 semaines, rendue possible grâce à l'obtention de la bourse de mobilité jeune chercheur de la Société de Biomécanique. Ces travaux font l'objet de la première section de ce chapitre. Un second protocole sur participants a été réalisé à l'Université Gustave Eiffel sur des vélos du commerce. Ce protocole a permis de comparer des designs de véhicule plus réalistes aux différences plus fines. Les résultats de la nouvelle méthodologie ont

---

1. les participants n'utilisent pas toute l'étendue de l'échelle et/ou adaptent leur utilisation de l'échelle par rapport à l'ensemble des expériences qu'ils ont vécues lors du protocole.

2. les notations d'une tâche peuvent être influencées par les conditions expérimentées juste avant.

été comparés à ceux obtenus par une méthodologie utilisant des mesures issus de la littérature biporteur. Cette étude fera l'objet de la deuxième section de ce chapitre.

Enfin une section de discussion et de synthèse permettra de dresser un bilan de cette méthodologie. A cette occasion des recommandations seront formulées.

## 2.2 Développement et implémentation d'une nouvelle méthodologie d'évaluation subjective de la maniabilité des vélos : la 2MR

### 2.2.1 Outils et Méthodes

Cette section d'*outils et méthode* présente en premier lieu la proposition de méthodologie d'évaluation de la maniabilité. Cette contribution originale est le coeur de ce chapitre. Sa présentation est faite dans un contexte général pour en introduire les notions, les hypothèses et les apports. Le reste de cette section est dédié à sa première mise en pratique dans le protocole de TU Delft. Dans la suite de ce manuscrit ce protocole sera désigné comme le protocole **TUD**.

#### 2.2.1.1 Description de la méthodologie proposée

##### Cadre général

La méthodologie proposée dans ce chapitre est construite autour d'une nouvelle méthode de mesure subjective de la charge de travail et d'un contrôle du niveau de performance. Ces mesures interviennent dans le contexte d'une méthodologie expérimentale impliquant : des vélos, des participants et des tâches de pilotage. Ces trois éléments constituent les conditions expérimentales évaluées. L'évaluation de la maniabilité s'appuie sur la théorie d' [Arima and Meister \(1977\)](#) qui affirme qu'il existe une zone de "faible" charge de travail où la performance est constante et maximale. Sous cette hypothèse d'indépendance de la charge de travail et de la performance (*hypothèse d'indépendance*), les conditions expérimentales testées sont discriminées par la charge de travail. Il sera vérifié expérimentalement que l'*hypothèse d'indépendance* est valide.

La mesure de charge de travail utilisée est **relative**, c'est à dire qu'elle compare deux conditions expérimentales testées successivement. Cette méthode s'oppose au principe de positionner un niveau de charge de travail sur une échelle absolue comme [Cooper and Harper \(1969\)](#). Cette proposition originale (dans le contexte de maniabilité des vélos) s'appuie sur la revue de littérature de [Hart \(2006\)](#) montrant que les mesures par échelles absolues sont sensibles aux effets contextuels et d'encrage. Aussi l'utilisation d'une variation de charge de travail à des fins de validation de métriques objectives de maniabilité a été précédemment utilisée par [McRuer and Jex \(1967\)](#) et [Horiuchi and Yuhara \(1998\)](#). Pour ces raisons il a été choisi d'utiliser des variations de charge de travail plutôt que des niveaux absolus. Les détails de cette mesure sont données plus bas.

L'utilisation d'une approche **relative** implique des contraintes méthodologiques dans la présentation des conditions expérimentales aux participants. En effet pour

mesurer une variation de charge de travail, il convient de tester successivement les deux conditions dans un laps de temps relativement court. Un laps de temps court (moins de 15 minutes) est une recommandation générale de [Habib et al. \(2024\)](#) pour la mesure subjective. Aussi, en l'absence de connaissances spécifiques sur les effets d'ordres, il convient de présenter l'ensemble des combinaisons de conditions qui présentent un intérêt. Par exemple si trois conditions expérimentales, notées  $A, B, C$ , sont étudiées il s'agit de tester les transitions :  $AB, BA, AC, CA, BC, CB$ . Une succession de conditions testées sera par la suite appelée une séquence. Les séquences se doivent d'être constituées aléatoirement en cherchant à minimiser leur longueur. L'équilibrage des sens de transition sur l'ensemble des participants est important pour compenser les effets d'ordre. Cela peut également permettre de réduire la longueur des séquences. La durée d'une séquence, peut en effet créer des effets de fatigue impactant la mesure de charge de travail ([Habib et al., 2024](#)), de même l'ordre peut créer des effets contextuels. Une dernière précaution méthodologique à considérer est de limiter dans la mesure du possible les indices (notamment visuels) permettant aux participants d'avoir un *a priori* sur l'effet qu'ils testent. Dans l'idéal un test à l'aveugle permet de limiter ce biais.

La mesure de charge de travail, en plus d'être **relative** est **multi-dimensionnelle**. Cela implique l'utilisation de plusieurs items de ressenti permettant une mesure plus exhaustive de la charge de travail. Il s'agit de limiter les risques d'amalgame ou d'omission de certaines composantes de la charge de travail. Pour rappel, celle-ci est définie par trois composantes : cognitive, émotionnelle et énergétique (section 1.2.1.1, page 32). Ce choix cherche à élargir les approches purement énergétiques comme celle de [Kuroiwa et al. \(1995\)](#) et à formaliser et orienter davantage les items utilisés dans un cadre de mesure de la charge de travail ([Takagi et al., 2022](#)).

Sur la base de ces deux grandes propriétés, cette mesure de maniabilité sera par la suite appelée **2MR**, réduction de : **M**esure **M**ulti-dimensionnelle **R**elative de maniabilité. Etant donné que la méthodologie est construite autour de cette mesure, la méthodologie sera également appelée **2MR** par abus de langage.

## Mesures de charge de travail

Comme expliqué précédemment, l'évaluation de la charge de travail proposée est multi-dimensionnelle. Elle repose sur la mesure de variation de cinq items issus du questionnaire du NASA-TLX ([Hart, 2006](#)). Ce questionnaire fait référence dans de très nombreux domaines mais n'a jusqu'ici pas été utilisé pour évaluer la maniabilité d'un vélo. Les cinq items utilisés sont présentés dans le tableau 2.1. Il présente la version française et anglaise des définitions des items. Ces définitions ont été, pour certaines, re-contextualisées pour le domaine du vélo.

La **2MR** fonctionne par **comparaison**. Il est demandé à un participant  $p$  d'évaluer la variation de chaque item  $i$  du NASA-TLX, après avoir expérimenté deux conditions expérimentales différentes (design, allure, tâche etc.). La succession de deux conditions expérimentales est appelée une transition (notée  $j$ ). Cette approche vise donc bien à classer des conditions expérimentales entre elles et non à les positionner sur une échelle

Item		Définition
Demande Mentale	Angl.	The Level of concentration needed to achieve the task.
	Fr.	Niveau de concentration nécessaire pour accomplir la tâche.
Demande Physique	Angl.	Amount of control inputs (turning, leaning, controlling, producing force).
	Fr.	Quantité d'actions de contrôle (tourner, se pencher, contrôler, produire de la force).
Demande Temporelle	Angl.	Level of synchronization or temporal accuracy needed.
	Fr.	Niveau de synchronisation ou de précision temporelle nécessaire.
Effort	Angl.	How you had to work (mentally and physically) to accomplish your level of performance.
	Fr.	Effort que vous avez dû fournir (mentalement et physiquement) pour atteindre votre niveau de performance.
Frustration	Angl.	How irritated, stressed or annoyed you did feel during the task.
	Fr.	Degré d'irritation, de stress ou d'agacement ressenti au cours de la tâche.

TABLEAU 2.1 – Version anglaise et française des items du NASA-TLX adaptés (dont traduction) lors du développement de la méthodologie **2MR**.

absolue. La quantification par le participant se fait en deux étapes. Dans un premier temps il est demandé, pour chacun des items, si une variation a été perçue. Trois réponses sont alors possibles : *pas de variation perçue de l'item*, *perception d'une augmentation ou d'une diminution*. A ce niveau, la variation de ressenti du participant est dite non pondérée. Il s'agit d'une mesure discrète non pondérée, notée  $\delta r_{i,p}^j$  appartenant à  $[-1, 0, +1]$ . Si une variation a été perçue, le participant doit la quantifier (pondération) sous forme d'un pourcentage de variation noté  $\Delta r_{i,p}^j \in \mathbb{R}^*$ , sinon la valeur 0 lui est assignée. Il s'agit d'une mesure continue pondérée. Ainsi deux informations quantitatives sont obtenues pour chaque item à l'issue de deux conditions expérimentales testées successivement (d'une transition). Ce mécanisme de comparaison est illustré par la figure 2.1.

Les mesures discrètes non pondérées sont utilisées brutes alors que les mesures continues pondérées sont normalisées par l'écart-type des réponses au même item par le même participant sur l'ensemble des transitions testées. La mesure continue normalisée est notée  $\Delta R_{i,p}^{AB} := \Delta r_{i,p}^{AB} / \sigma(\Delta r_{i,p})$ . Cette normalisation permet de rapporter sur une même échelle l'amplitude des variations perçues en limitant la subjectivité de ce ressenti. Ce processus de normalisation implique donc de tester suffisamment de conditions expérimentales pour pouvoir définir un écart-type. Dans la mesure où l'effet d'ordre d'une transition cherche à être annulée afin d'avoir uniquement l'effet relatif net, les hypothèses suivantes sont utilisées :  $\delta r_{i,p}^{BA} = -\delta r_{i,p}^{AB}$  et  $\Delta r_{i,p}^{BA} = -\Delta r_{i,p}^{AB}$ .

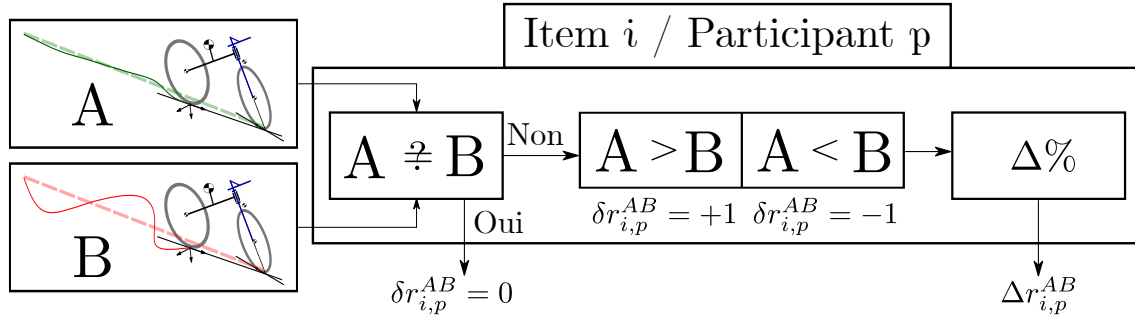


FIGURE 2.1 – Illustration de la mesure relative des items de charge de travail. Pour un participant  $p$ , la mesure de la charge de travail se fait via la comparaison de deux conditions expérimentales (ici  $A$  et  $B$ ) du point de vue de l’item  $i$ . Dans un premier temps une mesure non-pondérée est utilisée ( $\delta r_{i,p}^{AB}$ ), elle détermine si une variation de l’item est perçue. Si tel est le cas, une mesure pondérée complète la première ( $\Delta r_{i,p}^{AB}$ ).

Une fois l’ensemble des mesures collectées, pour chaque transition et chacun des items  $i$ , un test statistique au seuil de 5 % est réalisé sur l’ensemble des réponses (discrètes non pondérées et continues pondérées) des participants. Dans le cas des réponses discrètes non pondérées, un test binomial est réalisé sur l’avis majoritaire (en considérant les trois réponses possibles comme équiprobables<sup>3</sup>). Pour les réponses continues pondérées, un test de Student à un échantillon est utilisé.

La dernière étape de la méthodologie consiste à agréger les effets (positifs, négatifs ou nuls) des cinq items du questionnaire afin d’évaluer la maniabilité relative entre les conditions testées.

Dans le cas où la performance ne dépend pas de la transition, l’agrégation se fait de la manière suivante : pour chaque transition, nous considérons qu’il y a un effet global sur la maniabilité si l’ensemble des effets nets non pondérées ( $\delta r_i$  pour les 5 items) non nuls est unanime. Dans ce cas, les mesures pondérées normalisées  $\Delta R_i$  permettent dans un second temps d’évaluer la distance entre les configurations pour chaque item (effet médian) et en moyenne (moyenne des effets médian). Si ce n’est pas le cas, (effets non cohérents ou aucune transition non nulle) nous considérons qu’il n’y a pas d’effet global sur la maniabilité.

### Contrôle du niveau de performance

Comme présenté précédemment, la performance est une variable de contrôle dans cette méthodologie. Elle est définie comme étant la capacité à réaliser la tâche en respectant les consignes. Les consignes sont explicitement décrites aux participants tout

3. en pratique les participants semblent anticiper les deux étapes de la question au fur et à mesure que la méthodologie avance. Aussi cette hypothèse est statistiquement conservatrice.



comme l'indicateur de performance à optimiser. L'indicateur de performance est mesuré puis utilisé pour vérifier que l'*hypothèse d'indépendance* est valide. Plus exactement, il s'agit de vérifier que le niveau de performance entre les deux conditions évaluées soit identique ou équivalent. Dans le cas où cette condition n'est pas réalisée il s'agit d'estimer si la performance et la charge de travail co-varient de manière négative conformément à la théorie d' [Arima and Meister \(1977\)](#) (figure 1.7, page 33). Si tel est le cas, il sera possible de conclure en appliquant une version étendue de la règle d'agrégation : **une condition  $A$  présente une maniabilité plus grande qu'une condition  $B$  si et seulement si, pour la transition  $AB$ , (i) les items de charge de travail d'effet net non nul sont tous d'effet positif et (ii) le niveau de performance de  $A$  est supérieur à celui de  $B$** . Si la règle ne s'applique pas, les deux conditions ne sont pas discernables d'un point de vue de la maniabilité. Comme précédemment, cette règle s'applique sur les effets obtenus à partir des mesures discrètes non pondérées.

### 2.2.1.2 Protocole TUD : première implémentation de la méthodologie 2MR

#### Objectifs

Le protocole **TUD** vise à savoir si des variations importantes de design d'un même vélo produit des effets détectables et cohérents par la méthodologie **2MR**. Il s'agit de la mise en pratique du *cadre général* de la méthodologie **2MR**. Les mesures de charge de travail ont été réalisées conformément à la méthodologie **2MR**. Une analyse du mouvement basée sur des centrales inertielles fixées sur le vélo a permis l'acquisition de signaux cinématiques. Ces signaux ont permis le calcul de l'indicateur de performance de la tâche. Ils ont permis également la constitution d'une base de données qui sera utilisée dans le chapitre 3.

#### Conception d'un vélo expérimental

La contrainte principale dans la conception du vélo expérimental était de pouvoir modifier son design de manière rapide et non identifiable visuellement par le participant pour éviter les biais d'anticipation. Il fallait également que la modification produise un effet perceptible par le participant. Un vélo cargo de type "Long-John" (non motorisé) a été retenu de manière à pouvoir utiliser sa caisse de chargement pour y adjoindre un dispositif réglable permettant de modifier la maniabilité du vélo. La littérature a mis en évidence que la maniabilité est sensible au chargement positionné sur la direction du vélo (e.g. [Takagi et al. \(2022\)](#); [Matsuzawa et al. \(2009\)](#)). Un dispositif réglable positionné sur la direction du vélo a été choisi. Ce dernier était constitué d'un axe, fixé sur la fourche au niveau de la douille, et orienté en direction de la caisse. Une masse (3 kg) de position réglable a été placée sur cet axe (figure 2.2). La gamme de réglage permettait d'éloigner la masse de l'axe de douille de 9 à 45 cm, soit des variations de moment d'inertie allant jusqu'à 500 %. Quatre repères visuels permettait de posi-

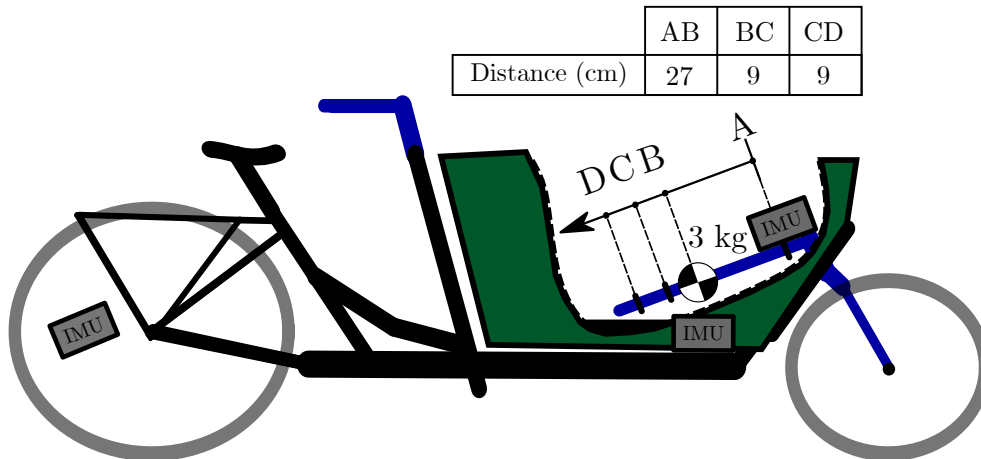


FIGURE 2.2 – Le vélo expérimental équipé d’une masse dont la position est réglable le long d’un axe rigidement lié à l’ensemble de direction. La masse de 3 kg peut être positionnée dans quatre configurations ( $A$ ,  $B$ ,  $C$  et  $D$ ). Ce dispositif n’était pas connu des participants et dissimulé sous une bâche opaque. Le vélo a également été équipé de trois centrales inertielles ( $IMU$ ) de téléphone portable permettant la mesure des accélérations et vitesses de rotation.

tionner la masse de manière répétable dans les quatre configurations retenues pour ce protocole ( $A$ ,  $B$ ,  $C$  et  $D$ ). Les positions choisies résultent de contraintes techniques (interférences). Ce dispositif était recouvert d’une bâche opaque empêchant le participant de connaître le fonctionnement du dispositif réglable. Un accès rapide dans la bâche permettant d’atteindre les vis de réglage a été aménagé pour l’expérimentateur. La masse était équipée d’une matière assourdissante pour produire un minimum d’indices sonores (bruits lors du réglage). Le fonctionnement du dispositif n’a pas été révélé aux participants tout au long de la campagne expérimentale. Ainsi le protocole a été réalisé à l’aveugle conformément à recommandation de la méthodologie **2MR**.

### Définition de la tâche

La tâche retenue pour ce protocole se veut représentative des différentes manoeuvres de la vie courante en milieu urbain. Elle inclut donc plusieurs manoeuvres issues de la littérature moto : une ligne droite, un demi-tour ("U-turn") et un slalom, comme illustré sur la figure 2.3. La durée de la tâche se veut courte pour éviter l’oubli de la condition précédente par le participant. Les dimensions caractéristiques (largeur de couloir, rayon du demi-tour, espacement du slalom) ont été choisies empiriquement lors de pré-test afin de garantir la faisabilité de la tâche. Le parcours a été mis en place en intérieur dans un gymnase de l’Université de TU Delft aux Pays-Bas. Les pré-tests ont mis en évidence des risques de glissement des roues sur le sol en virage, c’est pourquoi la vitesse de consigne a été fixée à  $5\text{ km/h}$ . Il a été demandé aux participants d’atteindre puis de conserver au maximum la vitesse de consigne en utilisant le compteur de vitesse du vélo. Le choix d’utiliser une vitesse fixe et de consigne visait à réduire l’effet vitesse

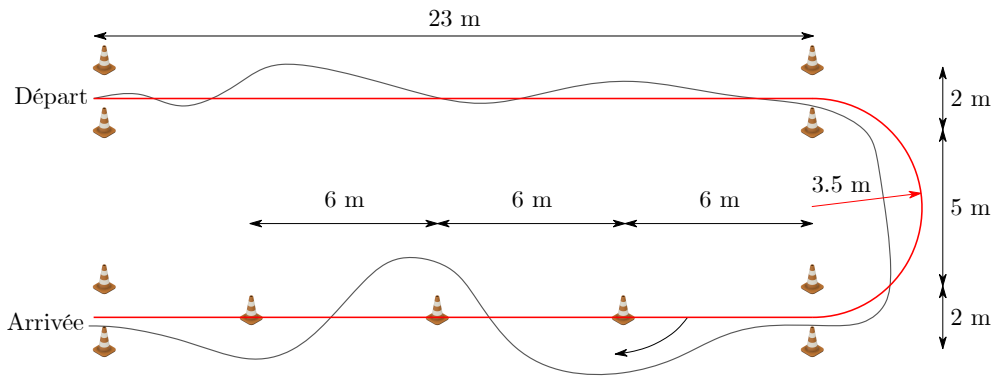


FIGURE 2.3 – La tâche consistait à minimiser la distance parcourue par le point de contact de la roue avant sur un parcours composé d’une ligne droite, d’un virage et d’un slalom. Il a été demandé de rouler à vitesse la plus constante possible autour de  $5\text{ km/h}$ . La trajectoire de référence utilisée pour normalisée la mesure de performance est tracée en rouge (cf. section sur la mesure du niveau de performance).

(hautement suspecté). La performance de la tâche a été explicitement définie avec chaque participant comme étant *la capacité à réaliser un tour en minimisant la distance parcourue par le point de contact de la roue avant*. En d’autres termes "rouler le plus droit possible". Ce choix, bien que légèrement artificiel, permet de définir un critère de performance et un indicateur objectif et continu (la distance parcourue). L’indicateur est utilisé pour quantifier le niveau de performance atteint.

### Recrutement d’un échantillon de cyclistes

Un échantillon de 18 cyclistes (15 hommes et 3 femmes) âgés de plus de 18 ans ( $27 \pm 8$  ans) et ayant déjà fait du vélo a été recruté. L’expertise des participants a été mesurée par une auto-évaluation sur une échelle à 5 niveaux : 1.Très faible (0), 2.Faible (1), 3.Moyenne (2), 4.Élevée (3), 5.Très élevée (4). Cette taille d’échantillon bien que statistiquement faible, est d’un ordre de grandeur au dessus des échantillons rencontrés dans la littérature sur le contrôle des vélos (e.g. Moore et al. (2010); Schwab et al. (2013); Dialynas et al. (2022)).

### Procédure expérimentale

La procédure expérimentale, c’est à dire l’ensemble des actions réalisées avec chaque participant, consistait en les étapes suivantes :

1. Accueil et présentation générale de l’expérience (langue anglaise)
2. Question d’auto-évaluation de l’expertise à vélo (langue anglaise)
3. Équipement d’un casque et réglage du vélo (hauteur de selle)

4. Réalisation d'une séquence de 8 essais. Pour des raisons pratiques (durée d'expérimentation, fatigue des participants, l'ensemble des 12 transitions n'a pas pu être testé par chaque participant. Nous avons fait le choix de nous limiter à 8 configurations testées par participants, soit 7 transitions : les 6 transitions, testées dans un sens, plus une répétition d'une de ces 6 transitions. Par exemple, A-C-B-A-D-C-B-D est une séquence possible. Pour chaque participant, le sens et l'ordre des transitions était choisi de manière aléatoire avec la contrainte d'équilibrer les transitions testées sur l'ensemble de la population testée. Ainsi, si les 6 transitions ne sont testées que dans un seul sens pour chaque participant, elles ont toutes été testées dans les deux sens, et dans des proportions comparables, en considérant l'ensemble des participants. A l'issue de chaque transition, une mesure **2MR** a été effectuée.

### Mesure de la cinématique du vélo

Afin de contrôler le niveau de performance (distance parcourue), le mouvement du vélo a été mesuré sur l'ensemble des essais du protocole grâce à trois *IMU* fixées sur le vélo. Ces données cinématiques seront également utilisées à d'autres fins dans le chapitre suivant. Comme résumé dans le tableau 2.2, la première était fixée au cadre, la seconde à la direction et la troisième à la roue arrière. Les mesures d'intérêt étant gyroscopiques, la position des capteurs a été principalement choisie pour des raisons d'accessibilité pour les expérimentateurs et d'orientation des axes selon les axes principaux du véhicule. Les centrales inertielles étaient celles de téléphones portables (Nokia 3.4 ). Ces dernières permettaient une acquisition à 200 Hz des accélérations et vitesses de rotation dans les 3 directions. Les téléphones portables ne disposaient pas de système de synchronisation. L'utilisation de smartphones résulte d'une instrumentation frugale, modulable et facilement généralisable hors d'un laboratoire de recherche.

La non-synchronisation des signaux implique de faire une synchronisation en post-traitement. Un événement remarquable dans les signaux d'accélération a été identifié en début et en fin de chaque essai. Le vélo expérimental était équipé d'une béquille (centrale double), permettant de mettre le vélo en position "parking" en début et fin d'essai. Sortir de la position "parking" provoque une accélération courte et repérable du fait du choc entre le sol et la roue arrière. L'identification de l'instant de ce pic dans le repère temporel de chaque smartphone a permis de recalibrer les signaux sur un même vecteur temps.

Un désavantage dans l'utilisation de smartphone est l'irrégularité de la fréquence d'échantillonnage. Cette variabilité de l'ordre de 0,3 Hz, probablement provoquée par la multitude de tâches gérées en parallèle par le smartphone, rend nécessaire de synchroniser régulièrement les signaux. Cependant, étant donné la durée relativement courte d'un essai (environ 60 secondes), la resynchronisation en début de chaque essai, a été suffisante pour que la désynchronisation des signaux soit imperceptible à cette échelle.

Finalement, une fois les signaux bruts découpés et synchronisés par essai, une étape de filtrage a été appliquée. Le filtrage avait pour objectif de réduire certaines com-

Mesures	Positions	Matériel	Signaux disponibles
Accélérations (3D), Vitesses de rotation (3D)	Cadre, direction, roue arrière	Centrale inertielle (Smart phone - Nokia 3.4)	Vitesse du vélo, de roulis, de braquage, de lacet

TABLEAU 2.2 – Résumé de l'instrumentation pour la mesure de la cinématique du vélo.

posantes fréquentielles du mouvement n'appartenant pas au phénomène étudié. Les phénomènes d'intérêt dans notre cas sont liés aux mouvements humains, transmis et modulés par la dynamique du véhicule, c'est à dire des mouvements de l'ordre de quelques Hz. C'est pourquoi un filtre passe bas (ordre 5), de type *Butterworth*, avec une fréquence de coupure à 3 Hz a été appliqué aux signaux gyroscopiques du cadre et de la direction. Ce filtrage a permis de retirer les composantes liées aux vibrations de la structure du vélo et de la fixation du smartphone. Les signaux gyroscopiques de la roue ont quant à eux été filtrés à 1 Hz (avec le même filtre) pour retirer en plus des effets précédents, les traces de la cadence de pédalage dans le signal destiné à calculer la vitesse du vélo.

### Respect de la consigne de vitesse

Comme décrit dans le paragraphe de description de la tâche, il a été demandé aux participants de stabiliser leur vitesse autour de 5 *km/h* (à l'aide d'un compteur). Du fait de la complexité de la tâche demandée (changement de design du vélo, suivi de la trajectoire, maîtrise de la vitesse), il est nécessaire de tenir compte de la vitesse réelle afin de pouvoir tenir compte de son potentiel effet sur les données subjectives. Ainsi l'instrumentation de la roue arrière, avec un smartphone (disposant d'une centrale inertielle) a permis la mesure de la vitesse instantanée du vélo.

Cependant, il n'a pas été possible d'orienter les axes du capteur avec le plan de symétrie de la roue. De ce fait, une étape de calibration fonctionnelle a été mise en place. Cette calibration consistait à mesurer la vitesse de rotation de la roue avec une *IMU* lorsque que le vélo est immobile sur sa béquille. Les trois signaux bruts obtenus contiennent alors une fraction du mouvement uniaxial de la roue. Un algorithme d'optimisation a été mis au point afin de trouver la matrice de rotation entre le repère du capteur et le repère local de la roue (dont un plan coïncide avec le plan de symétrie de la roue). Ce changement de base permet d'isoler la vitesse de rotation de la roue arrière autour de l'axe de son moyeu. La vitesse instantanée du vélo est finalement obtenue en multipliant la vitesse de rotation par le rayon de la roue.

La méthode précédente ayant permis de calculer la vitesse instantanée du vélo, cette donnée a été utilisée pour calculer la vitesse moyenne du vélo sur chaque essai. Cette donnée a été par la suite utilisée comme une co-variable, contrôlant le potentiel effet de la vitesse lors du traitement des données (étape **E1.2**, cf. tableau 2.3).

## Mesure du niveau de performance

La performance de la tâche a été explicitement définie avec chaque participant comme étant *la capacité à faire parcourir le moins de distance possible à la roue avant du vélo tout en respectant la signalisation du parcours* (2.2.1.2). L'indicateur choisi pour quantifier cette performance est la distance totale parcourue par la roue avant lors de l'essai. Pour rendre cet indicateur plus généralisable (comparable dans d'autres études) et plus explicite, il est normalisé par une distance de référence. Cette grandeur sera l'indicateur de performance, noté  $d_F/d_0$  utilisé dans cette étude. La distance de référence ( $d_0$ ) est celle parcourue par la roue avant lors de la trajectoire de référence. Cette trajectoire est composée d'une ligne droite de 23 mètres, d'un virage en demi-cercle de 3.5 mètres de rayon et de la ligne droite retour également de 23 mètres (cf. figure 2.3). Cette trajectoire est volontairement idéalisée afin créer une borne basse infranchissable. L'estimation de la distance parcourue par la roue avant peut s'écrire comme l'intégration discrète (à chaque pas d'échantillonnage  $k$ ) de la vitesse du point de contact de la roue avant. Celle-ci s'obtient par composition de vitesse à partir de la vitesse du vélo, de la vitesse de braquage et de lacet à l'instant  $k$  ( $u_k, \dot{\delta}_k, \dot{\psi}_k$ ) :

$$d_F/d_0 = \frac{1}{d_0} \sum_{k=0}^{k_f} \sqrt{(u_k \Delta t)^2 + ((w \dot{\psi}_k - \cos(\gamma) c \dot{\delta}_k) \Delta t)^2} \quad (2.1)$$

où  $\Delta t$  est le pas de temps,  $w$  l'empattement du vélo,  $\gamma$  l'angle de douille et  $c$  la chasse. La mesure des ces trois paramètres est présentée en page 140. L'indicateur de performance a été calculé pour l'ensemble des essais réalisés à partir des mesures cinématiques décrites précédemment.

## Traitement des données

Le traitement des données cherche à répondre à la question principale du protocole : **la méthodologie 2MR permet elle de détecter un effet du design des vélos sur la maniabilité ?**

Pour répondre à cette question le traitement des données a été réalisé en trois étapes (résumé disponible dans le tableau 2.3). Les trois premières étapes suivent l'analyse de la méthodologie **2MR**. La première étape (**E1.1**) consiste à calculer l'indicateur de performance et à évaluer si le niveau de performance est indépendant de la configuration testée. Il s'agit ici de vérifier l'hypothèse d'indépendance de la charge de travail et du niveau de performance. Un modèle de régression linéaire basé sur l'équation 2.2 a été utilisé. Ce dernier intégrait les variables suivantes : la position de la masse (POSX), la vitesse moyenne (U), le numéro d'essai (ESSAI) et le niveau d'expertise des participants (EX). L'intégration de ces variables permet d'évaluer le potentiel effet des conditions expérimentales autres que le design sur le niveau de performance. Enfin, l'étape **E1.2**, consiste à utiliser une ANOVA (unidirectionnelle de type II) afin de vérifier que la

Étape	Objectif	Données	Méthode
<b>E1.1</b>	Vérification de l'hypothèse d'indépendance	$d_F/d_0$ , POSX, U, ESSAI, EX	Régression linéaire multivariée
<b>E1.2</b>	Effet des configurations sur la vitesse moyenne des essais	U	ANOVA
<b>E2.1</b>	Évaluation des effets des transitions (mesures non pondérées)	$\delta r_{i,p}^j$	Test binomial sur l'avis majoritaire
<b>E2.2</b>	Évaluation des distances entre les configurations (mesures pondérées)	$\Delta R_{i,p}^j$	Test de Student (1 échantillon)
<b>E3</b>	Évaluation de la maniabilité des 4 configurations	$\delta r_{i,p}^j, \Delta R_{i,p}^j$	Règle d'agrégation de la méthodologie <b>2MR</b>

TABLEAU 2.3 – Récapitulatif des méthodes utilisées dans le traitement des données du protocole **TUD**

configuration n'a pas d'effet sur la vitesse moyenne des essais.

$$\frac{d_F}{d_0} = a + bPOSX + cU + dESSAI + eEX + \epsilon \quad (2.2)$$

La seconde étape (**E2**) consiste à évaluer les effets des transitions à partir des données discrètes non pondérées (**E2.1**) et les distances entre les configurations à partir des données continues pondérées (**E2.2**). Conformément à la méthodologie **2MR**, l'étape **E2.1** est réalisée avec un test binomial et l'étape **E2.2** est réalisée avec un test de Student.

La troisième étape (**E3**) consiste à évaluer la maniabilité des quatre configurations du vélo expérimental à partir des résultats des étapes **E1** et **E2**. La règle d'agrégation de la méthodologie a été utilisée.

## 2.2.2 Résultats

### 2.2.2.1 Étape E1 : hypothèses d'indépendance et d'isovitesse

Cette première étape vise à valider deux hypothèses préalables à l'évaluation de la maniabilité (**E3**). Dans un premier temps, la régression linéaire utilisée dans la sous étape **E1.1** ne présente pas d'effet de la position de la masse sur le niveau de performance. L'hypothèse d'indépendance est donc validée dans le cas présent. En revanche, il est intéressant d'observer dans le tableau 2.4, que les trois autres variables présentent un effet négatif sur l'indicateur. Ainsi l'augmentation de la vitesse permet d'améliorer le niveau de performance. Il est en est de même avec la variable *ESSAI* qui illustre un effet d'apprentissage et la variable *EX* qui illustre un effet d'expertise des participants. En ce qui concerne la sous étape **E1.2**, l'ANOVA conduite sur la vitesse moyenne au tour (*U*) n'indique pas d'effet de la configuration (table 2.A.1 en annexe, page 88).

	<b>R<sup>2</sup></b>	<b>POSX</b>	<b>U</b>	<b>ESSAI</b>	<b>EX</b>
$d_F/d_0$	0,20		-*	-*	-*

TABLEAU 2.4 – Résultats du modèle statistique de l'indicateur de performance. Les effets positifs des variables sur l'indicateur sont notés "+" tandis que les effets négatifs sont notés "-". La significativité des effets est codifiée de la manière suivante : \* ( $p < 0,05$ )

### 2.2.2.2 Étape E2 : Effets des transitions

#### E2.1 : Effets sans pondération

L'analyse des mesures de charge de travail sans pondération ( $\delta r_{i,p}^j$ ) des participants met en évidence que l'ensemble des transitions est significatif ( $p < 0,001$ ) et ce pour chacun des items de la **2MR**. La tableau 2.5 présente plus en détail les effets détectés par le test binomial. Les transitions (présentées dans le sens de l'éloignement de la masse de l'axe de direction) affichent toutes pour effet une augmentation. Les ratios adjoints indiquent que les avis des participants sont relativement unanimes. En effet, ces premiers oscillent entre 88 % (16 avis contre 2) et 100 % (18 avis contre 0) d'avis identiques.



	AB	AC	AD	BC	BD	CD
Dem. mentale	↗ 18/0**	↗ 18/0**	↗ 17/1**	↗ 18/0**	↗ 17/1**	↗ 18/0**
Dem. physique	↗ 17/1**	↗ 16/2**	↗ 15/3**	↗ 18/0**	↗ 17/1**	↗ 18/0**
Dem. temporelle	↗ 18/0**	↗ 17/1**	↗ 16/2**	↗ 18/0**	↗ 17/1**	↗ 18/0**
Effort	↗ 18/0**	↗ 17/1**	↗ 17/1**	↗ 18/0**	↗ 18/0**	↗ 18/0**
Frustration	↗ 18/0**	↗ 18/0**	↗ 18/0**	↗ 18/0**	↗ 18/0**	↗ 18/0**

TABLEAU 2.5 – Effets des transitions (sans pondération) avec la **2MR**. ↗ : augmentation, ↘ : diminution, → : aucun d'effet.  $n_1/n_2^{**}$  est le ratio entre le nombre d'avis majoritaires ( $n_1$ ) et la somme des avis minoritaires des deux autres réponses ( $n_2$ ), \*\*:  $p < 0.001$ .

### E2.2 : Distances (avec pondération)

L'analyse des mesures pondérées et normalisées ( $\Delta R_{i,p}^j$ ) permet de tracer les cinq graphiques de la figure 2.4. Ceux-ci présentent pour chaque item et chaque transition, le diagramme en boîte des mesures de variation des 18 participants. Pour rappel, la mesure de variation pondérée et normalisée correspond à l'amplitude de la variation perçue. Du fait de sa normalisation par l'écart-type individuel, cette grandeur est sans unité.

Les transitions sont représentées dans le sens de l'éloignement de la masse par rapport à l'axe de direction. Un résultat significatif au test de Student (à un échantillon) est indiqué par une étoile au dessus de chaque diagramme. Il en résulte que la grande majorité (21/30) des transitions présente un effet significatif sur les items du questionnaire. Les effets sont systématiquement positifs. Les transitions *AB*, *AC*, *AD* sont toutes significatives tandis que les résultats sont plus divers pour les transitions restantes. *BD* est significative dans 3 items sur 5 tandis que *BC* et *CD* le sont dans 2 items sur 5. Il est notable que seul l'item *Effort* possède 100 % de transitions significatives. Finalement, l'effet moyen de chaque transition est utilisé dans l'étape suivante pour associer une distance à chaque transition.

#### 2.2.2.3 Étape E3 : évaluation de la maniabilité des configurations

Les résultats de l'étape **E3** reposent sur ceux des étapes **E1**, **E2.1** et **E2.2**. La règle d'agrégation des mesures de charge de travail a été appliquée aux résultats précédents dans la condition de l'hypothèse d'indépendance (performance constante). Les résultats précédents et les effets agrégés sont présentés dans le tableau 2.6. Dans celui-ci, l'effet non pondéré (issu de **E2.1**) et l'effet médian pondéré (issu de **E2.2**) sont indiqués pour chaque transition et chaque item. Pour rappel, la méthodologie utilise la mesure non pondérée pour déterminer l'effet de la transition et la mesure pondérée pour déterminer la distance entre les deux conditions. L'effet pondéré moyen représente la distance moyenne sur tout les items entre les deux configurations. A la dernière ligne,

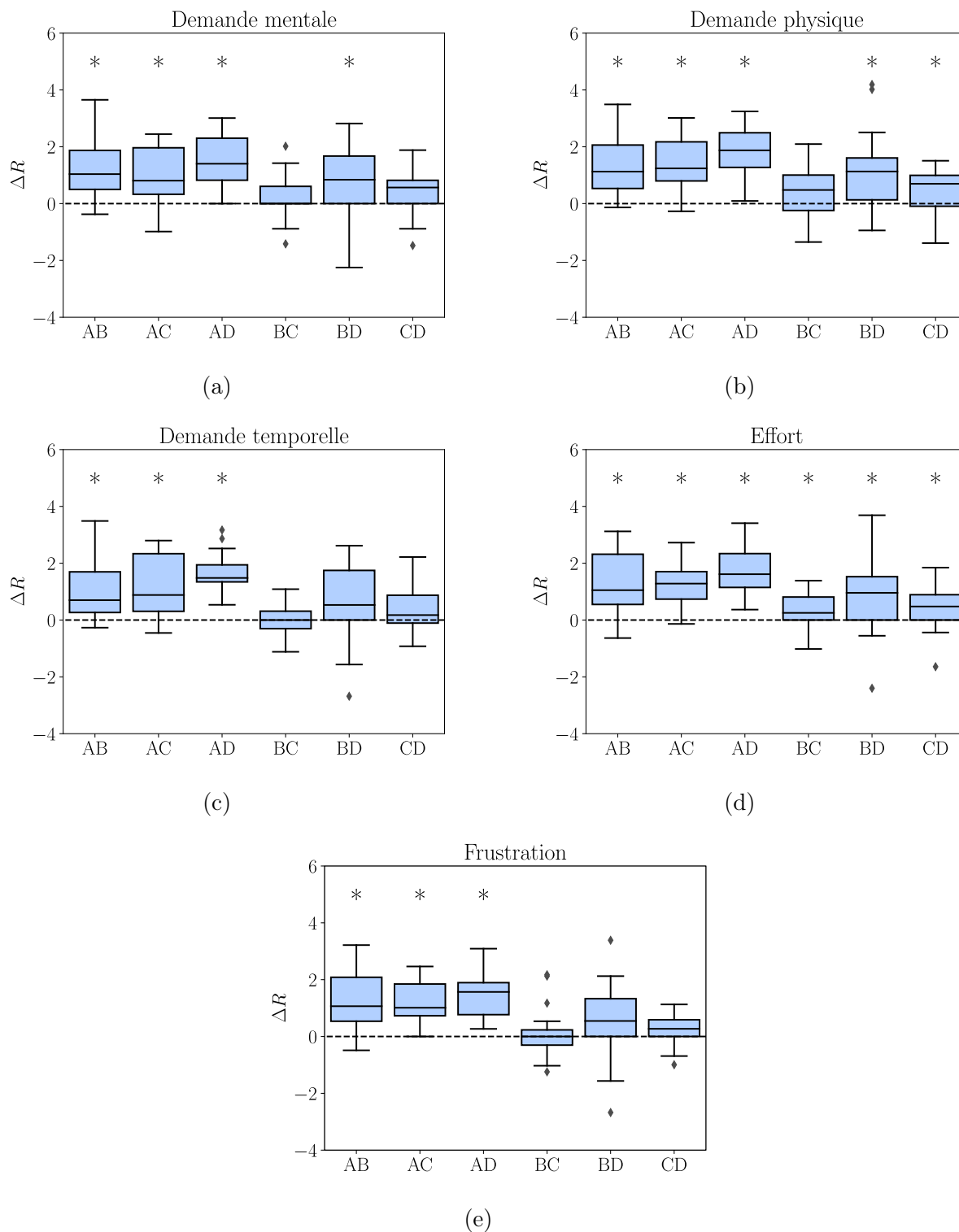


FIGURE 2.4 – Diagrammes en boîte des mesures pondérées des 18 participants pour chaque item et chaque transition. La grande majorité des transitions possède un effet significatif au seuil de 5 % (\*). Seul l’item *Effort* est systématiquement significatif.

	<i>A</i>	<i>B</i>	<i>C</i>	<i>D</i>
<i>A</i>		+0,99 ↗	+1,04 ↗	+1,58 ↗
<i>B</i>			+0,14 ↗	+0,80 ↗
<i>C</i>				+0,43 ↗
<i>D</i>				

TABLEAU 2.7 – Matrice de confrontation des quatre configurations. Cette matrice indique les effets de chaque transition sous forme d'un duel. Le classement final est établi par nombre de duels remportés. La configuration *A* se montre plus maniable (3 duels remportés), suivie de la *B* (2 duels remportés), de la *C* (1 duel remporté) et de la *D* (0 duel remporté).

les résultats de la règle d'agrégation indiquent que la configuration *A* est plus maniable que la *B* (écart de 0,99), que la *C* (écart de 1,04) et que la *D* (écart de 1,58). La configuration *B* est quant à elle plus maniable que la *C* (écart de 0,14) et la *D* (écart de 0,80). Enfin la *C* est plus maniable que la *D* (écart de 0,43). Ces mêmes résultats sont reportés dans le tableau 2.7. Il s'agit d'une matrice de confrontation permettant d'établir un classement des configurations. La configuration *A* est la plus maniable (3 duels remportés), suivie de la *B* (2 duels remportés), de la *C* (1 duel remporté) et de la *D* (0 duel remporté).

	<b>AB</b>	<b>AC</b>	<b>AD</b>	<b>BC</b>	<b>BD</b>	<b>CD</b>
Dem. ment.	↗ +1,04	↗ +0,81	↗ +1,40	↗ +0,00	↗ +0,84	↗ +0,56
Dem. phy.	↗ +1,12	↗ +1,23	↗ +1,87	↗ +0,47	↗ +1,13	↗ +0,69
Dem. temp.	↗ +0,69	↗ +0,88	↗ +1,48	↗ +0,00	↗ +0,53	↗ +0,17
Effort	↗ +1,05	↗ +1,28	↗ +1,61	↗ +0,25	↗ +0,95	↗ +0,47
Frustration	↗ +1,06	↗ +1,01	↗ +1,56	↗ +0,00	↗ +0,54	↗ +0,27
<b>Agrégation</b>	↗ +0,99	↗ +1,04	↗ +1,58	↗ +0,14	↗ +0,80	↗ +0,43

TABLEAU 2.6 – Synthèse et agrégation des effets des transitions sur les mesures de charges de travail avec et sans pondération. L'effet global non pondéré se fait à l'unanimité des effets non nuls. L'écart de maniabilité entre les conditions est obtenu avec l'effet médian moyen. L'ensemble des transitions présente une augmentation dans le sens de l'éloignement de la masse par rapport à l'axe de direction. ↗ : effet positif, ↘ : effet négatif, → : aucun d'effet.

### 2.2.3 Discussion et conclusion

Cette étude est la première implémentation de la méthodologie **2MR**. Pour rappel l'objectif était de tester la méthodologie sur quatre conditions expérimentales impliquant des variations inertielles extrêmes. Plus spécifiquement les résultats cherchent à

évaluer si la méthodologie **2MR** permet de détecter des effets du design sur la maniabilité d'un vélo.

Chaque étape de la section résultats reprend la méthodologie testée. Les étapes E1.1 et E1.2 ont permis de vérifier que la performance et la vitesse était indépendante de la configuration testée. Ainsi l'hypothèse d'indépendance, issue de la théorie de [Arima and Meister \(1977\)](#) est validée. Cependant la sensibilité à la variable *ESSAI* montre que la performance est sujette à un phénomène d'apprentissage. La randomisation et l'équilibrage des transitions dans les séquences sont donc des précautions importantes à prendre. Les résultats de l'analyse supplémentaire (tableau 2.B, disponible en annexe page 88) suggère que la vitesse joue également un rôle dans la maniabilité. Cet effet est principalement explicable par la stabilisation qu'offre l'augmentation de la vitesse comme observé par exemple par [Cain et al. \(2016\)](#). Ces variations de vitesse sont très probablement attribuables à des différences inter-individuelles. L'effet de l'expertise des participants sur la performance (aussi relevé par [Cain et al. \(2016\)](#)) confirme que la construction des séquences est importante pour annuler les effets d'expertise entre les conditions testées.

Les résultats des étapes **E2.1** et **E2.2** ont mis en évidence des effets nets des variations de design sur la charge de travail. Les effets obtenus à partir des mesures non pondérées sont systématiquement significatifs. En revanche les mesures pondérées présentent une variabilité importante (malgré la normalisation) et détectent moins d'effets. Une analyse en annexe (2.B, page 88) montre que seulement 50 % de la variabilité des mesures pondérées est explicable par la variation de la position de la masse ( $\Delta X$ ). Ce résultat original est néanmoins remarquable car il met en lien la variation d'un paramètre de design donné ( $\Delta X$ ) et la charge de travail des cyclistes. Les mesures pondérées présentent des niveaux de significativité inférieurs aux mesures non-pondérées. Cela s'explique par une variabilité plus importante liée à la subjectivité de la pondération des ressentis. Une utilisation des mesures non-pondérées pour détecter l'effet de la transition puis des mesures pondérées pour estimer la distance associée semble donc justifié justifié. Aussi, il est intéressant de relever que, de manière générale, les cinq items de charge de travail se montrent très corrélés entre eux. Cette observation reste à valider dans le cas d'un protocole impliquant des conditions plus fines et réalistes.

Enfin, la règle d'agrégation a permis de comparer la maniabilité entre les quatre configurations pour aboutir au classement (étape **E3**) : *A,B,C,D*. Ce classement est conforme au principe physique utilisé pour modifier la maniabilité. En effet, éloigner la masse modifie les propriétés inertielles et d'équilibre de l'ensemble de direction ce qui augmente la charge de travail des participants et dégrade la maniabilité. Le lien entre propriété physique du vélo et ressenti subjectif est confirmé par le modèle de régression présenté en annexe (section 2.B, page 88).

### Conclusion

Ce premier protocole de mise en application de la méthodologie **2MR** affiche des résultats prometteurs pour l'évaluation de la maniabilité. En effet, après avoir détaillé les étapes de la méthodologie, cette section a mis en évidence qu'elle était capable de fournir des mesures de maniabilité cohérentes physiquement. L'originalité de la méthode réside dans le fait que la mesure utilise une définition large de la charge de travail basée sur le NASA-TLX. La méthodologie a permis de générer une base de données regroupant des mesures subjectives des cyclistes et cinématiques du vélo. Cependant ces mesures ont été obtenus sur des designs assez extrêmes et autour de 5 km/h. Cette base de données doit être enrichie avec des mesures issues de designs de vélos plus réalistes ainsi que des vitesses plus variées. Par la suite cette base de donnée sera désignée **BaDMania** (**B**ase de **D**onnées de **M**aniabilité). La section suivante présente un nouveau protocole permettant d'étudier ces nouvelles conditions expérimentales.

## 2.3 Comparaison de la 2MR avec une approche classique de Cooper-Harper (MUA)

Cette section présente un second protocole sur participants ayant permis d'appliquer la méthodologie **2MR** dans de conditions expérimentales plus représentatives des mobilités urbaines. Ce protocole a été réalisé à Lyon, sur le campus de Bron de l'Université Gustave Eiffel. Il sera par la suite désigné comme le protocole **UGE**. Ce protocole cherche à répondre à trois objectifs :

- Comparer les mesures **2MR** avec une **Mesure Unidimensionnelle et Absolue** de maniabilité (**MUA**)
- Investiguer l'effet de la vitesse sur la maniabilité
- Compléter la base de données **BaDMania** avec des mesures issues de nouvelles conditions expérimentales

Pour répondre à ces trois objectifs, ce protocole met en oeuvre une double mesure de maniabilité accompagnée de mesures cinématiques et de performance. La section suivante présente les **outils et méthodes** du protocole **UGE**.

### 2.3.1 Outils et Méthodes

#### 2.3.1.1 Méthodologies d'évaluation de la maniabilité

Dans ce protocole une double mesure de la maniabilité a été mise en place. La première est basée sur la méthodologie **2MR**, comme précédemment décrite à la section 2.2.1.1. La seconde est une version adaptée de l'échelle de Cooper-Harper ([Cooper and Harper, 1969](#)) et de CAHQRS ([Harris et al., 2000](#)). L'adaptation consistait à la rendre compatible avec une tâche réalisée à vélo en langue française. Cette mesure de la maniabilité est uni-dimensionnelle, basée sur une échelle absolue à 10 niveaux quantifiant l'implication générale nécessaire au cycliste pour produire son niveau de performance. L'échelle est décrite dans le tableau 2.8. La méthodologie associée à cette mesure sera par la suite désignée **MUA** (**Mesure Unidimensionnelle et Absolue** de maniabilité). L'utilisation de cette échelle consiste à laisser le participant choisir, à l'issue de la réalisation d'une tâche de pilotage, la note (correspondant aux indications sémantiques de l'échelle) la plus représentative de son expérience de conduite. Cette note sera directement utilisée comme une image de la maniabilité perçue par les participants. Le niveau donné sur l'échelle de Cooper-Harper par le participant  $p$  est noté  $N_p^{CH}$ .

#### 2.3.1.2 Vélos expérimentaux

Ce protocole a inclus 2 vélos expérimentaux disponibles commercialement. Le choix s'est tourné vers des vélos au design peu conventionnel illustrant la variété des vélos

Tâche achevée ?	Niveau de réalisation	Description	Niveau ( $N_p^{CH}$ )
Oui	Correcte	J'ai réalisé la tâche, extrêmement facilement, cela m'a demandé une concentration minimale	1
		J'ai réalisé la tâche, très facilement, cela m'a demandé une concentration très faible	2
		J'ai réalisé la tâche, facilement, cela m'a demandé une concentration faible	3
		J'ai réalisé la tâche, relativement facilement, cela m'a demandé une concentration moyenne	4
	Légèrement dégradée	J'ai réalisé la tâche, difficilement, en me concentrant de manière importante	5
		J'ai réalisé la tâche, difficilement, en me concentrant de manière très importante	6
	Très dégradée	J'ai poursuivi la tâche du mieux que j'ai pu, en me concentrant au maximum. J'ai cru devoir m'arrêter.	7
Non	Contrôle difficile	J'ai eu la sensation de garder le contrôle, mais très difficilement, j'ai tenté de réaliser la tâche, j'ai fini par perdre le contrôle.	8
		J'étais dans la recherche incessante du contrôle, la tâche était devenue secondaire pour moi	9
	Contrôle impossible	Je n'ai pas réussi à contrôler le biporteur, impossible de réaliser la tâche	10

TABLEAU 2.8 – Les approches de [Cooper and Harper \(1969\)](#) et de [Harris et al. \(2000\)](#) ont été adaptées en une échelle de maniabilité à 10 niveaux dénommée **MUA** dans ce manuscrit.

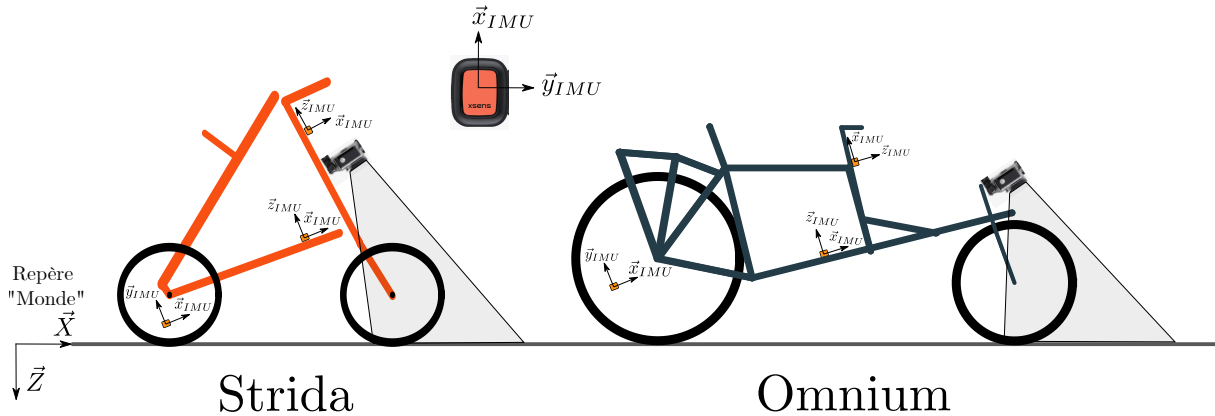


FIGURE 2.5 – Les deux vélos expérimentaux (*Strida* et *Omnium*) équipés de trois centrales inertielle et d’une caméra.

urbains : un vélo pliable de la marque Strida qui sera désigné par *Strida* par la suite. Un vélo cargo de la marque Omnium (modèle V5) qui sera par la suite désigné comme *Omnium*. Les seules modifications apportées à ces deux véhicules sont les suivantes : l’adjonction de 3 fixations pour des centrales inertielle de la marque XSens, ainsi qu’une fixation pour une caméra de la marque GoPro (Hero 3). Ces deux montages sont représentés sur la figure 2.5. Le plateau de chargement de l’*Omnium* a été retiré pour ne pas obstruer la vue de la roue avant pour les participants.

### 2.3.1.3 Définition de la tâche

La tâche consistait à suivre du mieux possible une ligne blanche de 10 cm de large, peinte sur le sol. Plus exactement il a été demandé de rouler au maximum sur cette ligne blanche avec la roue avant du vélo et ce, à vitesse la plus constante possible. L’allure à adopter par le participant est subjective et est définie comme suit. L’allure *Lente* (*L*) est définie comme *la plus lente à laquelle le participant peut se déplacer sans perdre l’équilibre*. L’allure *Confort* (*C*) est définie comme celle qui *maximise la sensation de contrôle pour le participant*. Enfin, l’allure *Rapide* (*R*) est *plus rapide que l’allure Confort, sans prendre de risque*. Cette tâche se distingue avec la tâche utilisée dans le protocole précédent. En effet, même si les deux tâches sont réalisées à vitesse constante, la consigne de trajectoire se trouve être plus contraignante dans ce nouveau protocole. L’énoncé de l’objectif plus explicite et la matérialisation de la ligne à suivre laissent moins de place au libre arbitre des participants. Il est attendu que ces dispositions limitent la variabilité des mesures. L’autre avantage de cette tâche c’est de permettre une mesure continue de la performance puisqu’à chaque instant le respect de la consigne est mesurable. Le tracé de la ligne blanche constitue un parcours de 143 mètres en cinq segments inspirés des tâches classiques de la littérature moto (ligne droite, demi-tour, slalom). Ce parcours a été tracé sur un sol en goudron, plat, régulier, sans obstacle et fermé à la circulation (figure 2.6).



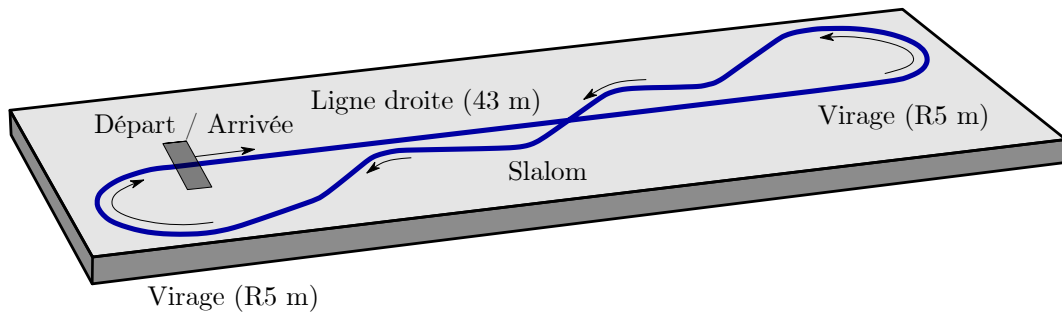


FIGURE 2.6 – Parcours du protocole **UGE**. Le parcours est composé d'une ligne blanche de 10 cm de largeur débutant par une ligne droite (43 m), puis un virage à gauche (rayon de 5 m), un slalom et un virage à droite (rayon de 5 m).



FIGURE 2.7 – Vue aérienne du parcours, source : Google Maps (2024)



FIGURE 2.8 – Exemple d'un suivi de ligne lors du protocole **UGE** (Crédit : Sophie Jeannin). La tâche consistait à rouler à vitesse constante et à rouler au maximum sur la ligne blanche avec la roue avant, la performance de la tâche était mesurée à l'aide d'une caméra.

### 2.3.1.4 Mesure de la performance

Conformément à la définition de la tâche, la mesure de la performance a consisté à estimer l'écart de position entre la point de contact de la roue avant et la ligne blanche. Pour ce faire chaque vélo a été équipé d'une caméra GoPro (Hero 3), filmant à la fois la roue avant et le sol en dessous. La caméra a été fixée sur la direction des vélos afin que la roue ne sorte pas de son champ de vision. Un algorithme de vision par ordinateur basé sur le principe de transformation homographique a été programmé en langage python afin d'extraire la mesure souhaitée (figure 2.9). La validité de cette nouvelle méthode a été évaluée par une méthode dédiée. Son accord de l'ordre de quelques centimètres avec une mesure manuelle (roue enduite de peinture) la rend apte à l'usage prévu. Le détail de la méthode développée pour mesurer la distance entre la roue et la ligne est disponible dans l'annexe 2.C (page 89). Un autre aspect de la performance est le maintien d'une vitesse constante comme demandé dans la consigne communiquée aux participants. Il a été vérifié dans l'analyse des données que cette condition était effectivement respectée.

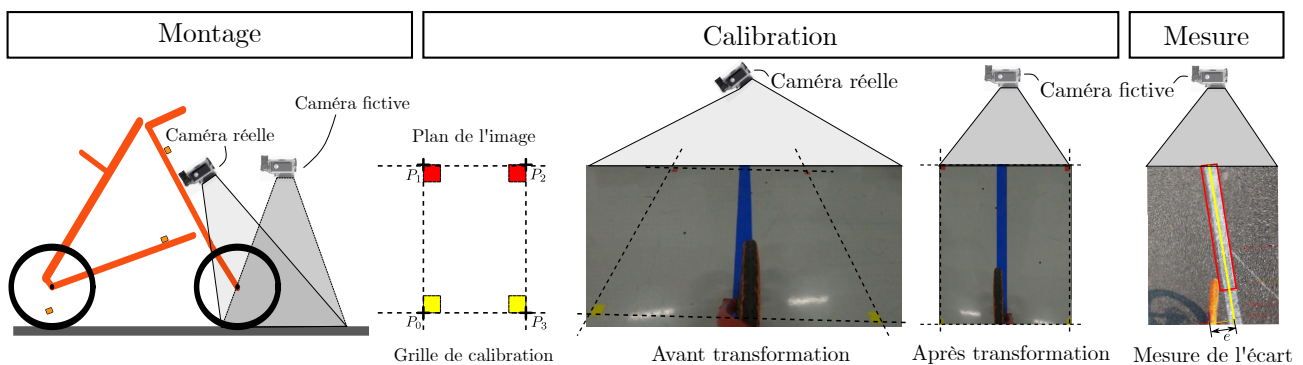


FIGURE 2.9 – Mesure du niveau de performance par caméra. La mesure de la performance utilisait une image de la roue et du sol prise depuis une caméra fixée sur la direction. La perspective a été corrigée par une transformation homographique obtenue par calibration.

### 2.3.1.5 Mesure de la cinématique des vélos

Chaque vélo a été équipé de 3 centrales inertielles (XSens DOT) permettant une acquisition synchronisée à 120 Hz des accélérations, vitesses de rotation et intensité du champ magnétique (figure 2.5). Ces mesures dans les trois dimensions de l'espace sont accompagnée de l'orientation (séquence de quaternions) des capteurs dans le repère monde. Cette orientation est générée par l'algorithme de fusion de XSens. Ces signaux ont été filtrés afin de réduire le phénomène de dérive inhérent à l'intégration numérique. Un filtre passe-haut *Butterworth* d'ordre 5 et de fréquence de coupure 0.5 Hz a été appliqué sur l'angle de braquage. Les vitesses angulaires n'ont pas été filtrées dans ce protocole (peu d'artefact de structure et de fixation). Un résumé de l'instrumentation des vélos est disponible dans le tableau 2.9.

Mesures	Positions	Matériel	Signaux disponibles
Accélérations (3D), Vitesses de rotation (3D), Intensité du champ magnétique, Orientation absolue	Cadre, direction, roue arrière	3 centrales inertielles XSens DOT	Vitesse du vélo, angle et vitesse de roulis, braquage et lacet

TABLEAU 2.9 – Résumé de l'instrumentation pour l'analyse du mouvement des vélos expérimentaux

### 2.3.1.6 Procédures expérimentales

Ce protocole a disposé de deux procédures expérimentales : **2MR** et **MUA**. Chacune était adaptée à la mesure de la maniabilité utilisée (tableau 2.10). Deux groupes distincts de participants ont été recrutés, un pour chacune des procédures. Impliquer deux groupes différents permet d'éviter d'inclure des biais du fait de l'expérience préalable des participants dans l'autre procédure. Les deux procédures intègrent les mêmes vélos expérimentaux et les mêmes consignes d'allure : *Lente* (L), *Confort* (C) et *Rapide* (R).

La première procédure est celle utilisant la **MUA**. S'agissant d'une mesure absolue, la procédure a été construite sur la répétition de conditions expérimentales faisant varier vélo et allure de consigne. Dans un ordre tiré au sort, chaque participant a testé un premier vélo lors de 10 essais (bloc 1). Chaque essai consiste à réaliser un tour du circuit en réalisant la tâche. Parmi les 10 essais, 1 premier à allure dite de *Confort* était suivi de 5 minutes d'entraînement libre (E) sur le parcours. Puis 9 tours, composés de trois répétitions des trois conditions d'allure ont été accomplis dans un ordre aléatoire. Par exemple : C-E-L-L-R-C-L-R-C-C-R est une séquence possible pour l'un des deux blocs. Le tour pré-entraînement permet de réaliser une mesure capturant la découverte du vélo par le participant. Des pré-tests ont montrés que dans cette phase, un phénomène d'apprentissage très rapide est à l'oeuvre. Ces données peuvent, de manière générale, se révéler très riches pour la compréhension des mécanismes d'adaptation des cyclistes. A l'issue de ces 10 essais, le même processus était réalisé avec le second vélo (bloc 2). Après chacun des 20 essais, la maniabilité a été mesurée avec la **MUA**. Les 20 essais de chaque participant ont inclus la mesure de performance et l'analyse du mouvement.

La seconde procédure est basée sur la **2MR**. S'agissant d'une mesure relative, la procédure a été construite comme une succession de conditions expérimentales provoquant des variations de maniabilité mesurées par la **2MR**. Avec le même objectif que la procédure précédente, des variations d'allure et de design de vélo ont été utilisées pour faire varier la maniabilité. La procédure a été construite en trois blocs successifs. Le bloc 1 consiste à tester à allure de *Confort* la tâche pendant deux tours. Les deux vélos

expérimentaux (*Omnium* et *Strida*, notés respectivement O et S) ont alors été testés dans un ordre aléatoire. Le bloc 2, consiste à tirer au sort un des vélos et à réaliser une séquence de quatre essais. Cette séquence est construite pour tester aléatoirement les trois transitions entre les trois allures. Le bloc 3 consiste à reproduire le bloc 1, en inversant l'ordre des vélos utilisés. Un exemple d'enchaînement de configurations possible serait le vélo O puis S à vitesse C pour le bloc 1, le vélo S aux vitesses L-R-C-L pour le bloc 2, et enfin le vélo S puis O à vitesse C pour le bloc 3.

Procédure	Échantillon	Mesure(s)	Bloc	Vélo(s)	Allures
MUA	20 pers.	Perf.+ $IMU_s$	1	$\overbrace{O \text{ ou } S}^{\text{Aléat.}}$	$C E \overbrace{3^*(C, L, R)}^{\text{Aléat.}}$
		+MUA	2	Vélo non tiré au Bloc 1	$C E \overbrace{3^*(C, L, R)}^{\text{Aléat.}}$
2MR	21 pers.	$IMU_s$ + 2MR	1	$\overbrace{O S}^{\text{Aléat.}}$	C
			2	$\overbrace{O \text{ ou } S}^{\text{Aléat.}}$	$\overbrace{(LC, LR, CR)}^{\text{Aléat.}}$
			3	Inverse du Bloc 1	C

TABLEAU 2.10 – Synthèse des deux procédures expérimentales du protocole. Abréviations des consignes d'allure : E (Entraînement), L (Lente), C (Confort), R (Rapide). Abréviations des vélos : O (*Omnium*), S (*Strida*).  $O|S$  : "*Omnium* puis *Strida*".

### 2.3.1.7 Recrutement des échantillons de cyclistes

Le premier échantillon recruté était composé de 20 adultes (8 hommes et 12 femmes) âgés en moyenne de 29 ( $\pm 6$ ) ans. L'expertise des participants a été mesurée par une auto-évaluation sur une échelle à 5 niveaux : 1.Très faible (1), 2.Faible (1), 3.Moyenne (3), 4.Élevée (11), 5.Très élevée (4). Le second échantillon était composé quant à lui de 21 adultes (10 hommes et 11 femmes) âgés en moyenne de 27 ( $\pm 5$ ) ans. La distribution des expertises était la suivante : 1.Très faible (0), 2.Faible (2), 3.Moyenne (5), 4.Élevée (7), 5.Très élevée (7).

### 2.3.1.8 Traitement des données

Le traitement des données est séparé par procédure. Il permet d'évaluer de deux manières différentes la maniabilité des conditions expérimentales testées. Une synthèse des traitements réalisés est présentée dans le tableau 2.11.

### Procédure MUA

Le traitement des données de maniabilité de la procédure **MUA** (**étape E1**) vise à estimer l'effet du vélo, de la consigne d'allure et du numéro de l'essai sur les  $N_p^{CH}$  (niveau de maniabilité estimé sur l'échelle de Cooper-Harper). Le modèle de régression linéaire d'équation 2.3 mixte à 4 variables a été utilisé.

$$N^{CH} = a + b \cdot ALLU + c \cdot VELO + d \cdot e^{-ESSAI} + e \cdot EX + \epsilon \quad (2.3)$$

La variable ALLU représentait la consigne d'allure, il s'agit d'une variable catégorielle à 3 niveaux. Le niveau *Confort* a servi de référence. La variable VELO était catégorielle à deux niveaux. Le niveau *Strida* a servi de référence. La variable EX représentait le niveau d'expertise des participants (variable continue). Enfin la variable ESSAI était numérique (continue) et utilisée dans une fonction exponentielle afin de représenter la croissance rapide puis le comportement asymptotique de l'apprentissage.

### Procédure 2MR

Le traitement des données de maniabilité de la méthodologie **2MR** cherchait à évaluer la maniabilité des différentes conditions expérimentales testées. Conformément à la méthodologie **2MR**, l'hypothèse d'indépendance a été testée (**étape E1**). En pratique, il s'agissait d'évaluer si l'indicateur de performance  $\overline{|d_{Q/line}|}$  était indépendant du vélo utilisé et de la vitesse. Le modèle linéaire d'équation 2.4 a été appliqué à l'ensemble des essais réalisés au protocole **MUA**<sup>4</sup>. La variable VELO était catégorielle à deux niveaux avec le *Strida* comme référence,  $U$  était la vitesse moyenne d'un essai et EX le niveau d'expertise des participants (variable continue). Enfin la variable ESSAI était numérique (continue) et utilisée dans une fonction exponentielle comme dans le modèle de la procédure **MUA**. L'enjeu était d'évaluer si l'agrégation des mesures de variation de charge de travail pouvait se faire à performance constante. Le calcul du coefficient de variation moyen de la vitesse sur l'ensemble des essais a également été calculé pour vérifier le respect de la consigne de vitesse. Le seuil de tolérance a été fixé à 5 %.

$$\overline{|d_{Q/line}|} = a + b \cdot VELO + c \cdot U + d \cdot U^2 + e \cdot e^{-ESSAI} + f \cdot EX + \epsilon \quad (2.4)$$

Dans un second temps (**étapes E2.1** et **E2.2**), les mesures de variations non pondérées ( $\delta r_{i,p}^j$ ) et pondérées ( $\Delta R_{i,p}^j$ ) ont été utilisées conformément à la méthodologie **2MR** pour évaluer l'effet des transitions sur les items de charge de travail. Pour rappel les transitions incluses dans l'étude étaient les suivantes : O-S à allure de *Confort* et L-C, C-R, L-R pour les deux vélos.

Enfin l'étape **E3** visait à établir la maniabilité des conditions expérimentales à partir de la règle d'agrégation des mesures de charge de travail. Pour rappel, l'effet global de la transition est non nul si et seulement si les effets non pondérés non nuls sont unanimes.

4. L'analyse de la performance a été menée sur les mesures de la procédure **MUA** pour des raisons de puissance statistique. Celle-ci contenait d'avantage de points de mesure que la méthodologie **2MR**

Sinon l'effet global est fixé comme nul. La distance entre chaque configuration est estimée pour chaque item à partir de l'effet médian. La distance globale est finalement la moyenne des effets médians sur l'ensemble des items.

Procédure	Etapes	Objectif	Données	Méthode
<b>MUA</b>	<b>E1</b>	Évaluation de la maniabilité des vélos expérimentaux et de l'effet de la vitesse	$N_p^{CH}$ , ALLU, VELO, ESSAI, EX	Régression linéaire mixte à 3 variables, OLS
<b>2MR</b>	<b>E1</b>	Vérification de l'hypothèse d'indépendance	$ d_{Q/line} $ , VELO, U, ESSAI, EX	Régression linéaire mixte à 4 variables, OLS
	<b>E2.1</b>	Evaluation des effets des transitions (mesures non pondérées)	$\delta r_{i,p}^j$	Test binomial sur l'avis majoritaire
	<b>E2.2</b>	Evaluation des effets des transitions (mesures pondérées)	$\Delta R_{i,p}^j$	Test de Student (1 échantillon)
	<b>E3</b>	Evaluation de la maniabilité des conditions expérimentales	$\delta r_{i,p}^j, \Delta R_{i,p}^j$	Règle d'agrégation <b>2MR</b>

TABLEAU 2.11 – Récapitulatif des méthodes des procédures **MUA** et **2MR**. OLS : *Ordinary Least Squares*

## 2.3.2 Résultats

### 2.3.2.1 Procédure MUA

Les résultats du modèle de régression linéaire mixte à 4 variables sont exposés dans le tableau 2.12. Le modèle met tout d'abord en avant un effet de l'allure sur la note de maniabilité. Les conditions *Lente* et *Rapide* présentent un effet significatif par rapport à la condition *Confort*. Ces effets sont positifs ce qui indique que la maniabilité est meilleure à allure *Confort* (difficulté plus grand à allure *Lente* et *Rapide*). La variable VELO ne présente quand à lui aucun effet significatif sur la note de maniabilité. Enfin la variable  $e^{-ESSAI}$  est significative et compte pour une grande part de la variabilité expliquée par le modèle. Aussi la variable *EX* est significative avec un coefficient négatif ce qui indique que le niveau d'expertise réduit la maniabilité évaluée par la méthodologie MUA.

$R^2 = 0,31$		Coef.
Const.		2,1**
ALLU	Lent	0,7**
	Rapide	0,6**
VELO	Omnium	0,18
$e^{-ESSAI}$		6,5**
EX		-0,1**

TABLEAU 2.12 – Résultats de la régression linéaire sur les  $N^{CH}$ . Le modèle met en évidence un effet d'apprentissage et un effet de la vitesse. En revanche, aucun effet du vélo du détecté. La significativité des effets est codifiée de la manière suivante : \*\*( $p < 0,001$ ).

### 2.3.2.2 Procédure 2MR

#### Étape E1 : hypothèse d'indépendance

Les résultats de la régression d'équation 2.4 ne met en évidence aucun effet du vélo ni de la vitesse sur l'indicateur  $\overline{|d_{Q/line}|}$  calculé sur la totalité du parcours. Un effet d'apprentissage exponentiel est détecté (variable  $e^{-ESSAI}$ ) ce qui indique qu'au fil des essais la performance des participants s'améliore rapidement avant de converger vers une asymptote. La variable d'expertise présente également un effet significatif et négatif indiquant que le niveau d'expertise permet d'atteindre un plus haut niveau de performance (être plus proche de la ligne moyenne). L'indépendance du niveau de performance vis à vis du design du vélo et de la vitesse valide l'hypothèse d'indépendance qui pourra être utilisée dans la suite de la méthodologie 2MR.

	$R^2$	Const.	VELO	U	U <sup>2</sup>	e <sup>-ESSAI</sup>	EX
$ d_{Q/line} $ (cm)	0,29	14,2**	0,3	-0,4	0,2	6,3**	-1,3**

TABLEAU 2.13 – Résultats du modèle statistique de l'indicateur de performance  $|d_{Q/line}|$ . La significativité des effets est codifiée de la manière suivante : \*\*( $p < 0,001$ ).

### Étapes E2.1 et E2.2 : effets non pondérés et pondérés des transitions

Les présents résultats s'intéressent à deux effets différents : l'effet du vélo (transition OS) puis l'effet de la vitesse (transition LC, CR et LR).

#### Effet du vélo

Les résultats de l'analyse des mesures non-pondérées (effets nets) pour la transition OS sont présentés dans la tableau 2.14. Les résultats des blocs 1 et 3 sont séparés. Pour rappel l'effet net est obtenu en combinant les mesures de la transition dans les deux sens possibles en utilisant l'hypothèse suivante :  $\delta r_{i,p}^{SO} = -\delta r_{i,p}^{OS}$ . Un effet design (négatif) est uniquement observable sur la demande temporelle pour le bloc 1. Pour le bloc 3, un effet (négatif) est également détecté sur l'effort.

La figure 2.10 illustre les résultats des effets pondérés pour la transition OS. Dans le cas du bloc 1, seul la demande temporelle présente un effet significatif, tandis qu'aucun effet significatif n'est détecté pour le bloc 3. Les effets médians (significatifs ou non) sont utilisés plus bas dans l'évaluation de la maniabilité (tableau 2.16).

Item	Effet OS Bloc	Effet OS Bloc
	1	3
Demande Mentale	→ 10/11	→ 10/11
Demande Physique	→ 10/11	→ 10/11
Demande Temporelle	↘ 14/7**	↘ 13/8*
Effort	→ 10/11	↘ 12/9*
Frustration	→ 8/13	→ 9/12

TABLEAU 2.14 – Effets (sans pondération) des transitions de design avec la **2MR**. ↗ : augmentation, ↘ : diminution, → : aucun d'effet.  $n_1/n_2$  est le ratio entre le nombre d'avis majoritaires ( $n_1$ ) et la somme des avis minoritaires des autres réponses ( $n_2$ ), significatif au seuil de 5 % (\*), ou 0.1 % (\*\*).



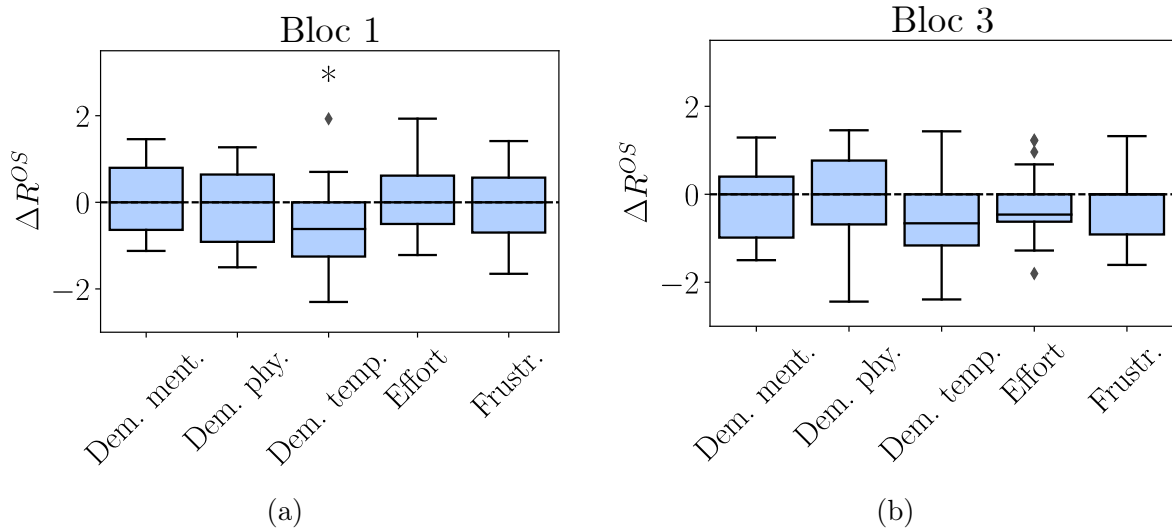


FIGURE 2.10 – Diagrammes en boîte des mesures pondérées de la procédure **2MR** pour la transition OS. Seule la demande mentale présente un effet significatif pour le bloc 1, tandis qu’aucun effet significatif n’est détecté pour le bloc 3.

### Effet vitesse

En ce qui concerne les transitions d’allure (LC, CR et LR), les résultats de l’analyse des effets sans pondération sont regroupés dans le tableau 2.15 tandis que les effets pondérés sont présentés sur la figure 2.11. Pour les deux vélos un schéma similaire est présent : les transitions *Lent* à *Confort* (LC) provoquent de manière générale une diminution de la charge de travail. Ce résultat est clair pour les mesures pondérées et non-pondérées. Pour, les transitions *Confort* à *Rapide* (CR), les deux vélos présentent conjointement une augmentation de la demande mentale et temporelle. Ce constat est similaire pour les mesures pondérées comme non-pondérées. Enfin, les transitions *Lent* à *Rapide* (LR) tendent à diminuer la demande mentale, physique et l’effort sur l’*Omnium* tandis qu’aucun effet n’est mesuré pour le *Strida*. Ce constat ressort avec ou sans pondération. Il est intéressant de remarquer que la frustration ne présente un effet que dans une condition sur six (transition *Lent* à *Confort* (LC) avec l’*Omnium*).

### Étape E3 : évaluation de la maniabilité

Les résultats de l’étape **E3** reposent sur les étapes précédentes (**E1**, **E2.1**, **E2.2**) ayant permis de valider l’hypothèse d’indépendance et d’évaluer les effets nets des transitions sur la charge de travail. L’agrégation des variations des items de charge de travail a donc été réalisé à performance constante. Ces résultats sont regroupés dans le tableau 2.16. Pour ce qui est de l’effet design, il ressort que le *Strida* est légèrement plus maniable que l’*Omnium* à vitesse de *Confort* (écart de 0,2). En ce qui concerne l’effet vitesse, la maniabilité est systématiquement moins bonne à allure *Lente* qu’à allure *Confort*. Cet écart de maniabilité (1,23 pour l’*Omnium* et 0,94 pour le *Strida*)

	<i>Omnium</i>			<i>Strida</i>		
	LC	CR	LR	LC	CR	LR
Dem. mentale	↘ 11/0**	↗ 7/4*	↘ 9/2*	↘ 8/2*	↗ 8/2*	→ 6/4
Dem. physique	↘ 11/0**	→ 6/5	↘ 9/2*	↘ 9/1**	→ 4/6	→ 5/5
Dem. temporelle	↘ 8/3*	↗ 9/2*	→ 6/5	→ 6/4	↗ 7/3*	→ 4/6
Effort	↘ 11/0**	→ 6/5	↘ 8/3*	↘ 10/0**	↗ 9/1**	→ 6/4
Frustration	↘ 10/1**	→ 5/6	→ 6/5	→ 6/4	→ 5/5	→ 4/6

TABLEAU 2.15 – Effets (sans pondération) des transitions d’allure avec la **2MR**. ↗ : augmentation, ↘ : diminution, → : aucun d’effet.  $n_1/n_2^{**}$  est le ratio entre le nombre d’avis majoritaires ( $n_1$ ) et la sommes des avis minoritaires des autres réponses ( $n_2$ ). \* :  $p < 0,05$ , \*\* :  $p < 0,001$

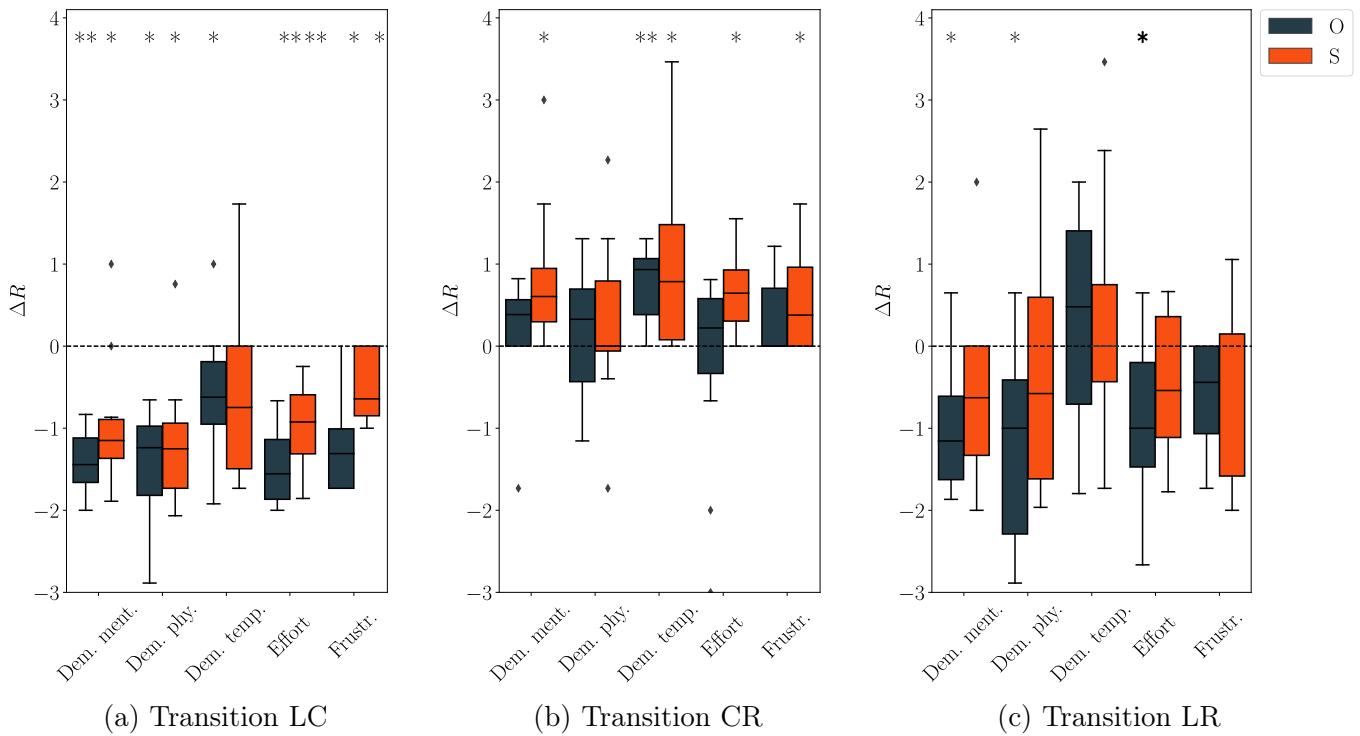


FIGURE 2.11 – L’analyse des réponses pondérées présente une tendance générale franche de diminution de la charge mentale pour la transition *LC* et une légère tendance à l’augmentation pour la transition *CR*. La transition *LR*, plus disparate, présente une légère tendance à la diminution spécifiquement pour l’*Omnium*.

est caractérisé par une augmentation de l’ensemble des items de charge de travail à allure *Lente*. A allure *Rapide*, la maniabilité est systématiquement moins bonne qu’à allure *Confort*. Cet écart (0,37 pour l’*Omnium* et 0,48 pour le *Strida*) est caractérisé par une augmentation de la demande mentale et temporelle. La demande physique présente quant à elle une augmentation uniquement pour l’*Omnium*. Les deux vélos expérimentaux diffèrent pour ce qui est de la transition *Lente* à *Rapide*. Pour l’*Omnium*, l’allure *Rapide* est plus maniable que l’allure *Lente* (moins de charge mentale, de charge

temporelle et d'effort). Le *Strida* quant à lui ne présente par d'écart de maniabilité entre ces deux conditions.

		Omnium			Strida		
	OS (B3)	LC	CR	LR	LC	CR	LR
Dem. ment.	→ 0,00	↘ -1,44	↗ +0,38	↘ -1,15	↘ -1,14	↗ +0,60	→ -0,62
Dem. phy.	→ 0,00	↘ -1,24	→ +0,33	↘ -1,00	↘ -1,25	→ 0,00	→ -0,57
Dem. temp.	↘ -0,66	↘ -0,62	↗ +0,93	→ +0,48	→ -0,74	↗ +0,78	→ 0,00
Effort	↘ -0,46	↘ -1,55	→ +0,22	↘ -1,00	↘ -0,92	↗ 0,64	→ -0,53
Frustration	→ 0,00	↘ -1,31	→ 0,00	→ -0,44	→ -0,64	→ +0,38	→ 0,00
<b>Agrégation</b>	↘ -0,2	↘ -1,23	↗ 0,37	↘ -0,62	↘ -0,94	↗ +0,48	→ -0,34

TABLEAU 2.16 – Synthèse des effets des transitions sur les mesures de charges de travail avec et sans pondération. ↗ : effet positif, ↘ : effet négatif, → : aucun d'effet.

### 2.3.3 Discussions et conclusion

Le protocole exposé dans cette section compare deux méthodologies d'évaluation de la maniabilité (approche **MUA** et **2MR**). La première méthodologie (**MUA**) utilise une adaptation de l'échelle de Cooper-Harper et de l'échelle CAHQRS au contexte du vélo. Cette méthodologie a permis d'évaluer subjectivement la maniabilité des conditions expérimentales proposées aux participants. Plus spécifiquement, cette méthodologie évalue un niveau de maniabilité sur une échelle absolue et unidimensionnelle mêlant performance et charge de travail. L'analyse des résultats a mis en évidence un effet quadratique de la vitesse suggérant un minimum de charge de travail à allure *Confort*, c'est à dire autour de 2,5 m/s. Cette vitesse de maniabilité optimale est très certainement dépendante des conditions expérimentales, notamment de la tâche choisie. Cette approche subjective unidimensionnelle n'apporte finalement pas une description très fine des mécanismes conduisant à l'effet quadratique.

Un autre effet recherché par le modèle de régression était celui du design du véhicule sur le niveau de maniabilité. En pratique, aucun effet significatif du design n'a été identifié. Ce résultat peut sembler surprenant à première vue car les deux vélos ont des designs radicalement différents. Cependant il conforte l'idée que la maniabilité résulte d'une interaction complexe entre de nombreux paramètres de design et que des niveaux de maniabilité équivalents peuvent être atteints par des designs différents.

Au delà des résultats, un certain nombre de retours d'expérience des participants et des expérimentateurs peuvent permettre de nourrir la discussion. Tout d'abord il a été évoqué par certains participants que l'échelle unidimensionnelle (imposant une évolution conjointe de la performance et de la charge de travail) semblait contradictoire. Sur la base de leur perception, la dégradation de la performance et l'augmentation de la charge de travail n'allaient pas systématiquement de paire.

Ensuite, les expérimentateurs ont pu observer un effet d'ancrage à travers l'usage qui était fait de l'échelle. En effet, en se sentant progresser à chaque tour, les participants

avaient tendance à marquer cette amélioration en descendant d'un niveau par rapport au précédent. L'échelle étant constituée de dix niveaux, il arrivait que les participants atteignent le bas de celle-ci sans cohérence avec la description du niveau. Enfin, il est intéressant de rappeler que les échelles aéronautiques sont initialement dédiées à des pilotes professionnels disposant d'une expertise importante tant dans la connaissance du véhicule que dans le pilotage de ces derniers. Au regard des observations précédentes, l'usage de ces échelles est potentiellement inadapté à l'évaluation d'un véhicule par des non experts.

La seconde méthodologie utilisée dans cette section, la **2MR**, constitue la contribution originale de ce chapitre. Elle repose sur une évaluation de l'hypothèse d'indépendance puis une mesure multidimensionnelle relative de la charge de travail évaluant des variations de celle-ci lors de transitions.

L'évaluation de l'hypothèse d'indépendance a nécessité le développement d'une méthode de mesure automatisée de la performance. Cette méthode fera l'objet d'une publication (abstract) dans le *Multidisciplinary Biomechanics Journal* et d'un poster au (prochain) congrès 2024 de la Société de Biomécanique<sup>5</sup>. Les mesures permises par celle-ci ont mis en évidence la validité de l'hypothèse d'indépendance dans le cas où la tâche est considérée dans son ensemble. En revanche, une analyse plus fine (disponible en annexe 2.C, page 89) a mis en évidence que la vitesse a également un effet quadratique sur la performance en ligne droite. De même, un léger effet design existe si les segments du circuit sont pris individuellement. Il est en effet observé que l'*Omnium* est avantageux pour la ligne droite mais désavantageux pour accomplir le slalom. Cet effet est très probablement en interaction avec la vitesse mais l'étude de cette question nécessite plus de points de mesure. Ces questions d'adéquation entre le design du véhicule et la manoeuvre à réaliser font appel à la notion de manoeuvrabilité (1.2.1.1, page 34), jusqu'ici très peu abordée dans la littérature vélo et qui ne sera pas traitée dans le cadre de ce manuscrit. Toutefois la question de la manoeuvrabilité a été évoquée dans un poster présenté au congrès *Bicycle and Motorcycle Dynamics* à l'automne 2023 à TU Delft<sup>6</sup>. Ce poster présente des analyses plus poussées des données du protocole **MUA** et suggère que la stabilité et la manoeuvrabilité sont des explications possibles à l'effet quadratique de la vitesse.

Suite à la validation de l'hypothèse d'indépendance, les transitions incluses dans la procédure **MUA** ont permis de mettre en évidence un effet de la vitesse et un effet du design du vélo. L'effet vitesse détecté avec la méthodologie **2MR** est très semblable à celui détecté avec la méthodologie **MUA**. Cependant, en plus de l'effet quadratique, la méthodologie **2MR** a permis de mettre en évidence que la faible maniabilité à basse vitesse était caractérisée par un niveau important de l'ensemble des items de charge de travail. En revanche, au delà de l'optimum de maniabilité, la faible maniabilité est caractérisée par une charge mentale et temporelle importante. Cette information rendue possible par la mesure **2MR** indique que les composantes de la charge de travail ne sont

---

5. Development of an automatic method for quantifying the performance of a bicycle path-following task using computer vision, Ronné et al. 2024

6. Bicycle handling quality perception : mixed effect of stability and maneuverability, Ronné et al. 2023 DOI : 10.13140/RG.2.2.23447.59048

pas les même en fonction de la vitesse. Ce résultat suggère que les mécanismes agissant sur la charge de travail varient selon la gamme de vitesse. Il est également notable que l'écart de maniabilité entre la condition *Lente* et *Confort* est de l'ordre du double de l'écart de maniabilité entre la condition *Confort* et *Rapide*. Ce résultat diffère de celui obtenu avec la régression de la procédure **MUA**, où les conditions *Lente* et *Rapide* avaient des effets semblables par rapport à la condition de référence (*Confort*). Enfin, la méthodologie **2MR** diffère de la méthodologie **MUA** par sa capacité à détecter un effet design significatif. En effet, la mesure relative de maniabilité a mis en évidence qu'à allure de *Confort*, le *Strida* avait une maniabilité plus grande que l'*Omnium*. L'écart entre les deux designs est faible (de l'ordre de 0,2) au regard des autres écarts mesurés par la méthode (0,34 à 1,23). Il repose sur une différence de demande temporelle et d'effort.

Ainsi ce résultat supplémentaire obtenu avec la procédure **2MR** suggère que la méthodologie proposée dans ce chapitre est plus sensible que la méthodologie **MUA**. D'un point de vue pratique, la procédure **2MR** s'est montrée moins coûteuse en nombre d'essais (7 contre 20), permettant malgré le plus grand nombre de questions de réduire le temps d'expérience (35 contre 60 minutes).

### Conclusion

Ce second protocole (**UGE**) disposait de trois objectifs. Tout d'abord de comparer la mesure **2MR** avec une mesure plus classique de maniabilité (**MUA**). Les résultats ont mis en évidence que la mesure **2MR** était plus sensible que la mesure **MUA** pour ce qui était de l'effet design. Cette même mesure s'est également montrée plus explicative des différences de maniabilité entre les "basses" et les "hautes" vitesses. Ce résultat a permis de répondre au second objectif : investiguer l'effet de la vitesse sur la maniabilité. Il a en effet été montré que celle-ci a un effet quadratique sur la maniabilité et que la charge de travail à "basse" et "haute" vitesse ne repose pas sur les mêmes composantes. Ces résultats sont originaux pour la littérature vélo et font l'objet de l'écriture d'un article scientifique. Enfin, les mesures subjectives et cinématiques acquises durant le protocole **UGE** ont pu compléter la base de donnée **BaDMania** dont l'étude fera l'objet des deux prochains chapitres.

## 2.4 Synthèse du chapitre

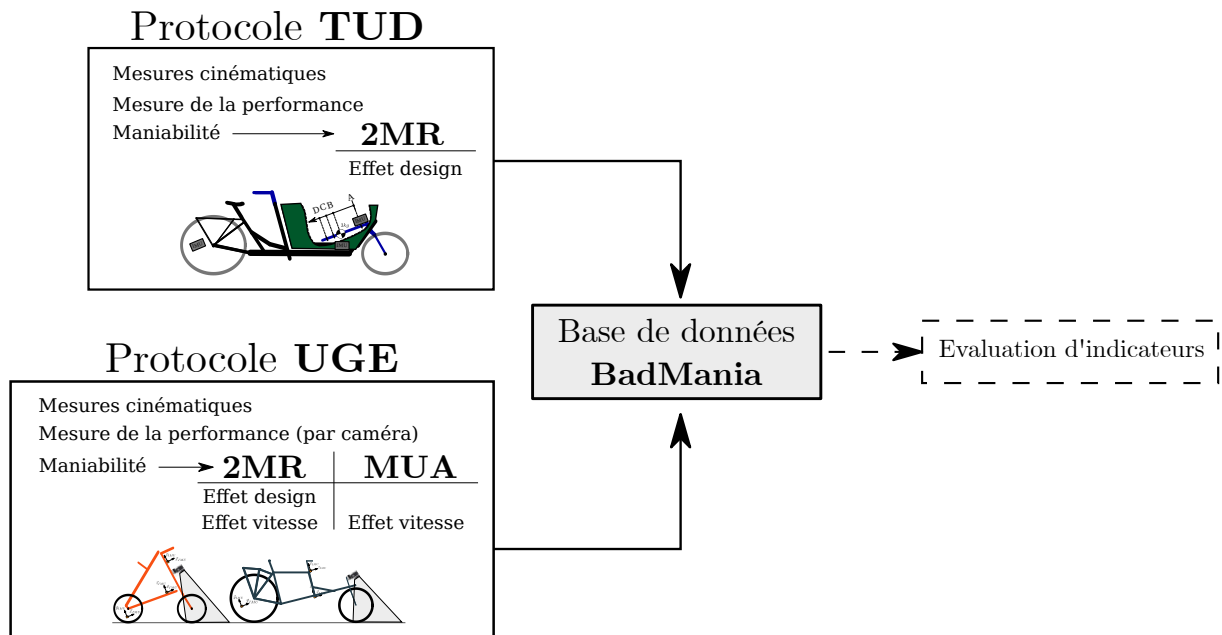


FIGURE 2.12 – Synthèse graphique du chapitre. La méthodologie **2MR** a été appliquée dans deux protocoles différents (**TUD** et **UGE**). Dans le cas du protocole **UGE**, la méthodologie **2MR** a été comparée à une méthodologie existante (**MUA**). Les mesures de maniabilité obtenues lors des deux protocoles ont été complétées par des mesures cinématiques des vélos et d'une mesure de la performance. Ce ensemble forme une base de données (**BadMania**) qui sera utilisée par la suite pour évaluer des indicateurs de maniabilité.

### Bilan méthodologique

Ce chapitre repose sur un constat émanant de l'état de l'art : l'absence d'une méthodologie standard pour évaluer la maniabilité des vélos. Cette lacune constitue un obstacle à l'évaluation des vélos ainsi qu'à la compréhension de la dynamique des véhicules dans une perspective de maniabilité. Pour remédier à cette situation, une contribution originale a été proposée à travers une nouvelle méthode de mesure de la maniabilité. Cette mesure s'appuie sur le NASA-TLX, un questionnaire reconnu dans la littérature pour mesurer la charge de travail d'une tâche. Cette mesure a été adaptée afin de limiter certains biais psychologiques, tels que l'effet d'ancrage, documenté comme un facteur limitant (Hart, 2006). L'apport original de cette approche est son caractère relatif et multidimensionnel justifiant son acronyme **2MR** (Mesure Multi-dimensionnelle Relative de maniabilité). Cette mesure a été intégrée à une méthodologie qui propose un cadre d'utilisation permettant d'aboutir à une évaluation de la maniabilité de différentes conditions expérimentales.

Après avoir exposé en détail cette nouvelle méthodologie, deux protocoles (**TUD** et **UGE**) ont été présentés pour évaluer et comparer la méthodologie **2MR**. Dans le protocole **TUD**, il a été démontré que face à d'importantes variations de design de vélo, la méthodologie **2MR** était capable de mettre en évidence des effets de variation de la maniabilité. Les mesures obtenues avec la **2MR** ont permis de mettre en évidence un lien clair entre un paramètre physique du design du vélo est les items de charge de travail. Ce type de résultat est rare dans la littérature des biporteurs.

Un deuxième protocole (**UGE**) a été mis en place pour évaluer la méthode dans des conditions plus réalistes. Il a aussi été l'occasion de la comparer à une approche existante dans la littérature, basée sur une mesure unidimensionnelle et absolue de la maniabilité (méthodologie **MUA**). Il a été démontré que dans les conditions expérimentales testées, la méthodologie **2MR** se révélait plus sensible pour détecter les variations de maniabilité.

D'un point de vue pratique, il serait pertinent d'utiliser un questionnaire impliquant moins d'interventions des expérimentateurs. En effet, cela permettrait de se prémunir encore d'avantage de la potentielle influence de ces derniers sur les réponses des participants. L'évaluation de l'amplitude de variation demande à être améliorée. L'utilisation d'une interface visuelle et interactive (écran ou support réglable) simplifierait et standardiserait cette estimation.

## Bilan des nouvelles connaissances

Au delà de la contribution méthodologique, ce chapitre a présenté de nouvelles connaissances sur la maniabilité des vélos. Premièrement, l'effet quadratique de la vitesse sur la maniabilité, est un effet qui n'avait pas encore été clairement identifié dans la littérature vélo. Cette observation, encore très peu documentée dans ce cas précis ouvre des perspectives dans l'étude de la maniabilité. En effet, elle apporte une information utile pour l'évaluation de la validité des métriques d'objectivations de la maniabilité devant en tout état de cause reproduire : il sera attendu que ces métriques fassent ressortir cet effet quadratique. Elle est d'autant plus riche que la mesure **2MR** permet de décrire la maniabilité par composante de la charge de travail. Ensuite il est intéressant de noter qu'il a été possible à deux reprise d'évaluer la maniabilité à performance constante. La validation de l'hypothèse d'indépendance a permis de simplifier l'agrégation des mesures de charge de travail. Au regard de l'analyse par segment de la performance, la validité de l'hypothèse d'indépendance ne semble pas systématique et nécessite d'être vérifiée notamment pour l'effet vitesse. Le même modèle a mis en évidence un fort effet d'apprentissage et un effet d'expertise. Ces résultats suggèrent des mécanismes transitoires de la maniabilité qui dépassent les connaissances disponibles à ce jour sur le sujet. Cet aspect de la maniabilité, non abordé dans cette thèse ouvre de nombreuses perspectives de recherche notamment celle de l'apprentissage de la conduite d'un nouveau vélo ou du vélo de manière générale. Enfin, l'accès à différentes composantes de la charge de travail est un apport riche pour le développement des méthodes prédictives notamment numériques. Cette connaissance peut permettre

de cibler d'avantage les grandeurs et phénomènes à intégrer dans les modèles et les indicateurs prédictifs.

## Recommandations pour l'évaluation de la maniabilité des vélos

Ces travaux méthodologiques permettent de formuler plusieurs recommandations au sujet de l'évaluation subjective de la maniabilité des vélos.

- **Utiliser la méthodologie 2MR.** Les résultats de ce chapitre ont montré que la méthodologie **2MR** est adaptée pour mesurer la maniabilité relative de plusieurs conditions expérimentales (effet design et effet vitesse) et s'avère moins gourmande en essais que l'approche **MUA**.
- **Évaluer l'hypothèse d'indépendance de la performance et de la charge de travail.** Les cas rencontrés dans ce chapitre n'ont pas nécessité d'agréger les mesures de charge de travail et de performance hors de l'hypothèse d'indépendance. Cependant à l'heure actuelle il n'est pas garanti que selon la tâche et le vélo considéré, cette hypothèse soit systématiquement vraie. La méthodologie propose dans ce cas une règle d'agrégation étendue (section 2.2.1.1, page 55).
- **Inclure une phase d'apprentissage.** Inclure un apprentissage dans le protocole permet de débiter le processus d'apprentissage de la tâche et du vélo. Évaluer la vitesse d'apprentissage avec le niveau de performance permet d'estimer le temps nécessaire aux participants pour s'approcher de leur performance maximale. Ainsi réaliser des pré-tests sur des participants à faibles expertises augmente les chances de valider l'hypothèse d'indépendance lors vrais tests. Cette phase est également bénéfique pour compenser de potentielles vitesses d'apprentissage différentes entre les vélos.
- **Construction des séquences** L'usage de séquence randomisées et équilibrées permet de compenser d'éventuels effets d'ordre ainsi que les effets d'apprentissage restants. Construire les séquences en limitant la répétition des transitions déjà évaluées réduit la durée de la procédure expérimentale et limite la fatigue des participants.
- **Opter pour une expérience à l'aveugle.** Lorsque cela est possible, utiliser un protocole en simple aveugle permet de réduire les risques de biais liés aux *a priori* des participants.

En outre, les protocoles présentés dans ce chapitre ont permis de créer une riche base de données (**BaDMania**) incluant des mesures cinématiques des vélos, des mesures de la performance et des mesures de maniabilité. Ces données seront précieuses pour l'évaluation des indicateurs numériques et expérimentaux de maniabilité. Il a en effet été montré dans l'état de l'art que ces indicateurs manquent de validation expérimentale. L'enjeu de validation de ces indicateurs est de pouvoir développer des méthodologies d'évaluation plus objectives et palliant aux limites des approches par ressentis du pilote. En effet, les principales limites de ces approches subjectives résident dans :



- la variabilité des mesures subjectives,
- le caractère ponctuel des mesures de ressenti,
- la difficulté d'observer les effets transitoires rapides,
- le besoin de dépasser les seuils de perception,
- la difficulté de mettre en place un protocole en simple aveugle.

L'évaluation des approches d'objectivation basées sur la cinématique des vélos sera l'objet du chapitre suivant.

## 2.A Résultats de l'étape E1.2 : hypothèse d'iso-vitesse

L'étape **E1.2** avait pour objectif d'évaluer que la configuration n'avait pas eu d'effet sur la vitesse moyenne des essais. Il est en effet hautement suspecté que la vitesse puisse jouer un rôle dans la charge de travail, ce qui aurait pu introduire un biais. Pour évaluer cette hypothèse d'iso-vitesse entre les configurations, une ANOVA a été réalisée sur l'ensemble des tours réalisés lors du protocole **TUD**. Les résultats sont présentés dans le tableau 2.A.1, ils montrent que la configuration (*CONFIG*) n'a pas d'effet sur la vitesse moyenne au tour. Ainsi l'hypothèse d'iso-vitesse est validée.

	SCE	DDL	F	p
CONFIG	0,20	3,00	0,95	0,42
Résidus	5,87	84,00		

TABLEAU 2.A.1 – Résultats du test ANOVA sur les vitesses moyennes des essais. Le test met en évidence que la configuration du vélo n'a pas d'effet sur la vitesse moyenne de l'essai. SCE : Somme des carrés des écarts. DDL : degrés de liberté. F : valeur du seuil de rejet. p : valeur p.

## 2.B Liens entre la position de la masse et la charge de travail

En complément des traitements des données réalisés dans le protocole **TUD**, la régression linéaire d'équation 2.5 a été utilisée sur les  $\Delta R_{i,p}^j$ . Il s'agissait d'évaluer la

variabilité explicable par la variation de la propriété physique qui constitue les transitions ( $\Delta X$ ) mais aussi d'inclure la variation de vitesse entre deux essais successifs  $\Delta U$ . Il est en effet suspecté que la vitesse joue un rôle dans la charge de travail en plus de l'effet du design. De manière général, il s'agit d'établir si il existe un lien clair entre la variation d'un paramètre de design du vélo et la charge de travail ressentie par les cyclistes. Ce type de résultat est très rare dans la littérature. Un modèle linéaire a été ajusté par régression des moindres carrés pour chaque item de la méthodologie **2RM**. Les résultats sont présentés dans le tableau 2.B.1. Ces derniers mettent en évidence, que les deux variables sont systématiquement significatives. Le signe positif du coefficient devant  $\Delta X$  indique, conformément aux mesures subjectives, qu'un éloignement de la masse provoque une augmentation de la charge de travail. *A contrario* le signe négatif du coefficient devant  $\Delta U$  indique qu'une augmentation de la vitesse engendre une diminution de la charge de travail. Pour rappel, il s'agit ici de variations de vitesses autour de 5 *km/h* (la vitesse de consigne), c'est à dire dans une gamme de vitesses faibles. Ce modèle sans biais (car uniquement basé sur des variations) permet d'expliquer entre 49 et 66% de la variance des mesures subjectives selon l'item considéré. Les coefficients, comme les  $R^2$ , sont tous relativement proches quelque soit l'item considéré. Cette observation d'un effet vitesse montre que cette variable peut jouer un rôle potentiellement important dans la charge de travail. Ce résultat incite à investiguer davantage son effet sur la charge de travail et la performance.

$$\Delta R_i = a_i \Delta X + b_i \Delta U + \epsilon_i \quad (2.5)$$

Items	$R^2$	$\Delta X (m^{-1})$	$\Delta U (s.m^{-1})$
Demande mentale	0,55	2,19**	-1,19*
Demande physique	0,58	2,44**	-0,99*
Demande temporelle	0,49	2,10**	-1,12*
Effort	0,66	2,64**	-0,94*
Frustration	0,56	2,39**	-1,18*

TABLEAU 2.B.1 – Résultats du modèle de régression linéaire d'équation 2.5.

## 2.C Suppléments sur la mesure de performance par caméra

### 2.C.1 Montage expérimental

Une caméra GoPro Hero 3 a été montée sur le guidon des vélos, orientée de manière à capturer la roue avant et le sol dans son champ de vision. Les paramètres de la caméra ont été réglés sur une résolution de 1920x1080 pixels et une fréquence d'acquisition de

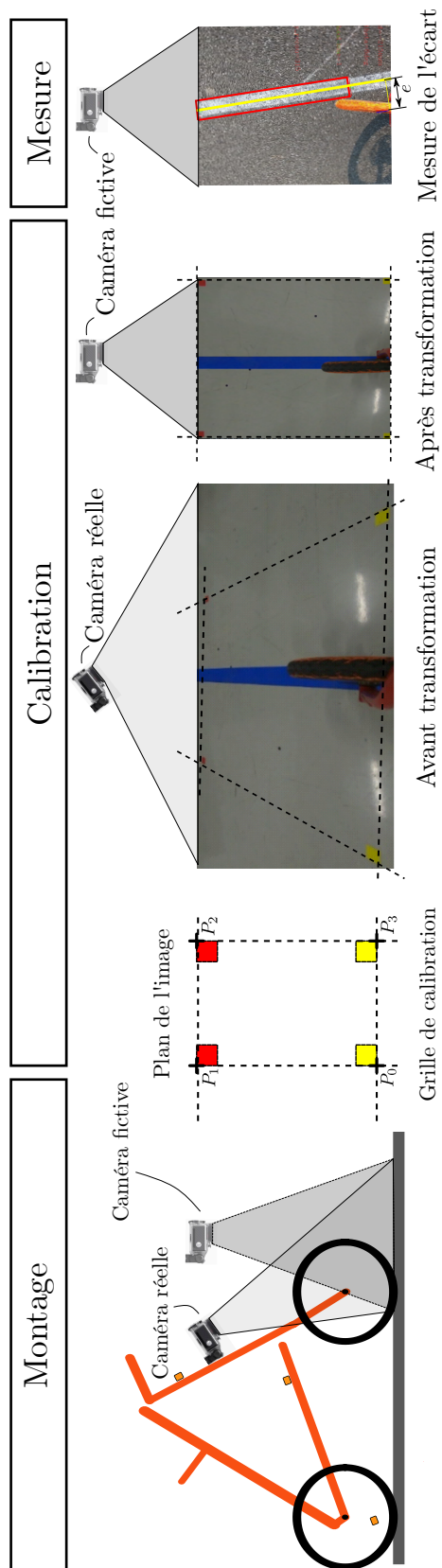


FIGURE 2.C.1 – Mesure du niveau de performance par caméra. La mesure de la performance est permise par une image de la roue et du sol prise depuis une caméra fixée sur la direction. La perspective est corrigée par une transformation homographique obtenue par calibration.

60 Hz. Le mode "fisheye" a été désactivé, tout comme la stabilisation automatique. Les différentes étapes de la méthode sont illustrées dans la figure 2.C.1.

## 2.C.2 Calibrage de l'homographie

L'objectif de cette étape est de transformer les images capturées par la caméra en une représentation calibrée du sol vue d'en haut. Pour ce faire, une image statique est capturée, avec le vélo en position verticale et le guidon droit, montrant une grille d'étalonnage de dimensions connues dessinée sur le sol. Les coordonnées en pixels des extrémités de cette grille sont ensuite déterminées sur l'image. En utilisant les coordonnées réelles des extrémités de la grille, une matrice de transformation homographique est calculée. Cette matrice permet de convertir l'image d'étalonnage en une vue du dessus calibrée. Cette vue calibrée est ensuite utilisée pour identifier l'axe de la roue dans l'image, ainsi que le plan de symétrie de la roue. L'intersection de ces deux entités fournit le point de contact de la roue avant avec le sol (Q), ce point est fixe dans le repère de la direction.

## 2.C.3 Détection de ligne

Les vidéos sont d'abord découpées en une série d'images, chacune étant ensuite systématiquement transformée à l'aide du processus d'homographie. Ces images, initialement au format RGB, sont converties en format HSV. À partir de là, des seuils haut et bas sont empiriquement définis pour chaque composante HSV, permettant un filtrage sélectif pour isoler les pixels de la ligne blanche dans l'image. Une fois isolés, ces pixels sont assignés à la valeur 1 dans une image monochromatique, tandis que les autres pixels sont mis à 0.

Ensuite, un algorithme de détection des contours (`findContours` d'OpenCV) est appliqué pour identifier les groupes de pixels appartenant à la ligne blanche. Parmi ces groupes, celui présentant la plus grande surface est sélectionné. Pour obtenir une approximation géométrique de la ligne dans l'image, un algorithme "boxing" (circonscription rectangulaire) est utilisé (`minAreaRect` d'OpenCV) pour dessiner le rectangle de plus petite surface encadrant les pixels de la ligne.

Enfin, pour déterminer la distance entre le point de contact de la roue et le centre de la ligne blanche, le nombre de pixels entre l'axe du rectangle détecté et le point Q est calculé. Cette mesure finale représente la distance sur l'image entre l'axe du rectangle et le point Q. L'ensemble du code a été développé sous Python 3.8 .

## 2.C.4 Post-traitement

Le post-traitement avait pour objectif de corriger les discontinuités du signal produite par une mauvaise détection de la ligne par l'algorithme de reconnaissance. Aussi le post-traitement a servi à prendre en compte de manière équitable les "grands écarts" à la ligne. Ces "grands écarts" sont les situations dans lesquelles les écarts sont tels que la ligne est hors du champ de vision de la caméra. Les différences de géométrie des vélos implique que le champs de vision n'est pas le même pour les deux vélos. Pour éviter un traitement inéquitable des "grands écarts", un seuil de dépassement commun a été fixé. Ce seuil est défini comme la plus petite demie largeur de champ de vision entre les deux vélos, soit 50 cm. Ainsi au delà de ce seuil, l'écart reste saturé à 50 cm sur une distance arbitraire de 3 mètres. Cette distance, de l'ordre de grandeur de la distance nécessaire à revenir proche de la ligne, joue le rôle de pénalité.

## 2.C.5 Évaluation de la méthode

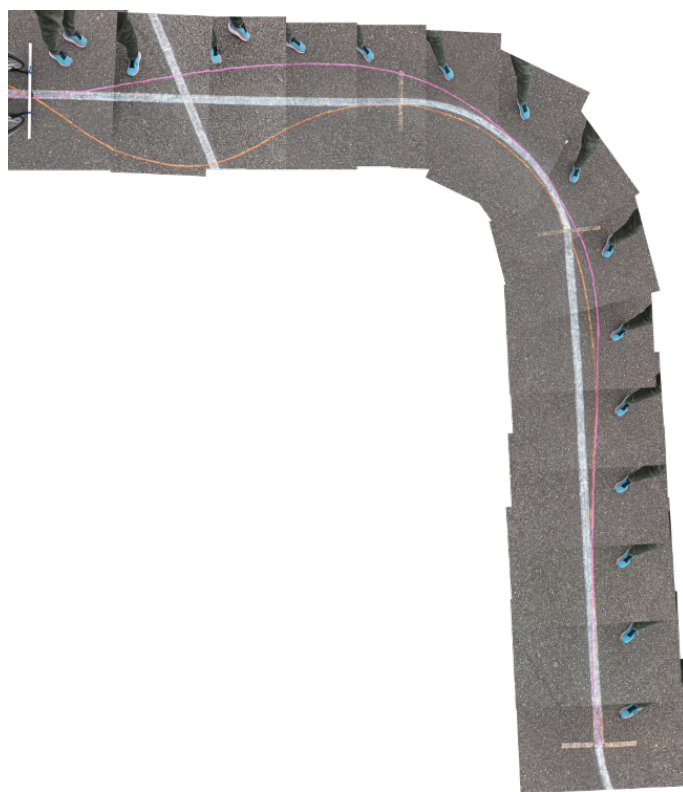


FIGURE 2.C.2 – Vue aérienne permettant de reconstruire la trajectoire de la roue avant des vélos. Ces roues ont été recouvertes de peinture fraîche afin de laisser une trace sur le sol. Une fois pointée manuellement sur le logiciel Kinovea, la version numérisée de la trajectoire sert de mesure comparative pour évaluer la méthode de mesure de performance par caméra.

Cette méthode suppose que la matrice de transformation varie peu même lorsque les angles de roulis et de braquage du vélo varient. Afin d'évaluer l'accord de cette mesure de distance avec une approche manuelle, une acquisition vidéo d'une tâche de suivi de ligne a été effectuée. Dans cette tâche, la roue avant du vélo était recouverte de peinture fraîche, suivant initialement une ligne droite puis effectuant un virage à gauche. La trace de peinture laissée par la roue a été ensuite numérisée à l'aide de photos aériennes fusionnées. À partir de ces images, la trajectoire de la roue avant ainsi que la ligne blanche ont été numérisées manuellement par un opérateur, en pointant à des intervalles de distance réguliers, d'environ 10 centimètres. Ensuite, la trajectoire a été convertie en distance par rapport à la ligne blanche. L'accord de la mesure par caméra par rapport à une mesure manuelle avec de la peinture fraîche a été évalué avec une méthode de Bland-Altman. La *limit of agreement* à 95% obtenue est de  $0,75 \pm 4,9$  cm. Ces résultats présentent un très faible biais et une variabilité d'erreur de quelques centimètres. Cette variabilité est probablement due au fait que la transformation de l'homographie devient inexacte lorsque le vélo n'est pas en position verticale. Dans une évolution future de la méthode, celle-ci devrait prendre en compte l'angle de roulis et l'angle de braquage pour corriger la matrice de calibration. L'utilisation d'un réseau de neurone pour la détection de la ligne notamment en virage pourrait permettre une amélioration significative de la méthode.

## 2.C.6 Résultats supplémentaires

Les résultats complets du modèle de régression sur l'indicateur de performance du protocole **UGE** sont présentés dans le tableau 2.C.1. En plus des résultats pour le parcours complet, un découpage par segment est proposé. La constante du modèle est de l'ordre d'une dizaine de centimètre. Ce niveau de performance de base permet de donner une référence pour comparer les autres effets. Certains effets non significatifs pour le parcours dans son ensemble ressortent comme significatifs lorsque l'indicateur de performance est découpé par segment du circuit. Concernant l'effet design, l'*Omnium* présente un niveau de performance plus élevé (indicateur plus faible 0,6 cm) que le *Strida* lors de la ligne droite. Ce résultat s'inverse pour ce qui est du virage gauche et du slalom (+1,8 et +0,7 cm). Le virage droit présente des résultats différents du fait qu'il comporte la phase de décélération et d'arrêt en fin de parcours. Toutefois il doit être remarqué que l'effet design, si il existe dans certaines conditions, est très faible notamment par rapport à largeur de ligne de 10 cm. Ainsi l'hypothèse d'indépendance au regard de l'effet design est valable. La vitesse est un facteur plus important que le design du vélo dans le cas présent. Il est plus facile d'évaluer l'effet de la vitesse sur la figure 2.C.3 qui représente les essais en ligne droite. La vitesse provoque des variations de l'ordre du centimètre sur la plage de vitesse considérée. La plus grande source de variabilité dans l'indicateur de performance est la variable d'apprentissage et d'expertise. Il est en effet observé que ces variables combinées peuvent faire varier le niveau de performance de l'ordre de la dizaine de centimètre.

Segment	$R^2$	Const.	$O/S$	$U$	$U^2$	$e^{-ESSAI}$	$EX$
Parcours complet	0,29	14,2**	0,3	-0,4	0,2	6,3**	-1,3**
Ligne droite	0,41	16,1**	-0,6*	-2,2*	0,4*	10,2**	-1,6**
Virage gauche	0,15	13,0**	1,8**	3,0	-0,4	2,2	-1,9**
Slalom	0,20	12,6**	0,7*	-0,6	0,4	4,6*	-0,7*
Virage droite	0,12	11,6**	0,7	3,8*	-0,6	3,7	-1,8**

TABLEAU 2.C.1 – Résultats supplémentaires du modèle statistique de l'indicateur de performance ( $|d_{Q/ligne}|$  (cm)) pour le protocole **UGE**. Les effets positifs des variables sur l'indicateur sont notés "+" tandis que les effets négatifs sont notés "-". La significativité des effets est codifiée de la manière suivante : \* ( $p < 0,5$ ) et \*\* ( $p < 0,001$ ).

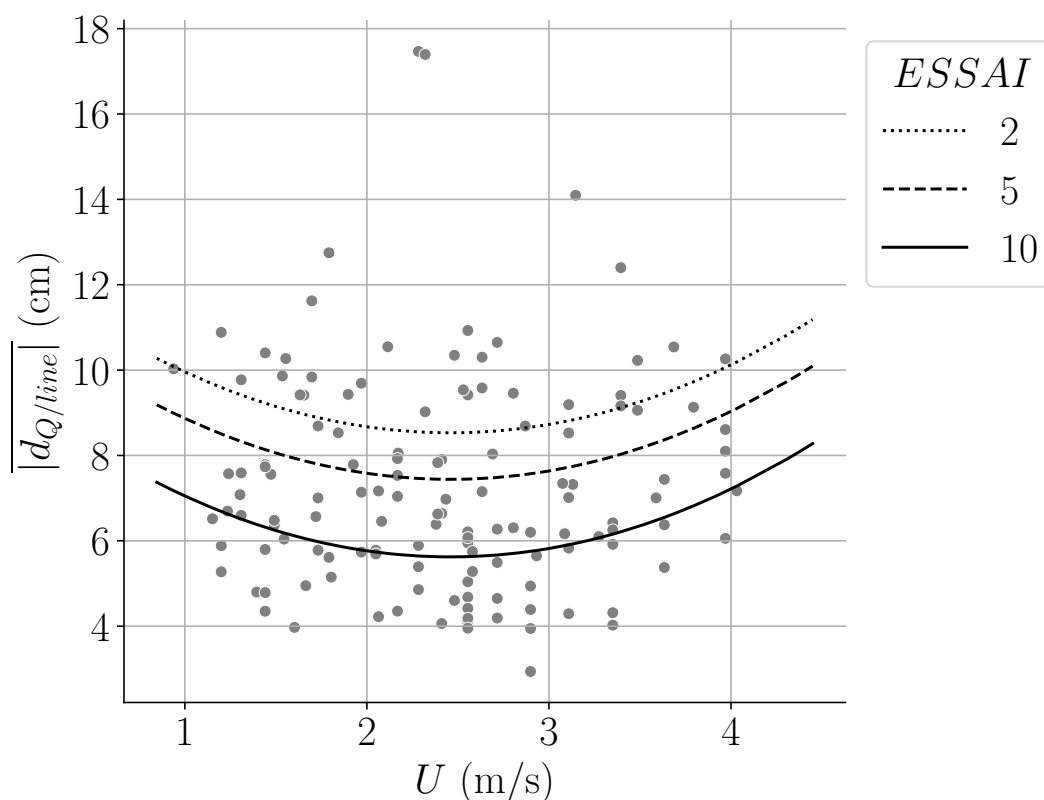


FIGURE 2.C.3 – Indicateur de performance calculé en ligne droite lors de la tâche de suivi de ligne du protocole **UGE**. Chaque point représente la performance réalisée sur un essai en fonction de la vitesse moyenne sur le tour. Les trois lignes représentent le modèle statistique de la Table 2.4, évalué en  $ESSAI = 2, 5, 10$ .





## CHAPITRE 3

# ÉVALUATION EXPÉRIMENTALE D'INDICATEURS CINÉMATIQUES DE CHARGE DE TRAVAIL

---

3.1	Introduction . . . . .	96
3.1.1	Enjeux d'objectivation de la charge de travail . . . . .	96
3.1.2	Présentation des indicateurs cinématiques et de leurs validités . . . . .	96
3.1.3	Objectifs du chapitre . . . . .	97
3.2	Outils et Méthodes . . . . .	99
3.2.1	Mesure de la cinématique des vélos . . . . .	99
3.2.2	Signaux d'état des biporteurs . . . . .	100
3.2.3	Indicateurs cinématiques évalués . . . . .	102
3.2.4	Évaluations des indicateurs . . . . .	105
3.3	Résultats . . . . .	107
3.3.1	Effets des paramètres expérimentaux sur les indicateurs expérimentaux . . . . .	107
3.3.2	Performances prédictives des indicateurs expérimentaux . . . . .	109
3.4	Discussion et conclusion . . . . .	115
3.5	Synthèse du chapitre . . . . .	117
3.A	Proposition d'une méthode d'estimation de l'angle de braquage sans intégration . . . . .	119
3.B	Résultats supplémentaires sur la performance prédictive des indicateurs cinématiques . . . . .	120

---

## 3.1 Introduction

### 3.1.1 Enjeux d'objectivation de la charge de travail

Comme présenté dans le chapitre précédant, l'évaluation de la maniabilité repose sur une mesure conjointe de la performance et de la charge et de travail. Cette dernière est souvent la mesure discriminante pour évaluer la maniabilité. Cependant, comme montré dans le chapitre deux, la mesure de la charge de travail à partir de mesures de ressentis est contraignante. Les procédures d'évaluation nécessitent en effet de nombreuses précautions méthodologiques pour limiter certains biais (randomisation, équilibrage, protocole en aveugle etc.). Malgré ces efforts, certains biais ne sont pas évitables et les mesures obtenues restent très variables. Enfin la nature même des mesures de ressentis implique des limites supplémentaires :

- elles ne permettent pas une mesure instantanée et en continue de la charge de travail,
- elles dépendent d'une forme de synthèse des perceptions durant la tâche,
- elles dépendent de seuils de perception encore inconnus dans notre domaine,
- elles sont relatives au contexte expérimental.

En résumé, l'estimation de la charge de travail par des méthodes objectives et permettant une analyse en continue est souhaitable.

Pour palier ces limitations, la littérature propose des indicateurs objectifs basés sur des mesures expérimentales. L'état de l'art a mis en évidence qu'il pouvait s'agir de mesures physiologiques, des actions de contrôle ou de l'état du vélo. Les mesures de l'état du vélo sont parmi les plus répandues dans la littérature et notamment celles basées sur la cinématique du vélo. Les mesures cinématiques du vélo étant facilitées par le développement des centrales inertielles qui rendent l'instrumentation légère, rapide, modulable et peu chère.

**Cependant la validité des indicateurs cinématiques proposés (leur capacité à représenter la charge de travail) n'a pas encore été clairement établie dans la littérature.** La section suivante propose un état des lieux des indicateurs cinématiques et de leur niveau de validité actuel.

### 3.1.2 Présentation des indicateurs cinématiques et de leurs validités

Les indicateurs expérimentaux recensés dans l'état de l'art ont jusqu'ici été très peu évalués. La plupart des articles ont introduit pour les besoins de l'étude de nouveaux indicateurs sans analyser leur validité. Dans cette section, la validité des indicateurs

cinématiques est analysée selon deux niveaux. Le premier niveau est celui de la validité de construit : l'indicateur considéré est-il cohérent avec la définition de la maniabilité ? Le second niveau est la validité de convergence : l'indicateur considéré présente-il des évolutions expérimentales cohérentes avec la maniabilité ?

Les indicateurs vélos de **variabilité** et de **puissance** (voir tableau 1.2, page 41) reposent sur l'hypothèse que des variations de fortes amplitudes des variables du mouvement sont un marqueur de forte charge de travail. La validité de construit de cette hypothèse est forte au regard de travaux aussi bien spécifiques au vélo (Schwab et al., 2013) que très généraux sur le contrôle humain (Todorov, 2004). Ces travaux s'accordent pour dire que l'humain cherche à minimiser sa dépense de contrôle. Plusieurs travaux se focalisant sur la cinématique du vélo tendent à montrer qu'augmenter la vitesse du vélo le stabilise et réduit la variabilité et l'intensité du mouvement (Moore et al., 2010; Cain et al., 2016). Ces observations concordent avec l'hypothèse très répandue que la stabilisation du vélo par un effet vitesse réduit la charge de travail des cyclistes (Schwab et al., 2012a). De la même manière Cain et al. (2016) montre que l'expertise à vélo permet de réduire la puissance de braquage ce qui corrèle également avec la diminution des indicateurs de variabilité. Ces observations permettent de dire que ces indicateurs disposent d'une solide validité de convergence.

Les indicateurs de **corrélation** (voir tableau 1.2, page 41) reposent sur l'hypothèse que la charge de travail est marquée par une covariance spécifique entre les variables d'état du vélo liées au maintien de l'équilibre ( $\delta$  et  $\varphi$ ).

Par exemple, les indicateurs basés sur la vitesse de roulis et de braquage présupposent qu'une faible corrélation ou un faible délai entre ces variables est caractéristique d'une faible charge de travail. Le lien entre une faible corrélation de ces deux variables et une charge de travail faible est peu explicite. Le délai entre ces variables semble d'avantage lié à la charge de travail. Les observations expérimentales de Cain et al. (2016) montrent que ces indicateurs diminuent lorsque la vitesse ou l'expertise augmente. Sur cette base la validité de ces indicateurs repose principalement sur la convergence entre faible charge de travail, expertise et stabilisation par effet vitesse.

Au bilan, l'analyse des études existantes sur les indicateurs cinématiques permet de faire le constat suivant : la plupart des indicateurs sont construits à raison sur l'hypothèse d'une minimisation des actions de contrôle par le pilote. Ces actions de contrôles sont mesurées indirectement à travers la cinématique de la direction du bipporteur (angle, vitesse de braquage). Les données expérimentales en présence confirment les tendances attendues de ces indicateurs. Cependant, l'analyse de validité de ces outils reste très limitée. En effet, les données disponibles sont insuffisantes pour évaluer la capacité de ces indicateurs à prédire la charge de travail et permettre une évaluation de la maniabilité.

### 3.1.3 Objectifs du chapitre

L'absence d'évaluation de la validité prédictive des indicateurs cinématiques limite la confiance qu'il est possible de leur accorder pour l'étude de la maniabilité en tant

que telle ; mais aussi pour l'évaluation de designs lors d'un processus de conception.

L'objectif de ce chapitre est donc d'évaluer la validité prédictive d'une sélection d'indicateurs cinématiques de charge de travail.

Pour réaliser cette évaluation, ces indicateurs doivent être confrontés à une donnée de validation. La base de données **BaDMania**, présentée au chapitre précédent, contient à la fois des mesures cinématiques et des mesures subjectives de charge de travail. Elle permet donc de disposer des mesures nécessaires à l'évaluation de la validité prédictives des indicateurs cinématiques. L'étude présentée dans ce chapitre utilise exclusivement les données relatives de charge de travail (procédure **2MR**). Une autre étude de validation d'indicateurs a été menée sur les données absolues (procédure **MUA**) de la base de données. L'étude en question n'a pas été incluse dans ce manuscrit mais a fait l'objet d'un article dans le journal de la conférence *Bicycle and Motorcycle Dynamics : The Evolving Scholar - BMD 2023, 5th Edition* (Ronné et al., 2023a)

## 3.2 Outils et Méthodes

La base de données **BaDMania** sur laquelle se base cette étude a été constituée à partir des mesures subjectives (relatives : **2MR** et absolues : **MUA**), de performances et cinématiques réalisées dans deux protocoles distincts : **TUD** et **UGE**. Ces deux protocoles ont été présentés dans le chapitre précédant respectivement à partir des pages 51 et 68. Cette section présente plus en détail les aspects méthodologiques liés à l'acquisition par centrales inertielles, le traitement de leurs signaux, les indicateurs inclus et les analyses statistiques permettant l'étude de validité.

### 3.2.1 Mesure de la cinématique des vélos

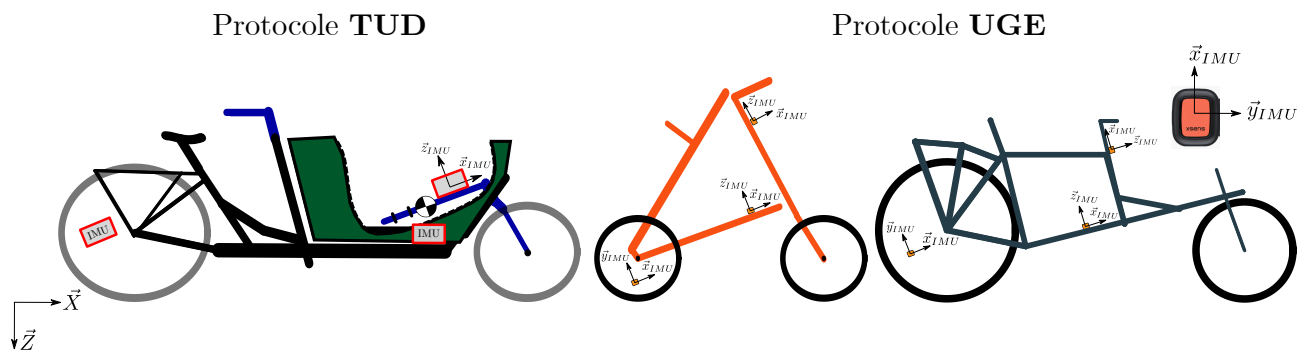


FIGURE 3.2.1 – Rappel de l'instrumentation des vélos expérimentaux sur les deux protocoles. Chaque vélo était équipé de trois centrales inertielles. Les centrales inertielles du protocole **TUD** étaient celles des smartphones dont les mesures (accélérations et vitesses de rotations) n'étaient pas synchronisées. Les centrales inertielles du protocole **UGE** (XSens DOT) étaient synchronisées et mesuraient le champs magnétique en plus de l'accélération et de la vitesse de rotation. Un algorithme de fusion propriétaire a permis d'obtenir les angles de rotation de chaque centrale.

Le principe général de l'analyse du mouvement utilisé dans chaque montage expérimental a été brièvement introduit aux sections 2.2.1.2 et 2.3.1.5 du chapitre précédant. Dans cette sous-section, des précisions supplémentaires sont apportées de manière à souligner les différences méthodologiques entre le protocole **TUD** et **UGE**. La figure 3.2.3 rappelle les trois vélos expérimentaux et la position des centrales inertielles (*IMU*).

Le montage expérimental utilisé dans le protocole **TUD** consistait en trois smartphones, fixés sur le cadre, la direction et la roue arrière du vélo cargo. Chaque smartphone utilisait la centrale inertielle intégrée (via l'application Phyphox) pour mesurer et enregistrer à 200 Hz, de manière indépendante, les accélérations (3 axes) et vitesses de rotation (3 axes) dans le repère local du smartphone. Les axes du smartphone positionné sur cadre coïncidaient avec l'axe longitudinal et vertical du vélo. L'un des axes du smartphone de la direction coïncidait avec l'axe de rotation de la direction. Le smartphone de la roue était placé de manière arbitraire sur la roue. Le démarrage des

acquisitions était manuel et réalisé séquentiellement (les uns après les autres), de ce fait les signaux de mesures n'étaient initialement pas synchronisés.

En ce qui concerne le protocole **UGE**, trois centrales inertielles ont également été utilisées, positionnées sur les mêmes ensembles cinématiques du vélo (direction, cadre et roue). Cependant les repères des capteurs n'ont pas été alignés avec ceux du vélo pour des raisons techniques de fixation sur les tubes. Par conséquent l'orientation de chaque centrale inertielle par rapport aux repères du vélo a été estimée à l'aide de photographies. Cette donnée est d'autant plus importante que les centrales XSens DOT disposent d'un algorithme intégré de fusions des données inertielles (boîte noire) permettant d'estimer l'orientation de chaque centrale inertielle par rapport au repère "Monde". Cette mesure couplée à la correction d'orientation entre le repère des capteurs et ceux du vélo (obtenue via les photos) permet par la suite d'obtenir les orientations du vélo dans le repère "Monde" (angle de roulis, de lacet et de braquage). L'utilisation de centrales inertielles synchronisées a permis de s'affranchir de la tâche de synchronisation des signaux décrite dans la sous-section suivante.

### 3.2.2 Signaux d'état des biporteurs

Les signaux d'état sont les signaux contenant l'évolution des variables d'état du système. Selon les données disponibles, les méthodes employées pour estimer ces variables diffèrent.

Les différentes méthodes utilisées pour construire l'état du système au cours du temps dans les deux protocoles sont détaillées dans le tableau 3.2.1. La méthode de calcul de la vitesse du vélo ( $u$ ), commune aux deux protocoles a préalablement été décrite dans la section 2.2.1.2 du chapitre 1. Les méthodes des vitesses angulaires, également communes aux deux protocoles, reposent sur une correction de l'orientation ( $CdO$ ) du repère du capteur et sur la loi de composition de vitesse ( $CdV$ ). La  $CdO$  utilise les angles mesurés entre le repère des capteurs et ceux du vélo tandis que la  $CdV$  s'appuie sur le fait que le gyroscope de la direction mesure la somme des mouvements du cadre et de la direction. Les orientations du vélo sont soit issues de la fusion des données fournies par le capteur et d'une  $CdO$  (protocole **UGE**), soit obtenues par intégration des signaux (protocole **TUD**). Dans ce dernier cas, l'angle de braquage n'a pas été obtenu par intégration mais à partir d'une contrainte cinématique issue du modèle de Carvallo-Whipple [Meijaard et al. \(2007\)](#) (plus de détails dans l'annexe 3.A). L'utilisation de cette équation pour palier aux défauts des méthodes d'intégrations (dérive), est une proposition méthodologique originale de cette thèse. Elle nécessite l'identification de trois paramètres géométriques, l'empattement  $w$ , la chasse  $c$  et l'angle de douille  $\gamma$ . Les méthodes d'estimation et les valeurs de ces paramètres sont présentées dans le chapitre suivant (respectivement section 4.2.2.1, page 140 et section 4.B, page 169).

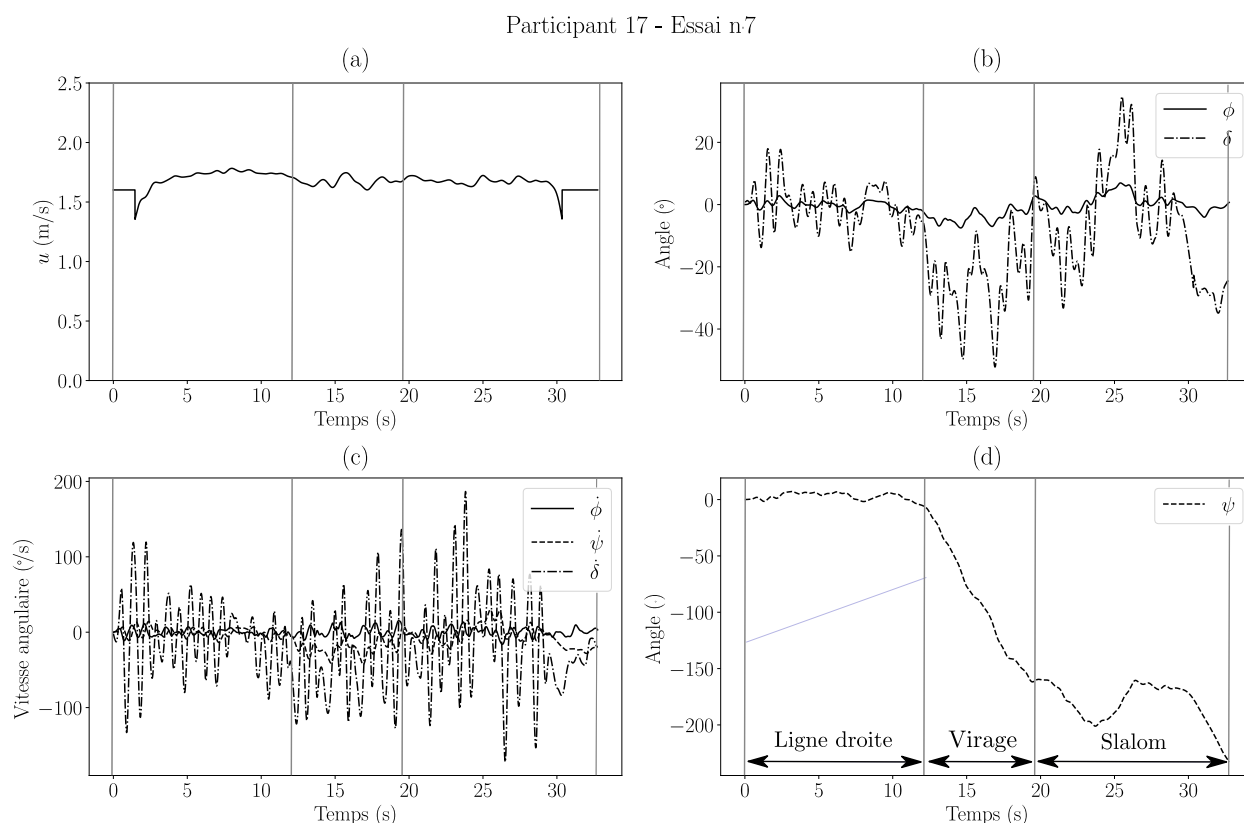


FIGURE 3.2.2 – Exemple de signaux temporels des variables d'état (protocole **TUD**). Essai n°7 du participant 17 avec la configuration B du vélo expérimental. Le graphique (a) présente la vitesse longitudinale du vélo ( $u$ ) qui a été corrigée en post traitement. En effet, en dessous d'un certain niveau, la vitesse instantanée est corrigée par la moyenne de l'essai afin d'éviter la divergence de l'angle de braquage lors de son calcul par fusion. Plus de détails en annexe à la page 119. Le graphique (b) présente l'angle de roulis ( $\phi$ ) et l'angle de braquage ( $\delta$ ) dont les variations de comportement sont qualitativement observables entre les segments (ligne droite, virage et slalom). Le graphique (c) présente de manière analogue les signaux filtrés des vitesses angulaires ( $\dot{\phi}$ ,  $\dot{\delta}$  et  $\dot{\psi}$ ). Le graphique (d) présente l'angle de lacet  $\psi$  obtenu par intégration du signal  $\dot{\psi}$ . Ce signal permet le découpage qualitatif des autres signaux en trois segments.



	Symbole	Protocole TUD	Protocole UGE
Vitesse	$u$	Calibration+RSG	
Vitesses angulaires	$\dot{\delta}$ $\dot{\varphi}$ $\dot{\psi}$	Gyroscopes + $CdO$ + $CdV$ Gyroscope (Cadre) + $CdO$ Gyroscope (Cadre) + $CdO$	
Angles	$\delta$	CC (3.8)	Fusion + $CdO$
	$\varphi$	Intégration	Fusion + $CdO$
	$\psi$	Intégration	Fusion + $CdO$

TABLEAU 3.2.1 – Synthèse des variables d’analyse du mouvement mesurées ou calculées. RSG : Roulement Sans Glissement, CC : Contrainte Cinématique,  $CdO$  : Correction d’Orientation,  $CdV$  : Composition de Vitesse

### 3.2.3 Indicateurs cinématiques évalués

Conformément au périmètre de cette étude, les indicateurs évalués sont basés sur la cinématique du vélo. Le tableau 3.2.2 présente ces indicateurs en trois familles. Les indicateurs suivis d’un astérisque sont des propositions originales, alors que les autres sont issus de l’état de l’art. Les indicateurs originaux seront décrits plus bas.

Famille	Description	Notation
Variabilité du mouvement	Ecart-type du roulis (angle et vitesse)	$\sigma(\varphi), \sigma(\dot{\varphi})$
	Ecart-type du braquage (angle et vitesse)	$\sigma(\delta), \sigma(\dot{\delta})$
	Ecart-type du lacet (angle et vitesse)	$\sigma(\psi)$
	Entropie du roulis (angle et vitesse)*	$\overline{H}(\varphi), \overline{H}(\dot{\varphi})$
	Entropie du braquage (angle et vitesse)*	$\overline{H}(\delta), \overline{H}(\dot{\delta})$
	Entropie du lacet (angle et vitesse)*	$\overline{H}(\psi)$
	Ecart-type des variables de l’axe de Mozzi (position et angle)*	$\sigma(y_{Mozzi}),$ $\sigma(\theta_{Mozzi})$
	Entropie des variables de l’axe de Mozzi (position et angle)*	$\overline{H}(y_{Mozzi}),$ $\overline{H}(\theta_{Mozzi})$
Corrélation des signaux	Retard (V.A.) entre roulis et braquage	$ \tau(\dot{\varphi}, \dot{\delta}) $
	CC entre roulis et braquage	$R^2(\dot{\varphi}, \dot{\delta})$
Puissance des signaux	Puissance de la vitesse angulaire de roulis*	$P(\dot{\varphi})$
	Puissance de la vitesse angulaire de braquage*	$P(\dot{\delta})$
	Puissance de la vitesse angulaire de lacet*	$P(\dot{\psi})$

TABLEAU 3.2.2 – Définition et symboles des indicateurs de maniabilité inclus dans l’étude. \* : indicateurs originaux proposés dans ce chapitre, V.A. : valeur absolue, CC : *cross-correlation*

### Nouveaux indicateurs basés sur l'entropie d'un signal

Dans la famille des indicateurs de variabilité, de nouveaux indicateurs ont été introduits : ceux basés sur l'entropie d'un signal. L'entropie d'un signal  $S$ , notée  $H(S)$ , est une mesure de sa complexité.

Pour un signal, noté  $S$ , considéré comme une variable aléatoire discrète, comportant  $N$  valeurs, notées  $s_n$ , l'entropie de  $S$  s'écrit :

$$H(S) = - \sum_{n=1}^N p_n \ln(p_n) \quad (3.1)$$

où  $p_n$  est la probabilité d'apparition de la valeur  $s_n$ . L'entropie mesure la capacité du signal à prendre des valeurs très différentes : plus sa valeur est grande, moins le signal est prévisible. La non-linéarité de cette mesure est un atout pour rendre compte des phénomènes très variables liés au contrôle humain. En effet, sa pertinence dans de multiples domaines d'application a été soulignée dans [Stergiou \(2018\)](#).

En pratique, les valeurs du signal ont été arrondies à une décimale après la virgule, pour normaliser le nombre de chiffres significatifs, fixant ainsi le nombre de valeurs possibles pour  $S$ . Aussi pour ne pas intégrer un biais lié à la longueur des signaux, l'entropie a été calculée sur 1000 valeurs tirées au sort à l'aide d'une loi uniforme. Ce processus a été répété également 1000 fois pour chaque signal, et la valeur moyenne de l'entropie sur les 1000 essais a été retenue. Finalement la mesure d'entropie sera noté  $\bar{H}$ , pour signifier qu'il s'agit d'une mesure moyenne d'entropie.

### Nouveaux indicateurs basés sur la puissance d'un signal

Les indicateurs de puissance du signal ont été appliqués aux vitesses angulaires. Les nouveaux indicateurs introduits ( $P(\dot{\delta})$ ,  $P(\dot{\varphi})$ ,  $P(\dot{\psi})$ ) reposent sur la validité de construit suivante : une puissance de signal faible pour les vitesses angulaires indique une plus faible dépense de contrôle. La définition utilisée pour la puissance d'un signal  $S$ , notée  $P(S)$ , s'inspire de la puissance d'un signal aperiodique continu de durée  $T$  :

$$P(S) = \frac{1}{T} \int_0^T |S(t)|^2 dt \quad (3.2)$$

L'innovation de ce nouvel indicateur est d'utiliser un effet cumulatif non-linéaire avec l'intégration du signal au carré.

### Nouveaux indicateurs basés sur le *Mozzi axis*

La revue de littérature de [Kooijman and Schwab \(2013\)](#) a mis en évidence que les variables cinématiques proposées par [Cossalter and Doria \(2004\)](#) présentent un intérêt potentiel pour la maniabilité. Ces variables sont liées au concept d'axe de *Mozzi* (*Mozzi*

*axis* ou *screw axis*). L'axe de Mozzi<sup>1</sup> est l'axe portant le vecteur rotation instantanée du cadre du vélo. Le point d'intersection du *Mozzi axis* avec le plan du sol est appelé *Mozzi trace*. D'après Cossalter and Doria (2004), dans le cadre de l'hypothèse de roulement sans glissement, les coordonnées de la *Mozzi trace* dans le repère du cadre et l'angle du *Mozzi axis* est donné par :

$$x_{Mozzi} = 0 \quad y_{Mozzi} = \frac{\dot{\psi}u}{\dot{\psi}^2 + \dot{\varphi}^2} \quad \theta_{Mozzi} = \arctan\left(\frac{\dot{\psi}}{\dot{\varphi}}\right) \quad (3.3)$$

Les deux variables cinématiques  $\theta_{Mozzi}$  et  $y_{Mozzi}$  sont d'après Cossalter and Doria (2004) une manière de caractériser les rotations du vélo notamment lors d'une tâche de slalom. Les auteurs indiquent qu'il a été expérimentalement observé que la complexité de la *Mozzi trace* est liée au ressenti subjectif de maniabilité. Sur cette base, il a été proposé dans cette étude d'utiliser l'écart-type et l'entropie de ces deux variables en guise d'indicateurs de charge de travail.

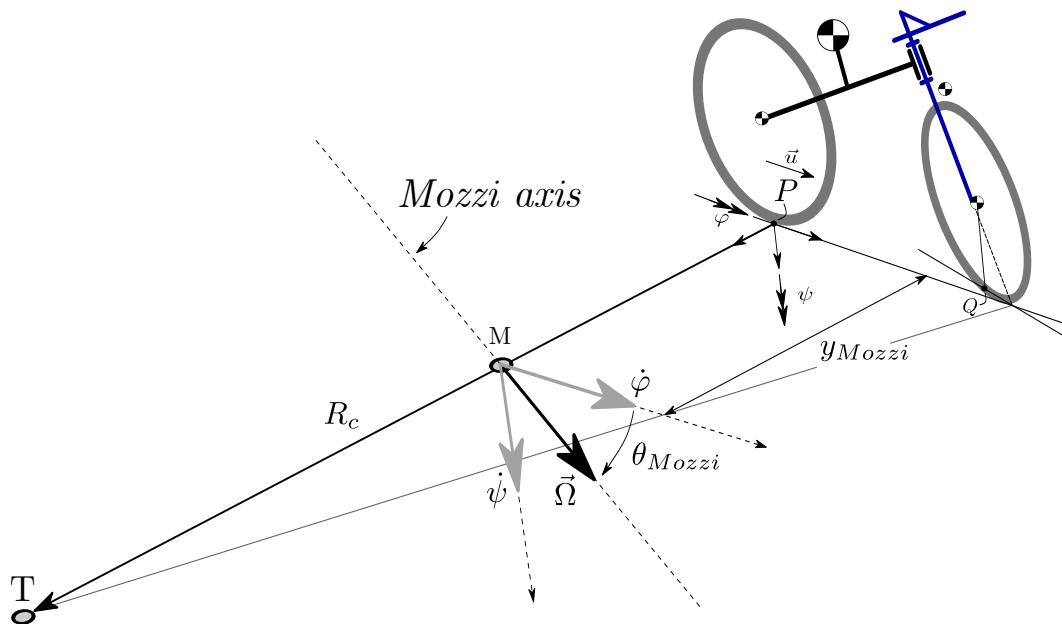


FIGURE 3.2.3 – Représentation schématique du *Mozzi axis* en cas de roulement sans glissement. Le *Mozzi axis* est l'axe portant le vecteur rotation instantanée sur cadre du vélo ( $\vec{\Omega}$ ). L'angle formé entre le *Mozzi axis* et l'axe longitudinal du vélo est noté  $\theta_{Mozzi}$ . Son intersection avec le plan du sol forme le point M (*Mozzi trace*) dont la coordonnée transversale est notée  $y_{Mozzi}$ . Le centre instantané de rotation noté T, le point M et le point de contact de la roue arrière noté P sont alignés ( $x_{Mozzi} = 0$ ) sous l'hypothèse de roulement sans glissement.

1. Notion introduite par le mathématicien italien du 18<sup>ème</sup> siècle Giulio Giuseppe Mozzi del Garbo, dans *Mathematic Discourse on the Roll of Bodies*.

### 3.2.4 Évaluations des indicateurs

L'évaluation des indicateurs est l'objet central de ce chapitre. Pour chacun des deux protocoles, cette évaluation s'est déroulée en deux étapes. La première s'est intéressée aux effets des paramètres expérimentaux sur les indicateurs. Elle cherchait à identifier entre autre, si ces indicateurs présentaient la même sensibilité aux conditions expérimentales que la charge de travail. Pour rappel, il a été observé que :

- dans le protocole **TUD**, la variable  $\Delta X$  avait un effet positif sur la charge de travail,
- dans le protocole **UGE**, l'*Omnium* demandait une charge de travail plus importante que le *Strida*,
- dans le protocole **UGE**, la vitesse avait un effet quadratique sur la charge de travail.

La seconde s'est intéressée à la capacité prédictive des indicateurs objectifs. Cette étape consistait à mesurer systématiquement le pouvoir explicatif ( $R^2$ ) des indicateurs sur les mesures de charge de travail recueillies dans le chapitre précédent (2.2.1.1).

#### 3.2.4.1 Effets des conditions expérimentales sur les indicateurs

La première étape consistait à évaluer l'effet de certains paramètres expérimentaux sur les indicateurs, notamment le design (protocole **TUD** et **UGE**) et la vitesse (protocole **UGE**). D'autres paramètres comme l'écart à la consigne de vitesse (pour le protocole **TUD**), l'apprentissage et expertise des participants ont également été utilisés. Pour ce faire, un modèle de régression linéaire mixte à plusieurs facteurs a été utilisé pour chaque indicateur. Dans le cas du protocole **TUD**, le modèle statistique s'écrit comme suit pour le  $k$  ème indicateur :

$$IND_k = a_k + b_k POSX + c_k U + d_k ESSAI + e_k EX + \epsilon_k \quad (3.4)$$

où  $IND_k$  est l'indicateur testé,  $POSX$  la position (m) de la masse par rapport à la configuration A,  $U$  la vitesse moyenne (m/s) sur l'essai,  $ESSAI$  le numéro de l'essai et  $EX$  la note d'auto-évaluation de l'expertise du participant et  $a_k$  une constante. Du fait des faibles variations observées autour de la vitesse de consigne, la vitesse est intégrée de manière linéaire dans le modèle.

Dans le cas du protocole **UGE**, le modèle statistique inclut spécifiquement un effet quadratique de la vitesse de manière à prendre en compte un potentiel effet similaire à celui observé dans les données subjectives au chapitre 2 (Section 2.3.2.2, page 79). La variable de vitesse, n'a pas ici un simple rôle de variable de contrôle puisque les variations de vitesse (différentes consignes d'allure) étaient intentionnellement provoquées. Le modèle s'écrit alors comme suit pour le  $k$  ème indicateur :

$$IND_k = a_k + b_k VELO + c_k U + d_k U^2 + e_k ESSAI + f_k EX + \epsilon_k \quad (3.5)$$

où  $IND_k$  est l'indicateur testé,  $VELO$  est une variable catégorielle codant l'utilisation du vélo *Strida* ou *Omnium*,  $U$  la vitesse moyenne (m/s) sur l'essai,  $ESSAI$  le numéro de l'essai et  $EX$  la note d'auto-évaluation de l'expertise du participant allant de 1 à 5 et  $a_k$  une constante

Les deux modèles statistiques sont des modèles mixtes qui ont été ajustés par une méthode de régression des moindres carrés sur chacun des indicateurs inclus. Le seuil de significativité utilisé était de 5 % ( $p < 0,05$ ). Le signe des effets significatifs a par la suite été comparé aux effets agrégés des conditions expérimentales sur la charge de travail (chapitre 2). Cette comparaison prend en compte la définition des indicateurs, qui leur donne une évolution positive ou négative avec la charge de travail. Dans le cas présent tous les indicateurs sont définis pour être positivement corrélés avec une augmentation de la charge de travail.

Enfin, la cohérence interne des effets est étudiée pour chaque indicateur. Il s'agit de relever la présence d'effets cohérents et incohérents au sein d'un même indicateur. Un indicateur présentant une incohérence interne est moins fiable car les effets des conditions expérimentales peuvent se compenser entre eux.

### 3.2.4.2 Capacité prédictive des indicateurs

La seconde étape d'évaluation visait à quantifier la performance prédictive des indicateurs sur les différents items de la charge de travail. Pour ce faire un modèle de régression linéaire sans biais été utilisé pour chaque indicateur afin d'évaluer dans quelle mesure, il explique la variabilité des mesures de variation de charge de travail. Pour rappel, les mesures subjectives de charge de travail ( $\Delta R_i$ , pour l'item  $i$ ) sont des variations associées à des transitions. Pour cette raison, les modèles statistiques ont été basés sur les variations des indicateurs cinématiques (entre deux conditions expérimentales) et non sur leur valeurs absolues.

Pour les deux protocoles, un modèle de régression linéaire mono-variable sans biais a été utilisé pour chaque item  $i$  du questionnaire et chaque indicateur  $IND_k$  inclus dans l'analyse :

$$\Delta R_i = a_{ik} \Delta IND_k + \epsilon_{ik} \quad (3.6)$$

Le coefficient de Pearson au carré (coefficient de détermination noté  $R^2$ ) des modèles statistiques a été utilisé comme mesure de la performance prédictive des indicateurs. Dans le cas du protocole **UGE**, les régressions ont été menées séparément entre les blocs d'effet design (blocs 1 et 3) et le bloc d'effet vitesse (bloc 2). Pour rappel la procédure **2MR** du protocole **UGE** consistait en trois blocs (cf. section 2.3.1.6, page 73). Cette disjonction de cas a été motivée par la nature différente des effets testés entre les deux types de blocs, impliquant potentiellement des performances différentes pour les indicateurs.

La niveau de corrélation entre les indicateurs a également été évalué en calculant le coefficient de Pearson au carré (coefficient de détermination noté  $R^2$ ) entre chaque couple d'indicateur. Cette analyse visait à identifier les indicateurs ayant des capacités prédictives redondantes du fait d'une forte corrélation entre eux.

## 3.3 Résultats

### 3.3.1 Effets des paramètres expérimentaux sur les indicateurs expérimentaux

Le tableau 3.3.1 présente la synthèse des effets statistiquement significatifs pour l'ensemble des indicateurs testés sur les données du protocole **TUD** (le tableau complet est disponible en annexe à la page 120). Parmi les 19 indicateurs expérimentaux inclus dans l'analyse, seuls  $\sigma(\varphi)$  et  $\sigma(\theta_{Mozzi})$ , ne présentent pas d'effet de la variable *PO SX* (effet design). A l'exception de ceux basés sur  $y_{Mozzi}$  ( $\bar{H}(y_{Mozzi})$  et  $\sigma(y_{Mozzi})$ ), tous connaissent un effet positif de la variable *PO SX*. Ces effets positifs, notés en vert dans le tableau 3.3.1, sont cohérents avec l'effet positif connu de la variable *PO SX* sur la charge de travail agrégée. Les deux exceptions précédemment citées, présentent la tendance inverse.

Les indicateurs de variabilité et de puissance (à l'exception de  $\sigma(\theta_{Mozzi})$ ) ont pour point commun d'être sensibles au numéro de l'essai (*ESSAI*) et au niveau d'expertise des participants (*EX*). Ces deux effets sont systématiquement de même signe et opposés à l'effet de la configuration (*PO SX*). Ces effets de signe négatifs sont également cohérents au regard des effets d'apprentissages observés dans le chapitre précédent. Les indicateurs de corrélation ne présentent pas ces deux effets.

La variable *U* introduite à des fins de contrôle, en cas d'écart à la consigne de vitesse, montre un effet significatif pour seulement 8 indicateurs (ceux basés sur les angles, sur l'axe de Mozzi et  $|\tau(\dot{\varphi}, \dot{\delta})|$ ). L'effet de cette variable est systématiquement dans le sens opposé à celui de design ce qui est cohérent avec les observations faites au chapitre précédent.

Concernant l'explicativité des modèles statistiques utilisés, ceux basés sur les indicateurs de variabilité présentent les  $R^2$  les plus élevés, mais aussi une grande hétérogénéité. Les trois familles de modèles montrent des niveaux d'explicativité équivalents. Les indicateurs basés sur  $y_{Mozzi}$  présentent systématiquement des effets individuellement incohérents avec la définition de l'indicateur. Cependant ils ne montrent pas d'incohérence interne.

Le tableau 3.3.2 expose la synthèse des effets statistiquement significatifs pour l'ensemble des indicateurs testés sur les données du protocole **UGE** (le tableau complet est disponible en annexe à la page 120).

L'effet design (*VELO*) est significatif pour seulement 10 indicateurs sur les 19 testés. Parmi ces 10 indicateurs, tous à l'exception de ceux basés sur la vitesse lacet présentent un effet négatif de la variable catégorielle *VELO*. Cet effet négatif est cohérent avec la transition *Omniium* à *Strida* produisant une diminution de la charge de travail agrégée. Les indicateurs basés sur le roulis montrent moins souvent un effet *VELO* que ceux basés sur le braquage ou l'axe de Mozzi.

---

2. Par exemple,  $\sigma(\delta)$  est défini comme étant un indicateur positivement corrélé avec la charge de travail, or il a été montré dans le chapitre précédent que la variable *PO SX* avait un effet positif sur la charge de travail, ainsi ces deux effets sont cohérents.

Variabilité	$R^2$	$POSX$	$U$	$ESSAI$	$EX$	Cohérence interne
$\overline{H}(y_{Mozzi})$	0,61	-**	+**	+**	+**	Oui
$\sigma(\delta)$	0,57	+*	-**	-**	-**	Oui
$\overline{H}(\delta)$	0,55	+**	-**	-**	-**	Oui
$\overline{H}(\varphi)$	0,47	+*	-**	-**	+**	Non
$\sigma(\dot{\psi})$	0,45	+**		-**	-**	Oui
$\overline{H}(\dot{\psi})$	0,45	+**		-**	-**	Oui
$\overline{H}(\dot{\varphi})$	0,44	+**		-**	-**	Oui
$\sigma(\dot{\varphi})$	0,43	+**		-**	-**	Oui
$\sigma(\dot{\delta})$	0,41	+**		-**	-**	Oui
$\overline{H}(\dot{\delta})$	0,40	+**		-**	-**	Oui
$\sigma(y_{Mozzi})$	0,35	-*	+**	+**	+**	Oui
$\sigma(\varphi)$	0,33		-**	-**	-**	Oui
$\overline{H}(\theta_{Mozzi})$	0,33	+**	-*	-*	-*	Oui
$\sigma(\theta_{Mozzi})$	0,09					
<b>Corrélation</b>						
$ \tau(\dot{\varphi}, \dot{\delta}) $	0,36	+**	-*			Oui
$R^2(\dot{\varphi}, \dot{\delta})$	0,28	+**				
<b>Puissance</b>						
$P(\dot{\varphi})$	0,41	+**		-**	-**	Oui
$P(\dot{\delta})$	0,41	+**		-**	-**	Oui
$P(\dot{\psi})$	0,33	+*		-**	-**	Oui

TABLEAU 3.3.1 – Synthèse des effets testés par le modèle 3.4, appliqué aux indicateurs objectifs de maniabilité inclus dans l'étude. Les résultats sont classés par ordre décroissant de  $R^2$  au sein des familles. Un effet positif est représenté par un '+' tandis qu'un effet négatif est représenté par un '-'. La significativité des effets est indiquée par \* ( $p < 0,05$ ) et \*\* ( $p < 0,001$ ).

$POSX$  est la position (m) de la masse par rapport à la configuration A,  $U$  est la vitesse moyenne (m/s) sur l'essai,  $ESSAI$  est le numéro de l'essai et  $EX$  est la note d'auto-évaluation de l'expertise du participant allant de 1 à 5.

La couleur verte indique la cohérence de l'effet vis à vis de la définition de l'indicateur et l'effet connu de la variable sur la charge de travail agrégée<sup>2</sup>. La couleur rouge indique une incohérence à cet égard. Enfin la colonne *Cohérence interne* indique si les effets au sein de l'indicateur sont cohérents entre eux, la couleur verte souligne ici aussi la cohérence.

La variable d'expertise possède rarement un effet significatif tandis que la variable *ESSAI* ne présente aucun effet. Seuls les indicateurs basés uniquement sur  $\dot{\delta}$  présentent un effet négatif cohérent avec la variable d'expertise.

La vitesse  $U$ , intégrant un effet linéaire et quadratique possède des effets sporadiques et peu généralisables. Les indicateurs présentant un effet positif de la variable  $U$  ou  $U^2$  comme par exemple  $\sigma(\varphi)$ , sont des fonctions croissantes de la vitesse ne représentent pas l'effet quadratique attendu. Les indicateurs présentant un effet quadratique de la vitesse positif et linéaire négatif ( $\sigma(\dot{\varphi})$  et  $P(\dot{\varphi})$ ) sont les seuls cohérents avec l'effet vitesse observé sur la charge de travail.

La cohérence interne des indicateurs est globalement bonne à l'exception de  $\sigma(y_{Mozzi})$ ,  $\overline{H}(y_{Mozzi})$  et  $\overline{H}(\theta_{Mozzi})$

L'explicativité des modèles est quant à elle très largement distribuée, allant de  $R^2 = 0,96$  pour  $\sigma(\varphi)$  à  $R^2 = 0,12$  pour  $P(\dot{\delta})$ . Les niveaux atteints dans ce protocole sont nettement supérieurs à ceux obtenus dans le protocole **TUD**.

### 3.3.2 Performances prédictives des indicateurs expérimentaux

#### Protocole **TUD**

L'analyse de la performance prédictive des indicateurs sur les mesures de variation de charge de travail du protocole **TUD** est synthétisée dans la figure 3.3.1.

Cette figure présente sous la forme d'une heatmap les  $R^2$  obtenus pour chaque indicateur et chaque item de la charge de travail. Les indicateurs sont classés par famille. Une première observation générale est que, pour chaque indicateur, les performances entre les items sont globalement corrélés. De manière plus spécifique un groupe de sept indicateurs (encadrés en rouge) présente des performances prédictives équivalentes de l'ordre de 30 % :  $P(\dot{\delta})$ ,  $\sigma(\dot{\delta})$ ,  $\overline{H}(\dot{\varphi})$ ,  $\sigma(\dot{\varphi})$ ,  $\overline{H}(\theta_{Mozzi})$ ,  $P(\dot{\varphi})$ ,  $\overline{H}(\dot{\delta})$ . Ces derniers sont, à l'exception de  $\overline{H}(\theta_{Mozzi})$ , basés sur la vitesse de roulis et de braquage.

La figure 3.3.2 présente sous forme d'une heatmap la matrice composée des coefficients de corrélation entre les indicateurs. A l'intersection d'une ligne et d'une colonne, un niveau de couleur symbolise l'intensité de la corrélation ( $R^2$ ) entre les deux indicateurs. Un focus est fait sur la zone encadrée en rouge. Celle-ci contient à la fois les sept indicateurs les plus prédictifs cités précédemment et les plus corrélés entre eux ( $R^2$  entre 0.73 et 0.98). Il en résulte que ce groupe d'indicateur particulièrement prédictif explique la même variabilité.  $\overline{H}(\theta_{Mozzi})$  est une exception dans ce groupe car il est peu corrélé au reste des indicateurs.



Variabilité	$R^2$	VELO OS	$U$	$U^2$	ESSAI	EX	Cohérence interne
$\sigma(\varphi)$	0,96			***		+	Oui
$\sigma(\psi)$	0,95	***	***				Oui
$\overline{H}(\varphi)$	0,94		***	**			Oui
$\sigma(\theta_{Mozzi})$	0,87	**					Oui
$\sigma(\dot{\varphi})$	0,84		*	**			Oui
$\overline{H}(\dot{\psi})$	0,81	***	***	**			Oui
$\overline{H}(\dot{\varphi})$	0,80		+				Oui
$\overline{H}(\delta)$	0,64	**					Oui
$\sigma(\delta)$	0,38	**					Oui
$\sigma(y_{Mozzi})$	0,35	**	+			+	Non
$\overline{H}(y_{Mozzi})$	0,25	**	***	**		+	Non
$\overline{H}(\dot{\delta})$	0,17					*	Oui
$\overline{H}(\theta_{Mozzi})$	0,13	*	+	*			Non
$\sigma(\dot{\delta})$	0,14					*	Oui
<b>Corrélation</b>							
$R^2(\dot{\varphi}, \dot{\delta})$	0,28	**					Oui
$ \tau(\dot{\varphi}, \dot{\delta}) $	0,16						Oui
<b>Puissance</b>							
$P(\psi)$	0,95	***		+			Oui
$P(\dot{\varphi})$	0,83		**	**			Oui
$P(\dot{\delta})$	0,12					*	Oui

TABLEAU 3.3.2 – Synthèse des effets testés par le modèle 3.5, appliqué aux indicateurs objectifs de maniabilité inclus dans l'étude. Les résultats sont classés par ordre décroissant de  $R^2$ . Un effet positif est représenté par un '+' tandis qu'un effet négatif est représenté par un '-'. La significativité des effets est indiquée par \* ( $p < 0,05$ ) et \*\* ( $p < 0,001$ ).

VELO est une variable catégorielle codant l'utilisation du vélo *Strida* ou *Omnium*. Celle-ci utilise pour référence le vélo *Omnium* pour quantifier l'effet du *Strida*. L'effet testé par la variable VELO est donc celui du *Strida* par rapport à l'*Omnium*. C'est à dire l'équivalent de la transition OS dans le chapitre précédent.  $U$  est la vitesse moyenne (m/s) sur l'essai, ESSAI est le numéro de l'essai et EX est la note d'auto-évaluation de l'expertise du participant.

La couleur verte indique la cohérence de l'effet vis à vis de la définition de l'indicateur et l'effet connu de la variable sur la charge de travail agrégée<sup>3</sup>. La couleur rouge indique une incohérence à cet égard, Enfin la colonne *Cohérence interne* indique si les effets au sein de l'indicateur sont cohérents entre eux, la couleur verte indique ici aussi la cohérence.

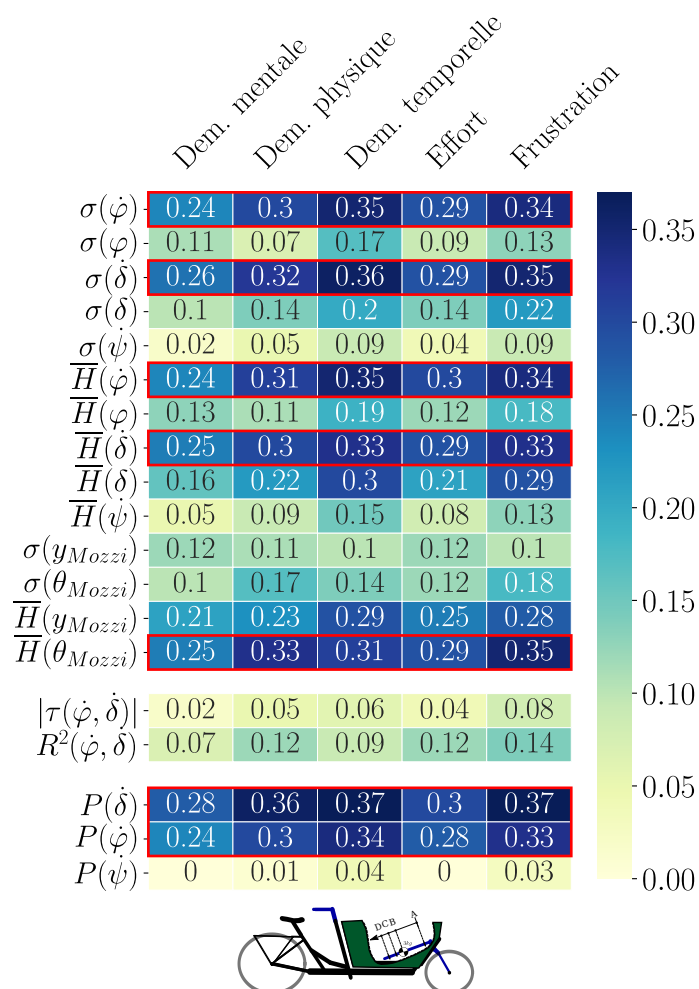


FIGURE 3.3.1 – Heatmap des capacités prédictives des indicateurs du protocole TUD (coefficient de détermination entre la variation de maniabilité subjective,  $\Delta R_{i,p}^j$ , et la variation de la valeur de l'indicateur pour les différentes transitions entre configurations). La lecture en ligne de la figure met en évidence des performances semblables entre les items de charge de travail. La lecture en colonne met en évidence sept indicateurs (encadrés en rouge) ayant des capacités prédictives homogènes et parmi les plus élevées :  $P(\dot{\delta})$ ,  $\sigma(\dot{\delta})$ ,  $\overline{H}(\dot{\varphi})$ ,  $\sigma(\dot{\varphi})$ ,  $\overline{H}(\theta_{Mozzi})$ ,  $P(\dot{\varphi})$ ,  $\overline{H}(\dot{\delta})$ .

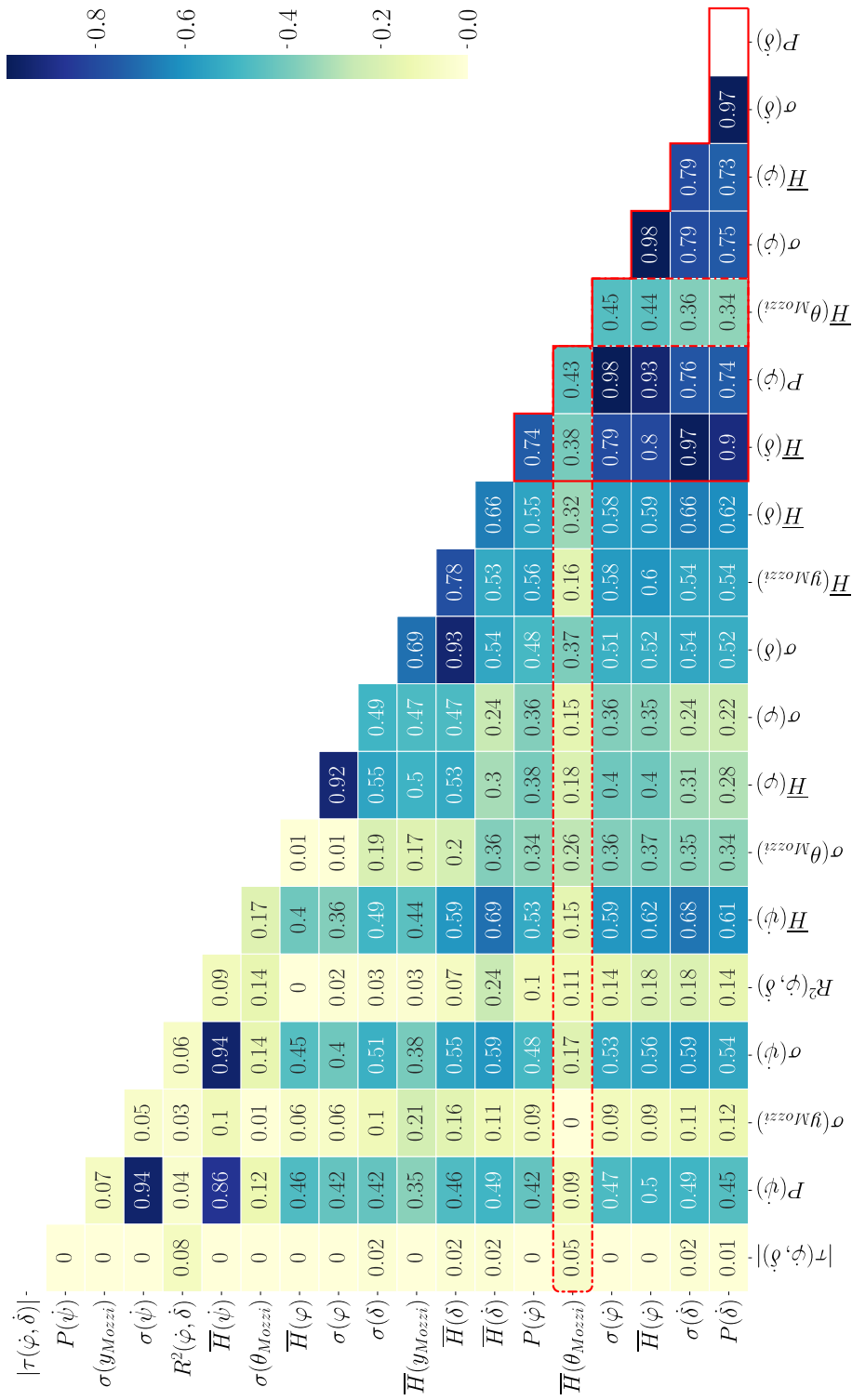


FIGURE 3.3.2 – Heatmap de la matrice de corrélation entre les indicateurs pour le protocole **TUD** coefficient de détermination. La zone d’intérêt encadrée d’un trait plein rouge montre que les sept indicateurs les plus prédictifs de la charge de travail sont finalement très corrélés entre eux. Un indicateur échappe à cette règle et semble complémentaire aux autres :  $\overline{H}(\theta_{Mozzi})$ .

### Protocole UGE

La performance prédictive de ces mêmes indicateurs a été testée sur les données du protocole **UGE**. Les résultats sont présentés sous forme de heatmaps dans la figure 3.3.3. Dans cette figure, les résultats sont séparés en deux : (a) blocs 1 et 3, (b) bloc 2. Pour rappel, le bloc 1 et 3 consistait à comparer les deux vélos à même allure de consigne. Tandis que le bloc 2, consistait pour chaque vélo à adopter 3 allures différentes. La heatmap (a) montre des performances globalement faibles ( $<40\%$ ) et très disparates entre les indicateurs.  $\sigma(\delta)$  dispose des meilleures capacités prédictives avec un  $R^2$  moyen de 0,25. Ce même indicateur se montre le plus prédictif de la demande mentale et temporelle avec des  $R^2$  de l'ordre de 0,37. Les autres indicateurs dépassent difficilement  $R^2 = 0,15$  en moyenne. Il est notable que  $\sigma(\delta)$  est de loin le meilleur prédictif de la demande physique. L'effort est très mal prédit par les indicateurs tandis que la frustration est, au mieux, prédite à 22 % par  $\overline{H}(\delta)$ .

La heatmap (b) met en avant des résultats moins hétérogènes et en moyenne plus élevés avec notamment  $\overline{H}(y_{Mozzi})$ ,  $\overline{H}(\dot{\psi})$  et  $\overline{H}(\dot{\delta})$  ayant les plus hautes performances prédictives (autour de 44 %). Il est intéressant de remarquer que les indicateurs basés sur des vitesses angulaires sont plus prédictifs que ceux basés sur les positions angulaires. La demande mentale et physique sont les deux items les mieux prédits tandis que la demande temporelle est la plus difficile à prédire.

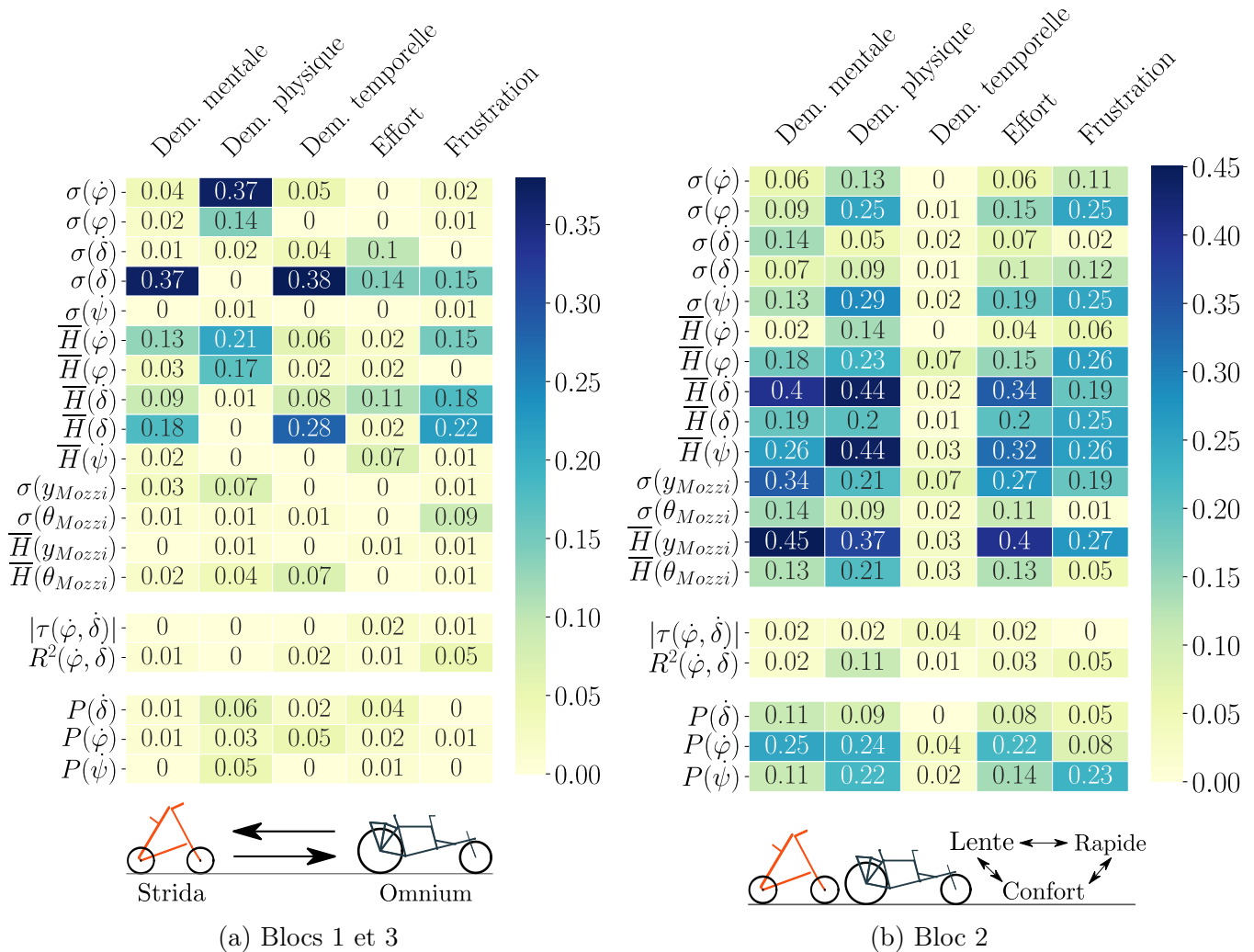


FIGURE 3.3.3 – Heatmaps des capacités prédictives des indicateurs du protocole **UGE**. Dans le cas des blocs 1 et 3 (a), les performances sont globalement faibles (<40 %) et très disparates entre les indicateurs.  $\sigma(\dot{\delta})$  présente les meilleures capacités prédictives. Dans le cas du bloc 2 (b), les performances vont jusqu'à 45 % et sont moins hétérogènes. Des indicateurs basés sur les vitesses angulaires comme  $\overline{H}(y_{Mozzi})$ ,  $\overline{H}(\dot{\psi})$  et  $\overline{H}(\dot{\delta})$  sont mis en avant.

### 3.4 Discussion et conclusion

Cette étude visait à évaluer les capacités prédictives des indicateurs cinématiques sur la charge de travail. L'étude était composée de deux étapes. La première visait à évaluer quels indicateurs présentaient des effets design, vitesse, apprentissage et expertise cohérents avec les effets connus sur la charge de travail. La seconde visait à évaluer dans quelle mesure les variations des items de charge de travail pouvaient être expliqués par les variations des indicateurs.

S'agissant de la première étape, les résultats du protocole **TUD** recoupés avec les résultats du protocole **UGE** ont mis en évidence un petit groupe d'indicateurs ne présentant aucune contradiction d'effets. Ces indicateurs sont regroupés dans le tableau 3.4.1 qui permet de comparer quels effets ont été correctement prédits par chaque indicateur. Il ressort que lors du protocole **TUD**, l'effet de design, d'apprentissage et d'expertise ont été correctement prédits pour la grande majorité des indicateurs (contrairement à l'effet vitesse). Les résultats du protocole **UGE** sont bien plus disparates : chaque indicateur restant ne prédit qu'un seul effet. Il est intéressant de noter que les indicateurs basés sur la même variable prédisent les mêmes effets. Une limite importante à cette première étape est que la cohérence entre les effets observés sur les indicateurs et ceux connus sur la charge de travail peut être le fruit d'une coïncidence. Il est en effet probable (au vu de leur petit nombre) que les effets des conditions expérimentales testées soient du même signe que celles connus sur la charge de travail sans qu'une réelle chaîne causale (qu'importe son sens) ne soit à l'oeuvre. Un grand nombre d'indicateurs montre des incohérences d'effet entre les deux protocoles ce qui permet de procéder à un premier tri.

	Protocole TUD					Protocole UGE				
	D	V	A	E	$max(R^2)$	D	V	A	E	$max(R^2)$
$\overline{H}(\dot{\delta})$	×		×	×	0,33				×	0,44
$\sigma(\dot{\varphi})$	×		×	×	0,35		×			0,37
$\sigma(\delta)$	×	×	×	×	0,22	×				0,38
$P(\dot{\varphi})$	×		×	×	0,34		×			0,25
$\overline{H}(\delta)$	×	×	×	×	0,29	×				0,28
$\sigma(\dot{\delta})$	×		×	×	0,35				×	0,14
$P(\dot{\delta})$	×		×	×	0,37				×	0,11
$R^2(\dot{\varphi}, \dot{\delta})$	×				0,14	×				0,11

TABLEAU 3.4.1 – Synthèse des capacités prédictives des indicateurs sur les deux protocoles. Sont présentés uniquement les indicateurs sans effet contradictoire avec les mesures subjectives ni aucune incohérence interne. Les effets significatifs sont symbolisés avec une croix (×) dans les colonnes associées aux effets suivants : design (D), vitesse (V), apprentissage (A) et expertise (E). Les colonnes  $max(R^2)$ , contiennent le maximum du coefficient de Pearson au carré sur l'ensemble des items de charge de travail.

Les résultats de la seconde étape permettent de compléter l'analyse à l'aide des coefficients de corrélation au carré entre les variations d'item de charge de travail et les variations d'indicateurs. Les coefficients des indicateurs retenus dans l'étape précédente sont présentés dans le tableau 3.4.1. Il est cohérent d'observer que les indicateurs retenus sont également ceux ayant la meilleure capacité prédictive sur la charge de travail. Il faut cependant garder en tête que le niveau d'explicativité des indicateurs reste faible. Au sein de la sélection restante, les résultats ne permettent pas clairement de recommander un indicateur car les meilleures performances affichées sont relativement équivalentes. La faible explicativité des indicateurs peut d'une part être attribuée à la forte variabilité de la donnée de référence. Cette variabilité est notamment due à la variabilité inter et intra-individuelle inhérente aux mesures de ressentis. Cette variabilité pourrait être réduite en utilisant une méthode plus standardisée de recueil du pourcentage de variation comme déjà évoqué dans la discussion du chapitre précédent (cf. discussion sur une méthode graphique). Aussi l'utilisation de régressions linéaires pour prédire les items de la charge de travail est probablement limitée par des effets non-linéaires. De la même, l'analyse de la corrélation entre les indicateurs montre que certains sont peu corrélés entre eux ; indiquant une potentielle complémentarité. Ainsi l'utilisation de modèles de régression multi-variés est une perspective intéressante pour produire des indicateurs composites. Enfin, les faibles capacités prédictives, globalement observées, peuvent être nuancées au regard de la nature subjective des données de charge de travail utilisées. Ce travail de validation, reste très rare dans la littérature des bipoteurs. La comparaison de ces niveaux de prédiction avec des études similaires est donc très limitée.

En conclusion, cette étude a permis d'évaluer la validité prédictive d'indicateurs cinématiques de la littérature ainsi que de nouveaux indicateurs. Les données utilisées pour cette évaluation sont issues de deux protocoles expérimentaux utilisant des instrumentations, des langues (anglais et français), des vélos et des tâches différentes. Cette variété dans les conditions expérimentales a permis d'identifier des indicateurs présentant des incohérences. Parmi les indicateurs restants, la qualité des prédictions ne diffère pas drastiquement d'un protocole à l'autre. Les capacités prédictives observées restent relativement faibles ce qui ne permet pas d'envisager une substitution des méthodes par ressentis par ces indicateurs cinématiques pour évaluer la charge de travail. Ces indicateurs demeurent toutefois utiles pour un usage relatif cherchant à comparer la charge de travail entre différentes conditions expérimentales. A ce propos quelques recommandations sont formulées dans la synthèse du chapitre.

## 3.5 Synthèse du chapitre

Ce chapitre sur l'évaluation d'indicateurs objectifs de charge de travail vise au développement de méthodes d'évaluation objectives de la maniabilité. Cette démarche trouve sa motivation dans le constat suivant : la littérature vélo propose différents indicateurs cinématiques de charge de travail présentant un niveau de validation limité.

La base de données **BaDMania** dont la constitution a été décrite au chapitre précédent a été mise à profit. Cette base de donnée constitue une originalité au regard de la littérature car la mesure conjointe de la charge de travail, de la performance et de la cinématique du vélo est rare.

L'étude menée sur cette base de donnée a mis en évidence que les indicateurs cinématiques pris individuellement sont insuffisants pour remplacer complètement les mesures subjectives plus lourdes méthodologiquement. Cependant, quelques indicateurs originaux ou issus de la littérature, se montrent utiles pour monitorer une progression, une expertise ou comparer des designs de vélo. Ces indicateurs sont d'autant plus pertinents qu'ils nécessitent des besoins expérimentaux faibles (3 centrales inertielles), rendant possible des études ambulatoires et des collectes massives de données. Constituer des bases de données similaires incluant plus de conditions expérimentales et de participants est un enjeu pour poursuivre le développement d'indicateurs de charge de travail.

Il est intéressant de replacer cette étude dans le contexte de la littérature sur la maniabilité des bipoteurs. En effet cet étude a présenté une méthodologie d'évaluation de la validité sur trois niveaux, ce qui constitue en soit une originalité. Aussi l'évaluation prédictive a eu recours à des outils statistiques permettant une mesure quantifiée de la validité. Peu d'études sur la maniabilité présentent ce niveau de validation des indicateurs (expérimentaux ou numériques) (Miura et al., 2007; Kuroiwa et al., 1995; Zellner and Weir, 1978; Horiuchi and Yuhara, 1998).

Certaines recommandations peuvent être formulées quant à l'usage de ces indicateurs.

- **Comparer des indicateurs issus de mesures provenant d'une même tâche.** En effet, le niveau des indicateurs est très probablement dépendant de la tâche réalisée. Leur sensibilité aux conditions expérimentales a été également montrée dans ce chapitre. Pour ces raisons, une analyse comparative des niveaux des indicateurs est préférable à une analyse absolue.
- **Contrôler les variables pouvant créer une confusion.** Il a été montré dans ce chapitre que la vitesse, l'apprentissage et l'expertise peuvent avoir un effet sur les indicateurs. Afin de limiter les risques de confusion et il important de contrôler ces variables expérimentalement ou, à défaut, dans un modèle statistique.
- **Contrôler le niveau de performance.** Estimer une variation de charge de travail à partir d'indicateurs cinématique ne dispense pas de vérifier que le niveau de performance est constant. Sous cette hypothèse l'évaluation de la maniabilité se fait en comparant les variations de charge de travail.



- **Comparer plusieurs indicateurs cinématiques.** Le niveau de connaissance sur les indicateurs cinématiques reste limité. Même si les indicateurs les plus prometteurs sont ceux basés sur l'angle de braquage, il est plus prudent de vérifier que les indicateurs basés sur la vitesse de roulis ne font pas de contre sens.

Les méthodes expérimentale d'évaluation objective de la maniabilité, même si moins lourdes que les approches subjectives, restent des méthodes d'évaluation d'un véhicule a posteriori. En d'autres termes, il faut disposer physiquement du véhicule pour l'évaluer, ce qui reste limitant dans une démarche de conception. C'est pourquoi, les approches numériques prédictives de maniabilité représentent une perspective très intéressante. Comme l'a montré l'état de l'art, les approches numériques prédictives de la maniabilité manquent également de validation expérimentale. A partir de la même base de données expérimentale, le prochain chapitre s'intéressera à l'évaluation des performances prédictives des approches numériques.

### 3.A Proposition d'une méthode d'estimation de l'angle de braquage sans intégration

La méthode utilisée pour estimer l'angle de braquage à partir des mesures des gyroscopes du protocole **TUD** est une proposition originale de cette thèse. Cette méthode propose d'estimer l'angle de braquage du guidon sans passer par une intégration directe de la vitesse de braquage. En effet, les méthodes d'intégrations sont connues en analyse du mouvement pour produire d'importants effets de dérives. La stratégie proposée par cette méthode est d'utiliser une équation du modèle de Carvallo-Whipple permettant de lier l'angle de braquage et des mesures cinématiques obtenues avec les gyroscopes. L'équation utilisée est celle issue de la condition de roulement sans glissement dans [Meijjaard et al. \(2007\)](#) :

$$\dot{\psi} = \frac{u\delta + c\dot{\delta}}{w} \cos \gamma \quad (3.7)$$

En isolant  $\delta$ , l'angle de braquage, il vient :

$$\delta = \frac{1}{u} \left( \frac{w\dot{\psi}}{\cos \gamma} - c\dot{\delta} \right) \quad (3.8)$$

Une précaution à prendre avec l'équation 3.8 est de s'assurer que la vitesse instantanée  $u$  ne devienne pas nulle pendant l'essai. Ces évènements étant relativement rares, un seuil arbitraire à 0.5 m/s a été fixé, en dessous duquel la valeur de vitesse est remplacée par la vitesse moyenne de l'essai. Il a été vérifié qualitativement que le niveau de ce seuil n'impactait pas les résultats et permettait d'empêcher les divisions par zéro.

Cette méthodologie n'a pas été validée spécifiquement mais les bonnes corrélations obtenues entre les indicateurs basées sur  $\delta$  et les mesures subjectives de charge de travail laissent penser que cette méthode est utile pour cet usage. Il est important de garder

en tête que la validité de cette équation repose sur l' hypothèse de roulement sans glissement et de linéarisation du modèle autour de la verticale. Ainsi, cette méthode d'estimation de l'angle de braquage à partir de données gyroscopiques mériterait d'être validée avec un protocole dédié car elle permet une simplification de l'instrumentation des vélos expérimentaux.

### 3.B Résultats supplémentaires sur la performance prédictive des indicateurs cinématiques

	$R^2$	$POSX$	$U$	$ESSAI$	$EX$
<b>Variabilité</b>					
$\overline{H}(y_{Mozzi})$	0,61	-0,43**	0,387**	0,05**	0,009**
$\sigma(\delta)$	0,57	0,104*	-0,138**	-0,012**	-0,017**
$\overline{H}(\delta)$	0,55	0,367**	-0,363**	-0,038**	-0,048**
$\overline{H}(\varphi)$	0,47	0,218*	-0,299**	-0,027**	0,007**
$\sigma(\dot{\psi})$	0,45	0,077**	0,018	-0,01**	-0,014**
$\overline{H}(\dot{\psi})$	0,45	0,35**	0,048	-0,04**	-0,044**
$\overline{H}(\dot{\varphi})$	0,44	0,744**	-0,102	-0,052**	-0,046**
$\sigma(\dot{\varphi})$	0,43	0,078**	-0,011	-0,006**	-0,005**
$\sigma(\dot{\delta})$	0,41	0,885**	-0,172	-0,09**	-0,083**
$\overline{H}(\dot{\delta})$	0,40	0,718**	-0,107	-0,067**	-0,067**
$\sigma(y_{Mozzi})$	0,35	-15,061*	9,737**	1,155**	0,055**
$\sigma(\varphi)$	0,33	0,012	-0,017**	-0,002**	-0,0**
$\overline{H}(\theta_{Mozzi})$	0,33	0,146**	-0,048*	-0,005*	-0,005*
$\sigma(\theta_{Mozzi})$	0,09	3,669	-1,485	-0,179	-0,519
<b>Corrélation</b>					
$ \tau(\dot{\varphi}, \dot{\delta}) $	0,36	0,156**	-0,048*	-0,005	-0,015
$R^2(\dot{\varphi}, \dot{\delta})$	0,28	0,343**	0,012	-0,008	-0,023
<b>Puissance</b>					
$P(\dot{\varphi})$	0,41	0,015**	-0,002	-0,001**	-0,001**
$P(\dot{\delta})$	0,41	2,155**	-0,441	-0,234**	-0,193**
$P(\dot{\psi})$	0,33	0,034*	0,007	-0,005**	-0,006**

TABLEAU 3.B.1 – Coefficients des régressions linéaires sur les indicateurs du protocole TUD, La significativité des effets est indiquée par \* ( $p < 0,05$ ) et \*\* ( $p < 0,001$ ).

Variabilité	$R^2$ OS	VELO	U	$U^2$	ESSAI	EX
$\sigma(\dot{\varphi})$	0,960	-0,095	0,049	0,763**	0,036	0,007*
$\sigma(\dot{\psi})$	0,958	1,933**	6,731**	0,095	0,033	0,003
$\overline{H}(\dot{\varphi})$	0,940	0,016	1,33**	-0,172**	-0,003	0,0
$\sigma(\theta_{Mozzi})$	0,870	-6,518**	1,043	-0,508	0,109	0,008
$\sigma(\dot{\varphi})$	0,842	0,008	-3,015*	1,346**	-0,001	-0,002
$\overline{H}(\dot{\psi})$	0,813	0,104**	0,474**	-0,073**	-0,002	-0,0
$\overline{H}(\dot{\varphi})$	0,805	0,018	0,501*	-0,02	0,002	-0,001
$\overline{H}(\dot{\delta})$	0,648	-0,775**	-0,419	0,061	0,016	-0,002
$\sigma(\dot{\delta})$	0,387	-1,626**	-0,717	-0,01	-0,015	0,001
$\sigma(y_{Mozzi})$	0,354	-0,092**	0,278*	-0,048	0,007	0,001*
$\overline{H}(y_{Mozzi})$	0,253	-0,072**	0,513**	-0,103**	0,001	0,001*
$\overline{H}(\dot{\delta})$	0,173	-0,036	-0,077	0,01	-0,005	-0,001*
$\sigma(\dot{\delta})$	0,141	-0,31	-14,693	2,928	-0,375	-0,104*
$\overline{H}(\theta_{Mozzi})$	0,138	-0,015*	0,107*	-0,021*	0,001	0,0
<b>Corrélation</b>						
$R^2(\dot{\varphi}, \dot{\delta})$	0,287	-0,053**	-0,077	0,01	0,0	-0,0
$ \tau(\dot{\varphi}, \dot{\delta}) $	0,164	-0,0	-0,094	0,015	0,0	0,0
<b>Puissance</b>						
$P(\dot{\psi})$	0,953	85,502**	110,625	41,992*	0,838	0,159
$P(\dot{\varphi})$	0,830	-1,88	-78,421**	25,291**	-0,034	-0,035
$P(\dot{\delta})$	0,125	-35,743	-725,457	137,575	-24,167	-5,986*

TABLEAU 3.B.2 – Coefficients des régressions linéaires sur les indicateurs du protocole UGE, La significativité des effets est indiquée par \* ( $p < 0,05$ ) et \*\* ( $p < 0,001$ ).



## CHAPITRE 4

# INDICATEURS NUMÉRIQUES : REVUE DE LITTÉRATURE, ANALYSE DE VALIDITÉ, CONTRIBUTIONS

---

4.1	Introduction . . . . .	123
4.2	Revue et évaluation des indicateurs numériques existants . . . . .	125
4.2.1	Évaluation de leur validité de construit et de convergence	125
4.2.2	Évaluation de la validité prédictive des indicateurs numériques existants . . . . .	138
4.3	Proposition d'un indicateur numérique de maniabilité : Le <i>Minimal Transition Cost (MTC)</i> . . . . .	153
4.3.1	Construction du nouvel indicateur . . . . .	153
4.3.2	Évaluation des capacités prédictives du <i>Minimal Transition Cost</i> . . . . .	159
4.4	Synthèse du chapitre . . . . .	166
4.A	Estimation des moments d'inertie par oscillation libre . . . . .	168
4.B	Paramètres physiques des vélos expérimentaux . . . . .	169
4.C	Détails des résultats des analyses statistiques des indicateurs . . . . .	172

---

## 4.1 Introduction

La prédiction numérique de la maniabilité consiste à utiliser des signaux d'une simulation ou une propriété intrinsèque du modèle du véhicule, pour calculer un indicateur. Comme illustré sur la figure 1.8 (page 36), les signaux simulés peuvent être de différentes natures (physiologiques, actions de contrôle, état du système). Ils permettent de calculer des indicateurs basés sur des propriétés {Bipporteur-Pilote}. D'autres indicateurs, ne nécessitent pas la simulation du modèle et se basent exclusivement sur des propriétés intrinsèques du {Bipporteur} comme la stabilité ou la contrôlabilité. Ces deux grands types d'approches numériques sont illustrés sur la figure 4.1.1.

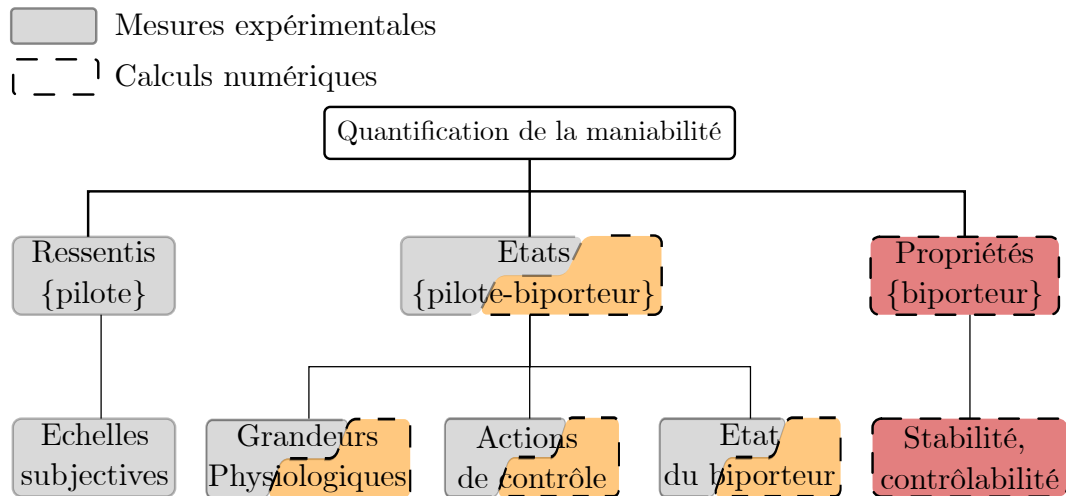


FIGURE 4.1.1 – Rappel des deux grands types d'approches numériques : {Bipporteur} (rouge) et {Bipporteur-Pilote} (orange). Ce chapitre est dédié à l'étude des indicateurs numériques existants et à la proposition d'un nouvel indicateur. Les mesures expérimentales de charge de travail servent à leur validation.

La prédiction numérique représente un enjeu technique et industriel car elle permet de réduire le nombre d'étape de prototypage et d'essais lors de la conception. Ces étapes sont en effet lentes et coûteuses comparés à une simulation numérique. Diverses propositions ont été faites dans littérature des bipoteurs comme l'a souligné l'état de l'art. Toutefois dans cette diversité d'approche aucun travail de revue n'a cherché à comparer et évaluer les indicateurs existants. En l'absence de ce travail d'analyse, il est difficile de faire le tri et de sélectionner l'indicateur le plus utile.

**L'objectif de ce chapitre est donc d'évaluer les approches numériques existantes de quantification de la maniabilité des vélos permettant une évaluation à partir d'un simple design.**

Un travail de revue sera proposé dans la première section de ce chapitre. Il s'appuiera sur une analyse de validité systématique à trois niveaux : validité de construit, de convergence et prédictive. Dont nous rappelons les définitions :

1. **Validité de construit** : la relation entre l'indicateur et la maniabilité est-elle

cohérente avec sa définition ?

2. **Validité de convergence** : L'indicateur reflète-t-il les propriétés connues de la maniabilité ? Par exemple, est-ce qu'il permet de reproduire certains effets connus, tels que l'effet de la vitesse sur la maniabilité ?
3. **Validité prédictive** dans les études expérimentales : la mesure est-elle corrélée avec la maniabilité mesurée expérimentalement ?

Les deux premiers niveaux de validité seront abordés en étudiant les définitions, les développements mathématiques et les études expérimentales de la littérature. L'évaluation de la validité prédictive utilisera quant à elle la base de données **BaDMania**.

Ce travail original de validation des indicateurs existants permettra d'ouvrir sur une discussion abordant les caractéristiques et limites des indicateurs actuels. Cette synthèse permettra d'établir un ensemble de caractéristiques souhaitables pour les approches numériques de maniabilité.

La seconde section du chapitre partira de cette base pour proposer un indicateur originale basée sur une estimation du coût de contrôle nécessaire au modèle de Carvallo-Whipple pour réaliser un ensemble de transitions (changements d'état du vélo). Après avoir détaillé et justifié la construction de cet indicateur sur les bases des enseignements de chapitres précédents, la validité prédictive de l'indicateur sera évaluée à partir de la base de données expérimentale.



## 4.2 Revue et évaluation des indicateurs numériques existants

Les indicateurs numériques existants ont été regroupés par familles dans cette section. Il s’agit des trois familles suivantes : celle des indicateurs de stabilité, celle des indicateurs de contrôlabilité et celle des indicateurs d’état (du biporteur). La position de ces familles au sein des approches de quantification de la maniabilité est illustrée sur la figure 4.1.1.

Les indicateurs existants ont été présentés systématiquement avec leurs étapes de calcul et une analyse de la validité de construit et de convergence dans le cas spécifique des vélos. Ces travaux ont fait l’objet d’un article, publié dans le journal *Vehicle System Dynamics* [Ronné et al. \(2024a\)](#). Une analyse de la validité prédictive a été menée dans un second temps. Cette dernière a utilisé les données **BaDMania**, notamment les mesures subjectives pour évaluer statistiquement la validité des indicateurs numériques existants. Cette analyse a fait l’objet d’une section dédiée.

### 4.2.1 Évaluation de leur validité de construit et de convergence

#### 4.2.1.1 Indicateurs basés sur la stabilité

Les approches par stabilité sont très standards dans la littérature des biporteurs. Elles reposent sur une décomposition du mouvement en modes propres comme exposé en section 1.1.3.1 (page 25). Pour rappel cette décomposition est basée sur une analyse des valeurs et vecteurs propres de la matrice d’état  $\mathbf{A}$  vérifiant  $\dot{\mathbf{X}} = \mathbf{A}\mathbf{X} + \mathbf{B}\mathbf{T}$ . Comme le montre les équations 1.9 et 1.11 (page 27), les valeurs propres,  $\lambda_i$ , sont composées (dans le cas général) d’une partie réelle et d’une partie imaginaire. Les indicateurs basés sur la partie réelle des valeurs propres seront présentés dans une première section, les indicateurs basés sur la partie imaginaire seront présentés dans la section suivante.

#### Convergence et divergence des modes

##### Généralités

L’approche standard pour évaluer la stabilité des modes consiste à examiner le signe de la partie réelle ( $Re(\lambda_i)$ ) de leur valeur propre ([Meijaard et al., 2007](#)). Comme l’a montré l’équation 1.3 (page 26), la matrice  $\mathbf{A}$  est dépendante à la vitesse  $u$ , ce qui justifie que les approches modales se fassent le long d’une plage de vitesse comme illustré à la figure 1.5. Cette figure illustre aussi le fait que les analyses de stabilité peuvent

s'intéresser à la partie réelle d'un mode en particulier ou à plusieurs modes simultanément (auto-stabilité). Certains auteurs comme [Hess \(2012\)](#) proposent également une réduction en s'intéressant uniquement au mode dominant. Les multiples variantes identifiées dans la littérature peuvent être synthétisées comme suit :

- Détermination de la plage d'auto stabilité, c'est à dire la gamme de vitesses dans laquelle tous les modes du véhicule sont stables ([Moore and Hubbard, 2008](#); [Tak et al., 2010](#); [Schwab et al., 2012a](#)). Les frontières de cette plage sont limitées par les vitesses dites "critiques", qui correspondent à des bifurcations de Hopf ([Meijaard et al., 2007](#)).
- L'étude précédente est généralement complétée par l'analyse de la valeur absolue de la partie réelle. Elle fournit des informations sur le taux de convergence ou de divergence du mode. L'évolution de cette propriété est généralement examinée de manière qualitative en fonction de paramètres ou d'hypothèses du modèle tels que la posture du pilote, la charge utile sur le vélo etc. (e.g. [Sharp \(2008\)](#); [Doria and Tognazzo \(2014\)](#); [Bulsink et al. \(2015\)](#); [Plöchl et al. \(2012\)](#)).
- Une approche plus quantitative, dérivée du domaine aérospatial, consiste à convertir la partie réelle en la durée nécessaire pour doubler (ou diviser par deux, si le mode est stable) l'amplitude du mouvement ([Hess, 2012](#)).
- Une autre approche quantitative élimine l'influence de la vitesse en mesurant l'aire sous les courbes des parties réelles des valeurs propres. L'aire sous la courbe formée par un ou plusieurs modes est appelée "stability index" par [Doria and Roa Melo \(2018\)](#); [Doria et al. \(2019\)](#). Ils mesurent la capacité générale d'un (ou de plusieurs) mode(s) à converger sur une plage de vitesse.

### Définition mathématique des indicateurs

Les indicateurs précédemment introduits se définissent de la manière suivante :

- L'identification des plages de stabilité des modes ou du système entier implique la recherche des vitesses critiques définies par  $\Re(\lambda_i(v_{c_i})) = 0$ , entre lesquelles les parties réelles d'un ou plusieurs modes sont strictement négatives.
- Pour une valeur propre donnée, sa partie réelle peut être utilisée pour évaluer la vitesse de convergence du mode en calculant le temps nécessaire pour doubler son amplitude ([Hess, 2012](#)) :  $t_{\frac{1}{2}} = \frac{\ln(2)}{|\lambda_i|}$ . Dans le cas d'un mode stable, cette durée représente le temps nécessaire pour que l'amplitude diminue de moitié.
- Pour un ensemble de valeurs propres sur une plage de vitesse (par exemple de 0 à  $v_{max}$ ), [Doria and Roa Melo \(2018\)](#); [Doria et al. \(2019\)](#) propose de mesurer l'aire ( $\Lambda_i$ ) sous la courbe.

$$\Lambda_i = \int_0^{v_{max}} \eta_i(v) \Re(\lambda_i(v)) dv \quad (4.1)$$

Avec :

$$\eta_i(v) = \begin{cases} 1 & \Re(\lambda_i(v)) \leq 0 \\ 0 & \Re(\lambda_i(v)) > 0 \end{cases} \quad (4.2)$$

### Validité de construit

Les études sur le contrôle neuromoteur indiquent que les humains, en tant que contrôleurs, ont tendance à minimiser leurs actions de contrôle [Todorov \(2004\)](#). Par conséquent, dans le contexte de la dynamique des véhicules ou des systèmes contrôlé en général, il est avantageux de contrôler un système stable qui revient naturellement à un point d'équilibre sans contrôle actif (e.g. [Hess \(2012\)](#); [Moore and Hubbard \(2008\)](#); [Schwab et al. \(2012a, 2013\)](#); [Sharp \(2008\)](#)) Cela permet l'usage d'actions de contrôle potentiellement intermittentes, moins intenses, voire maladroites, tout en disposant d'une résilience face aux perturbations extérieures (vent, choc etc.). Si le point d'équilibre dominant du système est cohérent avec la tâche de contrôle souhaitée, la stabilité semble être bénéfique pour la maniabilité car elle réduit la charge de travail. Si la tâche principale à réaliser consiste à maintenir le vélo proche de l'état vertical (point de linéarisation du modèle de Carvallo-Whipple) alors la stabilité doit favoriser la maniabilité car le charge de travail sera plus faible. Inversement, dans les tâches qui impliquent d'atteindre des états éloignés du point d'équilibre dominant (par exemple, initier un virage), la stabilité ne semble pas favoriser la performance ou aider à minimiser la charge de travail.

### Validité de convergence

Des expériences en laboratoire, portant sur la conduite en ligne droite sur un tapis roulant (ou des rouleaux) ont révélé des amplitudes de mouvement significatives et involontaires à de faibles vitesses, en particulier dans la plage où le mode *weave* est instable ([Moore et al., 2010](#); [Cain et al., 2016](#)). Cette corrélation suggère que l'instabilité du mode *weave* à faible vitesse rend difficile la stabilisation du vélo. Il en résulte une forte demande de contrôle comme l'a montré [Cain et al. \(2016\)](#) en mesurant la puissance mécanique fournie sur la direction par les cyclistes. Cette approche basée sur la stabilité a été utilisée à des fins de conception par [Schwab et al. \(2012a\)](#) et, selon l'auteur, les retours d'expérience sur le terrain ont été satisfaisants. En outre, d'autres auteurs ([Plöchl et al., 2012](#); [Tomiasi et al., 2019](#)) relatent des pertes de contrôle liées à l'instabilité d'un mode propre. Le mode en question est le *wobble*, un mode impliquant principalement une oscillation du guidon à fréquence élevée (10 Hz). Ce mode est commun dans la littérature moto et demande d'étendre le modèle de Carvallo-Whipple (modèle de pneu et/ou raideur des composants) pour le prédire. Pour les vélos, ce mode se déstabilise en général au delà de 30 km/h ([Plöchl et al., 2012](#)) et est symptomatique d'un défaut de conception. L'apparition d'un *wobble* instable est d'avantage une situation de conduite extrême qu'une situation de circulation nominale représentative de la mobilité urbaine.

## Fréquence des modes

### Généralités

Comme pour la convergence et la divergence des modes, les fréquences de ces modes peuvent être analysées à l'aide des valeurs propres de la matrice  $\mathbf{A}$ . Cette section se concentre sur la propriété encore non abordée des modes propres oscillants : leur fréquence propre.

### Définition mathématique des indicateurs

La partie imaginaire des valeurs propres des modes oscillants fournit la pulsation du mode ( $\omega_i$ ), qui peut être convertie en fréquence à l'aide de la formule :  $f_i = \frac{\omega_i}{2\pi}$ .

### Validité de construit

La validité de construit de cette mesure est basée sur le fait que les humains disposent de capacités de contrôle limitées dans le domaine fréquentiel. Comme spécifié dans le modèle de contrôle humain de [Hess \(2012\)](#), le système neuromusculaire humain ne peut pas fournir un contrôle identique quelle que soit la fréquence de stimulation. [Hess \(2012\)](#) indique que lors des tâches de contrôle manuel comme conduire un vélo, l'humain se déphase progressivement de sa consigne lorsque la fréquence de celle-ci dépasse le Hertz. Cela indique qu'un mode oscillant au-delà de quelques Hertz devient difficile à contrôler. En conséquence, la réduction de la fréquence du mode instable peut *a priori* améliorer le contrôle du cycliste. Cette approche est d'avantage pertinente pour un mode oscillant de fréquence "élevée" comme le *wobble* que pour le *weave* qui oscille seulement à quelques Hertz.

### Validité de convergence

Les données expérimentales recueillies dans des conditions relativement écologiques (vélos instrumentés utilisés en extérieur) indiquent que la déstabilisation du *wobble* peut entraîner une perte de contrôle ([Plöchl et al., 2012](#); [Tomati et al., 2019, 2021](#)). Les auteurs rapportent que lorsque le mode instable apparaît, l'oscillation possède une fréquence si élevée qu'il est difficile pour l'humain de maîtriser le mouvement. Dans ce cas très spécifique, la maniabilité du système est extrêmement faible car la charge de travail associée au contrôle est très élevée. A l'heure actuelle, aucune étude ne fait état d'un tel parallèle avec le mode *weave* dont la fréquence ne cesse d'augmenter avec la vitesse comme le montre la figure 1.5 (page 28). Par conséquent il est peu probable que la fréquence du mode *weave* joue un rôle prépondérant (contrairement à sa vitesse de divergence) dans l'évolution de la charge de travail dans les basses vitesses (figure 1.5).

### 4.2.1.2 Indicateurs basés sur la contrôlabilité

#### Introduction à la contrôlabilité

La contrôlabilité est une propriété théorique fréquemment étudiée pour les systèmes linéaires continus. Elle indique si les actions de contrôle sur un système peuvent modifier son état plus ou moins facilement. Plus précisément, il s'agit de la capacité à faire passer le système de n'importe quel état initial à n'importe quel état final en un temps fini (Définition en section 1.2.1.1, page 34). Au sens strict, un système contrôlable n'implique pas nécessairement qu'un état puisse être maintenu aussi longtemps que souhaité; cela signifie seulement qu'il est théoriquement atteignable.

L'étude de la contrôlabilité nécessite la définition de la matrice de contrôlabilité ( $\mathbf{Q}$ ).

$$\mathbf{Q} = [\mathbf{B}, \mathbf{AB}, \dots, \mathbf{A}^{k-1}\mathbf{B}] \quad (4.3)$$

Une opération préliminaire consiste à calculer le rang de la matrice  $\mathbf{Q}$  et à le comparer à la dimension du système,  $n$ . Si le rang de  $\mathbf{Q}$  est inférieur à  $n$ , on dit que le système est non-contrôlable (traduction de *uncontrollable*) ce qui signifie que les modes d'actions utilisables sur le système (à travers  $\mathbf{B}$ ) ne suffisent pas à modifier l'ensemble de variables d'état.

Des opérations plus élaborées permettent ensuite une quantification continue de la contrôlabilité. Par exemple,  $\mathbf{Q}$  peut être décomposé en valeurs singulières :

$$\mathbf{Q} = \mathbf{U}\mathbf{\Sigma}\mathbf{V}^* \quad (4.4)$$

Où  $\mathbf{\Sigma}$  est une matrice diagonale de coefficients  $\{\sigma_1, \dots, \sigma_n\}$  et  $\mathbf{U}$  est composé des vecteurs colonnes singuliers  $\{\mathbf{u}_1, \dots, \mathbf{u}_n\}$ . Les valeurs singulières sont classées par ordre décroissant. Ainsi,  $\sigma_1$  correspond à la direction la plus contrôlable (c'est-à-dire  $\mathbf{u}_1$ ), et  $\sigma_n$  correspond à la direction la moins contrôlable (c'est-à-dire  $\mathbf{u}_n$ ).

Comme pour le principe de stabilité, la contrôlabilité peut être étudiée en décomposant le système en modes propres. Cette approche conduit parfois à une combinaison des deux approches : stabilité et contrôlabilité (Schwab and Kooijman, 2010; Schwab et al., 2012b). Dans cette approche la notion "stabilisable" est parfois utilisée pour signifier que le système est instable, mais contrôlable, de ce fait une action extérieure de contrôle peut le stabiliser. Cette section sur la contrôlabilité présente dans un premier temps les indicateurs de contrôlabilité modale puis le Rideability Index.

#### Contrôlabilité modale

##### Généralités

Dans le domaine du vélo, deux approches distinctes de la contrôlabilité modale ont été proposées :

- La première approche est basée sur les fonctions de transfert modales, telles qu’elles ont été introduites par Schwab and Kooijman (2010). Cette approche repose sur la décomposition de l’espace d’état en vecteurs propres. La matrice de transformation nécessaire pour diagonaliser la matrice  $\mathbf{A}$  est composée des vecteurs propres de droite du système. Cela permet de réécrire les équations du système sous forme modale (équation 1.14, page 28), où chaque composante  $\zeta_i$  du vecteur d’état modal ( $\zeta$ ) représente un mode du système. Selon Schwab and Kooijman (2010), les  $\bar{B}_{ij}$  représentent les fonctions de transfert pour la dérivée des modes propres ( $\dot{\zeta}_i$ ), dénotées  $|\dot{\zeta}_i|/|T_j|$ . Ces quantités sont proposées par Schwab and Kooijman (2010) comme mesures absolues (c’est-à-dire non bornées) de la contrôlabilité du vélo. Plus la valeur de la fonction de transfert est élevée, plus le mode en question est contrôlable avec l’action de contrôle choisie. Pour rappel, les actions de contrôle peuvent être appliquées soit sur l’axe de roulis ( $j = \varphi$ ), soit sur l’axe de braquage ( $j = \delta$ ). Plus la valeur de la fonction est élevée, plus la maniabilité est supposée être bonne car le contrôle demande une charge de travail moindre. Il convient de noter qu’une ou plusieurs de ces fonctions de transfert peuvent être nulles si le système n’est pas contrôlable. Cette méthode définit une mesure pour chaque action de contrôle et chaque mode propre, ce qui donne six mesures (trois modes distincts et deux actions de contrôle possibles) pour le modèle de Carvallo-Whipple.
- La deuxième approche aborde la contrôlabilité des modes propres avec une mesure relative appelée angle de contrôlabilité modale. Cet angle, désigné par  $\beta_{ij}$ , représente la contrôlabilité de  $\xi_i^*$ , le  $i^{\text{th}}$  vecteur propre gauche de  $\mathbf{A}$  (i.e.  $\xi_i^*$  qui satisfait la matrice  $\mathbf{A}^T \xi_i^* = \lambda_i \xi_i^*$ ) par le  $j^{\text{th}}$  vecteur de contrôle ( $\mathbf{B}_j$ ). Cette mesure donne également six indicateurs pour le modèle de Carvallo-Whipple. Les approches basées sur les angles fournissent une mesure relative, entre 0 et 90 degrés. Une contrôlabilité modale de 0° indique que le mode de contrôle et le mode propre sont colinéaires ce qui implique une efficacité importante et donc un faible effort à fournir (composante énergétique). *A contrario*, une contrôlabilité modale de 90° indique que le mode de contrôle agit orthogonalement au mode propre et donc qu’il ne peut pas l’affecter.

### Définition mathématique des indicateurs

- Sur la base de la décomposition modale de l’espace d’état, détaillée dans la section (équation 1.14, page 28), Schwab and Kooijman (2010) proposent d’examiner les fonctions de transfert suivantes :

$$\frac{|\dot{\zeta}_i|}{|T_j|} := \bar{B}_{ij}, \quad i = (1, \dots, 4), \quad j = (\delta, \varphi) \quad (4.5)$$

- Sur la base des équations de l’espace d’état (équation 1.12, page 28), l’angle de contrôlabilité modale ( $\beta_{ij}$ ) entre le vecteur propre gauche  $\xi_i^*$  et le vecteur de contrôle  $\mathbf{B}_j$  est défini par (Schwab et al., 2012b; Edelmann et al., 2015) :

$$\cos(\beta_{ij}) = \frac{|\xi_i^{*T} \cdot \mathbf{B}_j|}{\|\xi_i^*\| \|\mathbf{B}_j\|} \quad (4.6)$$

### Validité de construit

La validité de construit des mesures de contrôlabilité modale telles que proposée par Schwab and Kooijman (2010); Schwab et al. (2012b); Edelmann et al. (2015), est basée sur l’hypothèse que plus les modes propres sont contrôlables, plus le système est facile à contrôler, ce qui implique une plus faible charge de travail et donc une meilleure mania-bilité. Cette hypothèse est cohérente avec le principe de l’action minimale (Todorov, 2004), qui soutient également les indicateurs de stabilité. Par conséquent, cette ap-proche peut être considérée comme une première approximation correcte. Cependant, en tant que contrôleurs humains, les cyclistes ont des capacités limitées qui peuvent conduire à des erreurs de conduite (erreurs de perception, retards, précision d’action limitée, etc.). Par conséquent, d’un point de vue biomécanique, il est naturel de se demander si le fait de maximiser la contrôlabilité est une bonne chose pour la mania-bilité. En outre, l’approche modale permet d’obtenir de multiples mesures potentielles pour un système donné (6 dans le cas du modèle de Carvallo-Whipple) ce qui la rend complexe à mettre en œuvre et à interpréter.

### Validité de convergence

Les travaux de Schwab and Kooijman (2010); Schwab et al. (2012b), montrent qu’à basse vitesse pour un vélo donné, la contrôlabilité du mode *weave* par un couple de braquage est relativement élevée et constante même si ce mode est instable (quelque soit l’indicateur considéré). Elle est notamment plus élevée que pour un couple sur l’axe de roulis, rendant le couple de braquage bien plus efficace pour le contrôle à basse vitesse. Malgré quelques variations brusques de contrôlabilité modale pour des vitesses très ponctuelles, elle ne semblent pas trouver d’échos dans les données expéri-mentales disponibles. L’évaluation de la validité de convergence de ces métriques reste actuellement limitée et demanderait de comparer différents design de vélos.

## Rideability Index

### Généralités

Le Rideability Index, noté  $D$  pour « difficulté », est explicitement présenté comme un indicateur de mania-bilité par Seffen et al. (2001) au sens où il est construit comme une image de la charge de travail. Il sert à mesurer la contrôlabilité à partir de la ma-trice  $\mathbf{Q}$ . Contrairement à une décomposition modale de l’espace d’état, cette approche repose sur une décomposition en valeurs singulières de la matrice  $\mathbf{Q}$  (équation 4.4).

La décomposition identifie les directions orthogonales dans l'espace d'état, allant de la plus contrôlable  $\mathbf{u}_1$  à la moins contrôlable  $\mathbf{u}_n$ . Chaque vecteur de cette base est associé à une valeur singulière qui quantifie la contrôlabilité de la direction correspondante. Cette nouvelle base se distingue de celle utilisée par la contrôlabilité modale, basée sur les vecteurs propres. Une fois que toutes les valeurs singulières sont obtenues et triées, les deux valeurs extrêmes sont retenues pour calculer l'indicateur. Finalement,  $D$  représente l'ordre de grandeur entre la contrôlabilité de la direction la plus contrôlable dans l'espace d'état par rapport à la moins contrôlable. Une valeur plus élevée de  $D$  indique que le véhicule a plus de difficultés à être contrôlé.

### Validité de construit

Le Rideability Index est explicitement un indicateur de maniabilité des biporteurs au sens où il quantifie une difficulté. L'hypothèse sous-jacente de cette approche est qu'une plus faible charge de travail (donc une meilleure maniabilité) peut être obtenue lorsque les valeurs singulières sont réparties uniformément. Cela implique que la charge de travail est minimale lorsque toutes les directions de l'espace d'état ont une contrôlabilité identique. "L'équi-trôlabilité" des vecteurs singuliers, est une hypothèse qui a en principe du sens. Cette hypothèse est cohérente avec l'idée qu'un vélo maniable est prévisible et polyvalent dans la mesure où l'ensemble des états demandent la même quantité de contrôle pour être atteint. Ce concept est cohérent avec la notion de modèle interne qui régit les comportements attendus du vélo par les cyclistes. Selon cette approche, une contrôlabilité inégale pourrait imposer une charge de travail accrue aux cyclistes lorsque le vélo s'écarte d'un comportement habituel en changeant brusquement de contrôlabilité. Dans cette situation, le comportement du vélo serait effectivement peu prévisible. Par ailleurs, cette mesure offre une flexibilité avantageuse dans la définition du vecteur d'état. L'inclusion ou l'exclusion de certaines variables d'état permettent d'adapter l'indicateur à une tâche spécifique. Par exemple, l'intégration de la position de la roue peut rendre l'indicateur plus pertinent pour l'évaluation de la maniabilité lors d'un suivi de ligne.

### Validité de convergence

D'après [Seffen et al. \(2001\)](#), les variations observées de maniabilité documentées par [Jones \(1970\)](#); [Lowell and McKell \(1982\)](#), en particulier celles qui concerne le couple gravitationnel, semblent s'aligner avec l'étude paramétrique que mène [Seffen et al. \(2001\)](#) sur la chasse et l'inertie de la roue avant. Cependant, les données disponibles sont insuffisantes pour permettre une discussion plus étayée sur la validité convergente du Rideability Index.



## Sensibilité Latérale

### Généralités

La « Sensibilité Latérale », notée  $L_s$  ou « Indice d'Accélération » est un indicateur de maniabilité de la littérature moto appliqué au vélo par [Cain and Perkins \(2008, 2010\)](#). Néanmoins, il se base sur l'accélération latérale par unité de couple de braquage. Il s'agit d'une manière de caractériser le couple de braquage nécessaire pour courber la trajectoire du centre de gravité globale du système cycliste-vélo avec un niveau d'accélération latéral donné. Cette mesure est basée sur les équations du modèle de Carvallo-Whipple en virage établi, présentée ci-dessous.

### Définition mathématique de l'indicateur

En virage établi,  $\ddot{\mathbf{q}}$  ( $[\ddot{\varphi}, \ddot{\delta}]^T$ ) et  $\dot{\mathbf{q}}$  ( $[\dot{\varphi}, \dot{\delta}]^T$ ) sont négligés et l'action de contrôle sur le vélos est supposé être un couple de braquage ( $T_\delta$ ). La simplification de l'équation 1.1 (page 23) donne l'équation 4.7.

$$[g\mathbf{K}_0 + u^2\mathbf{K}_2][\varphi, \delta]^T = [0, T_\delta] \quad (4.7)$$

D'autre part, la cinématique dans le plan du sol en l'absence de glissement latéral donne :

$$R_c = \frac{w}{\delta_e \cos \gamma} \quad (4.8)$$

Où le rayon de courbure instantané ( $R_c$ ) est relié à l'angle de braquage à l'équilibre ( $\delta_e$ ) et à deux paramètres géométriques qui sont l'empattement ( $w$ ) et l'angle d'inclinaison ( $\gamma$ ).

En utilisant ce qui précède, le couple de braquage s'écrit, entre autre, comme une fonction du rayon de courbure du virage ( $R_c$ ), de la vitesse du vélo ( $u$ ) et des coefficients des matrices  $K_0$  et  $K_2$ .

$$T_\delta = \frac{w}{R_c \cos \gamma} (gK_{0\delta\varphi} \frac{v^2 K_{2\varphi\delta} + gK_{0\varphi\delta}}{gK_{0\varphi\varphi}} + (v^2 K_{2\delta\delta} + gK_{0\delta\delta})) \quad (4.9)$$

Enfin,  $R_c$  peut être relié à la vitesse ( $u$ ) et à l'accélération normale ( $a_n$ ) à partir de l'équilibre des forces au centre de gravité du système cycliste-vélo :  $R_c = \frac{u^2}{a_n}$ , ce qui permet d'obtenir le ratio souhaité :

$$L_s = \frac{a_n}{T_\delta} \quad (4.10)$$

Selon les sources, il lui arrive d'être défini par son inverse ([Cain and Perkins, 2008, 2012](#); [Paudel and Fah Yap, 2021](#)).

### Validité de construit

La validité de construit de cet indicateur est basée sur l'idée qu'un faible couple de braquage pour stabiliser le vélo au cours d'un virage en régime établi implique une plus faible composante énergétique de la charge de travail et donc une meilleure maniabilité. Selon le principe d'action minimale (Todorov, 2004), cette approche semble fondée, en particulier lorsqu'il s'agit de véhicules lourds tels que les vélos cargos. Cependant, une Sensibilité Latérale excessive du véhicule peut également être perçue comme un défaut dans le cas d'actions de contrôle accidentelle ou d'une perturbation extérieure sur la direction. Générer une forte accélération latérale avec un effort minimal ne garantit pas nécessairement que le vélo restera sous le contrôle du cycliste par la suite (perte d'adhérence, résonance d'un mode, retard, etc.). Il s'agit là des limites que l'on peut formuler pour cet indicateur statique appliqué sur un modèle en boucle ouverte.

### Validité de convergence

Malgré l'hypothèse de virage établi, cet indicateur présente des preuves expérimentales solides, bien qu'il dépende fortement de la stratégie de contrôle adoptée par les cyclistes. En effet Cain and Perkins (2010) a montré que l'indicateur est relativement prédictif de l'effort mesuré expérimentalement par unité d'accélération. L'indicateur s'est montré encore plus prédictif en intégrant une stratégie de contrôle qui prend en compte le roulis du buste des cyclistes par rapport au cadre.

#### 4.2.1.3 Indicateurs basés sur l'état du vélo

Les indicateurs numériques basés sur l'état du vélo nécessitent d'intégrer un modèle de contrôle à celui de véhicule. Le modèle en boucle fermée peut ensuite être simulé pour produire des signaux numériques des variables d'état. Une autre approche est de passer par des fonctions de transfert pour étudier certains comportements du système. Cette méthode nécessite d'utiliser un modèle linéaire continu.

Cette famille d'indicateur diffère de celles présentées précédemment car du point de vue de la chaîne causale, l'évolution des variables d'état se place en aval des propriétés intrinsèques du véhicule. De ce fait, la construction d'un indicateur de cette famille doit se baser sur une corrélation explicite entre la maniabilité et les variables d'état. La pertinence de ce lien donne du crédit à la validité de construit de l'indicateur.

Dans le domaine vélo, les indicateurs numériques utilisant les variables d'état du vélo sont rares. Un seul indicateur a été inclus à cette section : la Handling Quality Metric (HQM). Cet indicateur se base justement sur une fonction de transfert qui sera présentée ci-après.

## Handling Quality Metric (HQM)

### Généralités

La HQM a été introduite pour les vélos par Hess (2012). Il s'agit d'une fonction de transfert indépendante de la tâche à accomplir par les cyclistes. Elle représente la « puissance » dans le signal de rétroaction lié à la dérivée de la variable contrôlée. Le HQM a été utilisé avec succès dans l'aéronautique pour améliorer la qualité des avions. Dans le cas des vélos (Hess, 2012) cet indicateur repose sur l'idée que la charge de travail est liée à la quantité de signal de rétroaction perçu par le cycliste pour stabiliser le roulis du vélo à un angle de commande donné ( $\varphi_c$ ). Cet indicateur cible dont principalement la composante cognitive de la charge de travail. Dans le cas du vélo, Hess (2012) modélise les capacités neuromusculaires des bras des cyclistes avec une fonction de transfert du second ordre. Aussi, les cyclistes observent et s'adaptent à l'état du système via trois boucles de rétroaction (visuelle, proprioceptive, etc.). Pour régler ce modèle, le modèle neuromusculaire introduit deux paramètres, tandis que les boucles de rétroaction introduisent trois gains. Les paramètres du modèle neuromusculaire et les gains sont choisis de telle sorte que les fonctions de transfert du système en boucle fermée imitent les réponses qui ont été étudiées expérimentalement dans le contexte des tâches de contrôle manuel des véhicules volants (Hess, 2012).

### Définition mathématique de l'indicateur

La HQM utilise le modèle Carvallo-Whipple comme modèle de vélo. L'angle de roulis du vélo ( $\varphi$ ) est ensuite asservi en angle autour de l'angle de consigne ( $\varphi_c$ ) via trois boucles de rétroaction (cf. figure 4.2.1). L'angle de roulis du vélo est comparé à l'angle de consigne via la boucle de rétroaction visuelle. L'écart observé est par la suite amplifié via un gain statique, permettant la comparaison à la vitesse de roulis via la boucle vestibulaire. Enfin la boucle interne proprioceptive permet de contrôler l'angle de braquage. *Modulo* un gain statique, l'écart d'angle de braquage est converti en couple de braquage via un modèle neuromusculaire représenté par une fonction de transfert ( $G_{nm_b}$ ). Cette fonction modélise les capacités de production de force des cyclistes. Hess (2012) a utilisé le second ordre suivant, où  $\Omega$  est la pulsation.

$$G_{nm_b} = \frac{30^2}{(j\Omega)^2 + 2(0,707)30j\Omega + 30^2}. \quad (4.11)$$

Cette fonction reproduit plusieurs caractéristiques neuromusculaires observées expérimentalement Hess (2012). Elle présente notamment un pic de résonance d'environ 10 dB légèrement après 10 rad/s et d'un déphasage progressif à mesure que la fréquence d'oscillation augmente.

La HQM est une approche basée sur l'amplitude maximale de la fonction de transfert  $HQM$  définie d'après Hess (2012) par l'équation 4.12. Sa construction se base sur le principe supposant que la maniabilité est liée à la fonction de transfert ayant pour numérateur la dérivée temporelle de la variable de sortie du modèle de véhicule et au

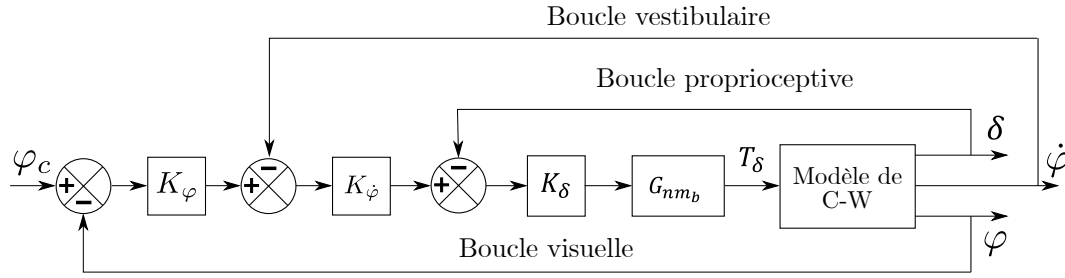


FIGURE 4.2.1 – Schéma bloc utilisé pour modéliser le système cycliste-vélo dans Hess (2012). Il utilise trois gains  $K_\varphi$  ( $s^{-1}$ ),  $K_\varphi$  ( $s$ ) et  $K_\delta$  ( $Nm.rad^{-1}$ ) dont l'ajustement réponds à une logique d'imitation d'un comportement fréquentiel (Diagramme de Bode). Les valeurs des gains sont spécifiques pour chaque vélo et chaque vitesse. Des valeurs classiques sont disponibles dans Hess (2012)

dénominateur la variable de commande. Or le modèle considéré dispose de deux degrés de liberté ( $\delta$  et  $\varphi$ ). Pour adapter ce principe, le comparateur de la boucle proprioceptive est déplacé en amont afin que les signaux rétroactifs soient comparés au même point. Un signal équivalent est obtenu en sommant les deux signaux liés à la dérivé des variables de sortie.

Cette quantité est la grandeur identifiée comme étant liée à la charge de travail d'un humain contrôlant manuellement un véhicule. Selon Hess (2012), cette fraction est finalement normalisée par  $K_\varphi$  afin de retirer l'effet de la "sensibilité du contrôle". Finalement cette fonction de transfert dépend de la pulsation complexe  $j\Omega$  associée à la commande d'entrée du système. Enfin, les auteurs de Hess (2012) proposent de filtrer la HQM par  $20^2/(j\Omega + 20)^2$  afin de réduire l'amplitude à des fréquences où le signal  $\varphi_c$  devrait contenir peu de puissance.

$$HQM(j\Omega) = \left| \frac{\dot{\varphi} + \delta/K_\varphi}{\varphi_c} \right| \cdot \left| \frac{1}{K_\varphi} \right| \quad (4.12)$$

L'indicateur retenu est obtenu en prenant le maximum de l'amplitude de la HQM filtrée sur une gamme de fréquences cohérentes avec le mouvement humain (*i.e.* de 0 à 20 rad/s).

### Validité de construit

La HQM dispose d'un degré élevé de validité de construit de par sa bio-fidélité due à l'utilisation d'un modèle neuromusculaire et de boucles de rétroactions identifiées à partir de caractéristiques observées expérimentalement. Il s'agit, à l'heure actuelle, de l'indicateur de maniabilité le plus sophistiqué, développé pour le vélo. Cependant, la recherche de la biofidélité a aussi un inconvénient : la complexité associée au réglage des gains et des paramètres. À ce jour, les méthodes de réglage ne permettent pas de calculer la HQM en dessous de 2 m/s car le contrôleur ne peut pas stabiliser le vélo. La sensibilité de cette mesure à l'ajustement du gain n'a pas encore été étudiée de

manière approfondie, et la littérature existante ne permet pas de comprendre comment cet indicateur est robuste à ce réglage.

### Validité de convergence

En aéronautique, il a été montré par [McRuer and Jex \(1967\)](#) que les maximums de fonctions de transfert, reposant sur le même principe, sont corrélés avec l'échelle de difficulté de Cooper-Harper. Dans [Hess \(2012\)](#), la construction de la HQM est faite dans la même optique.

Les données de la littérature suggèrent que la HQM indique une dégradation de la maniabilité (par une charge de travail élevée) à faible vitesse (par exemple autour de 2,5 m/s), ce qui correspond aux observations expérimentales de [Moore et al. \(2010\)](#). Les données de simulation de [Hess \(2012\)](#) mettent en évidence la présence d'une stratégie de contre-braquage dans le modèle, ce qui correspond au comportement humain connu sur les biporteurs. Ces simulations indiquent également que les vélos ayant des valeurs de HQM plus élevées nécessitent une production de couple plus importante et donc une composante énergétique de la charge de travail plus importante.

#### 4.2.1.4 Discussion et conclusion

Cette section a présenté une analyse de validité à deux niveaux des indicateurs de maniabilité ayant été utilisés dans la littérature vélo. Ces indicateurs ont été rassemblés en trois familles distinctes. Toutes présupposent qu'un vélo maniable est un vélo qui permet la réduction de la charge de travail des cyclistes. Ainsi les indicateurs de maniabilité sont d'avantage des indicateurs de charge de travail car ils n'intègrent pas directement la question de la performance. En outre, chacun aborde la prédiction de la charge de travail avec son propre angle. De manière générale la validité de construit de ces trois familles est relativement élevée même si certaines limites ont été formulées. La première famille utilise les approches de stabilité en supposant que la stabilité de l'équilibre latéral contribue à une bonne maniabilité. Cette approche est soutenue par des observations expérimentales montrant que la stabilisation du mode *weave* en augmentant sa vitesse (autour de 1,5 m/s) facilite la conduite des vélos.

Les approches par contrôlabilité supposent que les actions de contrôle des cyclistes doivent être efficaces pour modifier l'état du système. Cette famille nécessite plus de données expérimentales impliquant des variations de design de vélo pour être étudiée. Les données disponibles sur des variations de vitesse ne montrent pas de tendances conjointes claires entre la maniabilité et ces indicateurs.

Les approches par stabilité et contrôlabilité se situent en amont de la chaîne causale de la maniabilité. En effet c'est bien les propriétés intrinsèques du véhicule qui imposent une adaptation du contrôle des cyclistes. Cette adaptation se répercute sous la forme d'une charge de travail et d'un niveau de performance.

Les approches basées sur l'état du vélo sont uniquement représentées par la HQM.

L'évolution de cet indicateur lorsque la vitesse augmente (autour de 2 m/s) est cohérente avec l'amélioration de la maniabilité observée expérimentalement en ligne droite dans cette gamme de vitesse. Les effets liés à des changements de design des vélos restent encore très peu documentés ce qui limite les discussions actuelles sur la validité de convergence des indicateurs.

Afin de poursuivre l'analyse de validité des indicateurs numériques existants, un niveau d'évaluation supplémentaire est requis. La section suivante présente une analyse de leur validité prédictive basée sur les données de la **BadMania**.

## 4.2.2 Évaluation de la validité prédictive des indicateurs numériques existants

La présente section poursuit l'analyse de validité débutée en intégrant de nouvelles données expérimentales. Elle présente l'évaluation de la validité prédictive d'une sélection d'indicateurs numériques. Ces derniers seront calculés à partir du modèle de Carvallo-Whipple pour chaque vélo expérimental. Ils seront ensuite mis au regard des variations de charge de travail mesurées subjectivement au chapitre 2. Enfin une discussion permettra de dresser un bilan comparatif des indicateurs testés.

### 4.2.2.1 Matériel et méthodes

#### Indicateurs inclus

Les précédentes discussions sur la validité de convergence, alliées aux conditions expérimentales considérées (cf. sections 2.2.1.2 et 2.3.1.3, pages 56 et 70), nous ont amenés à choisir 6 indicateurs pour cette étude. Ces indicateurs sont présentés dans la table 4.2.1, classés par famille. Ci-dessous les motivations ayant conduit à ce choix.

Parmi les indicateurs de stabilité, seul la partie réelle de la valeur propre du mode *weave* a été incluse. En effet, les indicateurs basés sur la fréquence ont été montrés comme peu utiles en dehors des phénomènes de *wobble* et peu pertinents compte tenu des vitesses en jeu (1,5 à 3 m/s). De même les indicateurs basés sur les modes *capsize* et *caster* n'ont pas été inclus car ils ne dominent pas le mouvement des vélos sur la plage de vitesse considérée.

Parmi les indicateurs de contrôlabilité, ont été inclus le Rideability Index ( $D$ ) et les indicateurs de contrôlabilité modale appliqués au mode *weave*. Plus spécifiquement, seuls les indicateurs de contrôlabilité modale associés au couple de braquage ont été inclus. L'exclusion des indicateurs de contrôlabilité des autres modes se justifie par leur faible importance sur le mouvement du vélo dans les plages de vitesses considérées, comme mentionné précédemment pour les indicateurs de stabilité.

Enfin, l'indicateur HQM basé que l'état du vélo a été inclus car il représente une

	<b>Symbole</b>	<b>Unité</b>	<b>Description</b>
<b>Stabilité</b>			
	$\Re(\lambda_{weave})$	$(s^{-1})$	Partie réelle de la valeur propre du mode weave
<b>Contrôlabilité</b>			
	$D$	$( )$	Rideability Index
	$\beta_{weave,\delta}$	$(^\circ)$	Angle de contrôlabilité modale du mode weave par couple de braquage
	$\bar{B}_{weave,\delta}$	$( )$	Transfert fonction de contrôlabilité modale du mode <i>weave</i> par couple de braquage
	$ Ls $	$(N.s^{-2})$	Valeur absolue de la Sensibilité Latérale
<b>Etat du vélo</b>			
	HQM	$( )$	Handling Quality Metric

TABLEAU 4.2.1 – Indicateurs numériques inclus dans l'étude. Ils sont au nombre de 6 et résultent d'une sélection basée sur la validité de convergence discutée précédemment. Les approches par modes propres sont également restreintes au mode *weave*, le mode dominant pour les vitesses expérimentalement atteintes (1,5 à 3 m/s).

solide validité de convergence.

Les indicateurs ont été calculés conformément aux étapes de calcul exposées en section 4.2. Le modèle de Carvallo-Whipple utilisé a nécessité un paramétrage pour chaque véhicule. Les méthodes d'évaluation de ces paramètres sont présentées dans la section suivante.

### Paramétrage du modèle de Carvallo-Whipple

Le modèle retenu pour calculer les indicateurs numériques est le modèle de Carvallo-Whipple (présenté en section 1.1.2, page 20). Ce choix se justifie pour deux raisons. Tout d'abord il s'agit du modèle le plus utilisé pour calculer les indicateurs existants dans la littérature. Il est donc le plus à même de fournir une évaluation de validité prédictive représentative de l'existant. Aussi il a été choisi d'utiliser un modèle de Carvallo-Whipple non étendu (*i.e.* sans ajout de degrés de liberté au cycliste ou de modèle de pneu) car certains indicateurs n'ont jusqu'ici pas été adaptés pour des modèles plus complexes (e.g. HQM).

Le paramétrage des équations du modèle de Carvallo-Whipple nécessite l'estimation des paramètres physiques présentés dans la table 4.2.2. Le choix d'utiliser un modèle non étendu revient à considérer les cyclistes comme ayant une posture fixe et un comportement rigide, lié au cadre du vélo. Le choix de cette posture sera décrit plus bas

dans cette section. D’après ce qui précède, certains paramètres du modèle seront intrinsèques au vélo modélisé (ensembles F,R et H) tandis que d’autres seront une fusion de paramètres du vélo et du cycliste (ensemble B). Les paramètres des vélos expérimentaux ont été estimées par des mesures physiques détaillées dans le paragraphe ci-dessous.

Type de paramètre	Méthode	Paramètres				
Géométrique	Mètre, réglet	Roues ( $F, R$ )	Direction ( $H$ )	Cadre ( $B$ )	Cycliste ( $C$ )	
		$r_F, r_R$	$\gamma, c$	$w$	$h_c$ (déclarative)	
Masse	Balance	$m_F, m_R$	$m_H$	$m_B$	$m_c$	
Inertie	E.O.L	$I_{Fyy}, I_{Ryy}$	$I_{Hxx}, I_{Hzz}$	$I_{Bxx}, I_{Bzz}$	$I_{Cxx}, I_{Czz}, I_{Cxz}^*$	
		$I_{A\gamma\gamma}, I_{A\gamma x}, I_{A\gamma z}^{**}$				
		$I_{Txx}, I_{Tzz}, I_{Txz}^{**}$				
CdG	Barycentre (graphique)		$x_H, z_H$	$x_B, z_B$	$x_C, z_C^*$	
	Barycentre	$u_A, x_A, z_A^{**}$				
	Balances	$x_T, z_T^{**}$				

TABLEAU 4.2.2 – Méthodes de mesure utilisées pour estimer les paramètres du modèle de Carvallo-Whipple. CdG : Centre de gravité. E.O.L. : Estimation par Oscillation Libre (section 4.A de l’annexe du chapitre), \*\* : Paramètres pour les ensembles équivalents (A : Roue avant + Direction, T : Roues + Direction + Cadre + Cycliste) mesurés ou estimés directement, et uniquement pour le vélo configurable du protocole TUD. Le détail des paramètres est donné à la table 4.B.1 dans les annexes. \* : Issu d’un modèle postural présenté en annexe ?? (page ??).

### Estimation des paramètres physiques des vélos

Les paramètres physiques à estimer sont de nature différente, ce qui implique plusieurs méthodes d’estimation. Les méthodes employées sont synthétisées dans la table 4.2.2. Les paramètres de nature géométrique ont été mesurés au mètre ou au réglet, tandis que les angles de douille ont été estimés par pointage sur photographies. Les moments et produits d’inertie ont été estimés par oscillation libre conformément à Moore et al. (2009). Les détails de cette méthode sont donnés en section 4.A de l’annexe du chapitre (page 168). La position des centres de gravité ont été estimées par triangulation sur photographies ou par ratio des forces verticales dans le cas du vélo complet.

Des différences méthodologies existent entre l’estimation des paramètres du vélo configurable de TU Delft et les vélos expérimentaux du LBMC (*Omnium* et *Strida*). Dans le premier cas, la complexité du design (direction déportée par tringle) a incité à regrouper certains composants du vélo en ensembles équivalents. Par exemple les pro-



propriétés inertielles de la direction (H) n'ont pas été mesurées dans leur repère propre car il s'agit d'un assemblage trop complexe. Il a été préféré d'utiliser les propriétés équivalentes de l'ensemble de direction noté A (Roue avant + Direction) autour de l'axe de braquage (incliné d'un angle  $\gamma$  avec la verticale). L'estimation des propriétés équivalentes fait intervenir des paramètres (équivalents) devant nécessairement être calculés dans le modèle Carvallo-Whipple qui agrège les paramètres initiaux dans seulement deux équations. Ainsi ces paramètres équivalents permettent de paramétrer les mêmes équations dynamiques mais en s'affranchissant de mesures intermédiaires. La figure 4.B.1 en annexe (page 170) illustre les ensembles équivalents utilisés.

Dans le cas des vélos expérimentaux du LBMC (protocole **UGE**), les paramètres ont été estimés individuellement permettant une compréhension plus fine de la contribution de chacun dans les paramètres équivalents finaux (ensembles A et T).

Le détail des paramètres estimés pour les vélos des deux protocoles sont disponibles en annexe du chapitre dans la table 4.B.1 (page 171).

### Estimation des paramètres physiques du cycliste

Comme précisé précédemment lors du choix du modèle, le cycliste est considéré comme un solide rigide et rigidement lié au cadre du vélo. Cette approximation grossière est celle employée dans la majorité des études sur la maniabilité (e.g. Hess (2012); Seffen et al. (2001)) même si d'autres alternatives ont été utilisées (e.g. Schwab and Kooijman (2010); Schwab et al. (2012b)). En sus des contraintes méthodologiques liées au calcul et à l'adaptation de certains indicateurs, ce choix peut être justifié par plusieurs études suggérant un faible impact des mouvements du tronc sur le contrôle du vélo. En effet l'analyse du mouvement du cycliste de Moore et al. (2010) suggère un contrôle principalement opéré par les mouvements de la direction. Cette observation est confirmée à basses vitesses (1 à 3 m/s) par Cain et al. (2016). D'autre part Schwab and Kooijman (2010); Schwab et al. (2012b) ont montrés que le contrôle par braquage est bien plus efficace que par des actions sur le roulis du cadre.

Compte tenu du modèle choisi, les paramètres physiques liées au cycliste sont sa masse, les coefficients de sa matrice d'inertie et la localisation de son centre de gravité dans le repère du vélo. Ces paramètres ont été estimées à partir d'un modèle postural dont les propriétés anthropométriques et inertielles sont basées sur les travaux de Dumas et al. (2007). Ce modèle a été ajusté selon la stature et la masse moyenne des participants.

L'estimation de la posture est illustrée dans la figure 4.2.2. Celle-ci est symétrique par rapport au plan sagittal. Elle a été réalisée par une fermeture géométrique dissociée des membres inférieurs et des membres supérieurs. Celle-ci présuppose un contact des ischions sur la selle à l'intersection avec le tube de selle. La fermeture géométrique des membres supérieurs utilise une optimisation cherchant à minimiser la distance entre les mains et les points de contact sur le guidon. Des contraintes (bornes) sur les angles articulaires ont été utilisées pour s'assurer d'atteindre une posture dont les amplitudes articulaires sont biomécaniquement accessibles. L'angle du dos avec la verticale

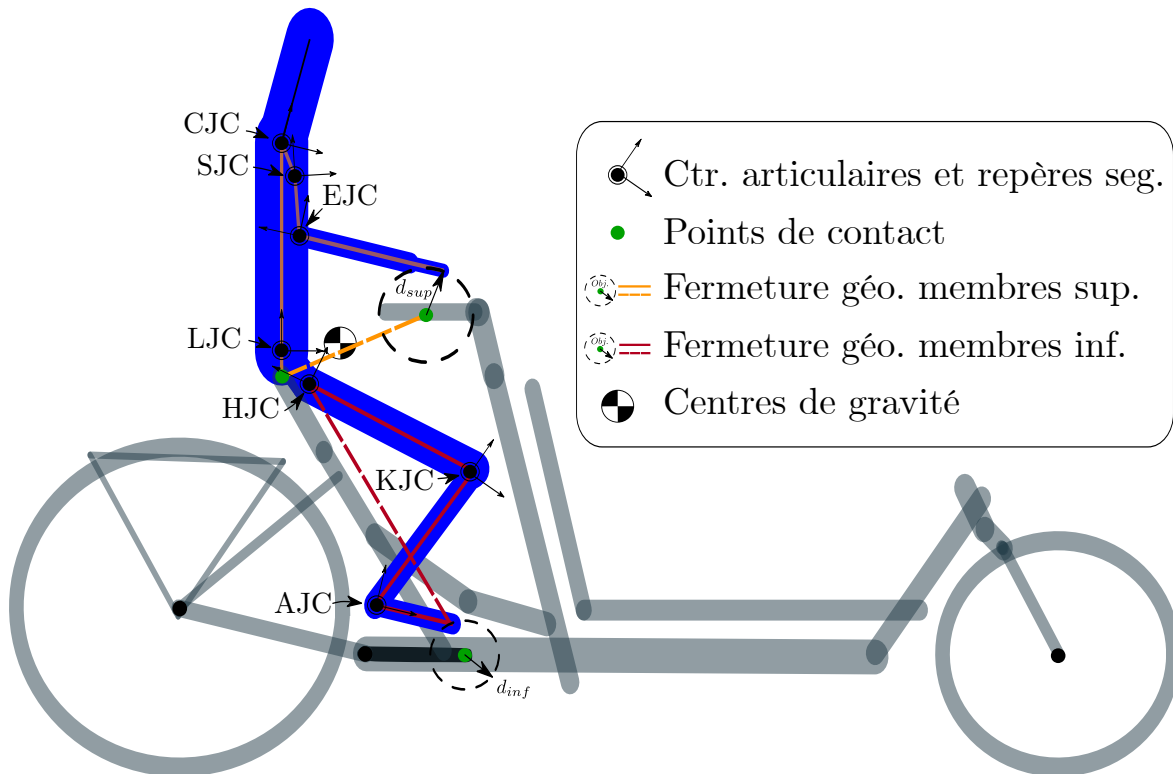


FIGURE 4.2.2 – Illustration de la méthode d’estimation de la posture du cycliste. La position des segments dans le repère du vélo est obtenue à l’issue de fermetures géométriques (membres inférieurs et membres supérieurs). Elles présupposent un point de contact des ischions sur la selle et optimisent les angles articulaires pour permettre le contact des mains sur le guidon et des pieds sur les pédales. Détail des centres articulaires : *Cervical Joint Center* (CJC), *Shoulder Joint Center* (SJC), *Elbow Joint Center* (EJC), *Lumbar Joint Center* (LJC), *Hip Joint Center* (HJC), *Knee Joint Center* (KJC), *Ankle Joint Center* (AJC).

et l’angle des coudes résultent de la solution trouvée par l’optimisation. La fermeture géométrique des membres inférieurs fonctionne de manière analogue. L’optimisation cherche à minimiser la distance entre le point de contact des pieds et l’axe de rotation des pédales du vélo lorsque la manivelle est à l’horizontal. L’angle entre la cuisse et le pelvis ainsi que l’angle entre la cuisse et la jambe résultent de la solution trouvée.

Une fois la posture estimée, les propriétés inertielles de chaque segment modélisé sont rapportées au centre de gravité du cycliste calculé à partir du centre de gravité de ces mêmes segments. La matrice d’inertie du cycliste (calculée en son centre de gravité et dans un repère aligné avec celui du cadre du vélo) est enfin transportée au centre de gravité de l’ensemble cycliste+cadre. En dernier lieu les propriétés de cet ensemble sont calculées en son centre de gravité et dans le repère du cadre du vélo.

### Analyses statistiques des indicateurs

L'objectif de l'analyse statistique des indicateurs était d'évaluer leur capacité prédictive sur les effets subjectifs relatifs mesurés expérimentalement au chapitre 2. Pour rappel, la procédure **2MR** a permis dans le chapitre 2, de discriminer les quatre configurations (A, B, C, D) du protocole **TUD**, les deux vélos expérimentaux (*Omnium* et *Strida*) du protocole **UGE**, et certaines conditions de vitesses du protocole **UGE**. Pour ce faire, quatre analyses de la variance (ANOVA unidirectionnelles de type II) ont été menées. Elles ont été suivies de tests post-hoc Tukey HSD (A1\_CONFIG où les effectifs sont identiques) ou Tukey-Kramer (autres cas) en cas d'effet significatif au seuil de 5 %. Chaque analyse a été réalisée sur les valeurs des indicateurs inclus. Les valeurs des indicateurs ont été évalués pour chaque essai de la base de donnée en prenant en compte la vitesse moyenne de l'essai et les paramètres du vélo utilisé. Les effectifs des données et les groupes testés sont détaillés dans la table 4.2.3 Les analyses ont été nommées par leur référence dans la table 4.2.3, *i.e.* A1\_CONFIG, A2\_OS etc. Ensuite, les effets post-hoc (ou leur absence) ont été comparés à l'effet de la transition sur la maniabilité (cf. résultats du chapitre 1, page 2.6 et 2.16). In fine, cette adéquation entre effet subjectif et valeur des indicateurs a permis d'évaluer leur capacité prédictive.

	Objectif	Méthode	Groupes testés			
Protocole <b>TUD</b>						
A1_CONFIG	Effet de la configuration	ANOVA+ Tukey HSD post-hoc	A 22	B 22	C 22	D 22
Protocole <b>UGE</b>						
A2_OS	Effet du design à allure C	ANOVA+ Tukey-Kramer post-hoc	O (allure C) 33		S (allure C) 35	
A3_O_VITE	Effet de l'allure	ANOVA+ Tukey-Kramer post-hoc	L 7	C 33	R 9	
A4_S_VITE	Effet de l'allure	ANOVA+ Tukey-Kramer post-hoc	L 8	C 35	R 8	

TABLEAU 4.2.3 – Synthèse des analyses statistiques menées sur les indicateurs numériques. Les analyses statistiques menées sur les indicateurs consistent en quatre ANOVA (+ tests post-hoc). La première cherche à discriminer les configurations A, B, C, D, la deuxième cherche à discriminer les vélos à allure *Confort*, la troisième et la quatrième cherchent respectivement à dissocier les conditions d'allure (*Lent*, *Confort*, *Rapide*) pour chacun des deux vélos (séparément). Les effectifs des groupes testés sont indiqués.

#### 4.2.2.2 Résultats

Les résultats présentés dans cette section sont issus des quatre analyses de la variance décrites dans la table 4.2.3. Pour chacune des quatre analyses, un paragraphe présente les résultats obtenus. Un dernier paragraphe présente une synthèse de ces résultats (table 4.2.8).

##### Estimation de l'effet des configurations A, B, C, D (A1\_CONFIG)

Le tableau 4.2.4 présente les valeurs moyennes des indicateurs pour les quatre configurations du vélo expérimental (colonne centrale). Il présente également les résultats

A1_CONFIG Eval. Subj.	Classement A>B>C>D*									
	A	B	C	D	AB	AC	AD	BC	BD	CD
Stabilité										
$\Re(\lambda_{weave}) (s^{-1})$	1,74	1,70	1,68	1,68	≡	≡	≡	≡	≡	≡
Contrôlabilité										
$D$	2,54	1,86	1,71	1,58	<	<	<	<	<	<
$\beta_{weave,\delta} (^\circ)$	87,47	85,67	85,01	84,53	<	<	<	<	<	<
$\bar{B}_{weave,\delta}$	0,48	0,26	0,23	0,21	>	>	>	>	>	>
$ Ls  (N.s^{-2})$	0,30	0,19	0,18	0,15	>	>	>	≡	≡	≡
État du vélo										
HQM	12,17	83,59	19,78	5,10	>	≡	≡	<	<	≡

TABLEAU 4.2.4 – Résultats de l’A1\_CONFIG, *i.e.* : classement des configurations par les indicateurs numériques. Valeur moyenne des indicateurs et résultats des tests post-hoc (Tukey HSD), détails en annexe du chapitre (section 4.C.1). La colonne "Classement" présente, pour chaque indicateur, l’effet de la transition et la cohérence avec son effet connu sur la maniabilité. Le code couleur suivant est utilisé : cohérent (**vert**), non cohérent (**rouge**). Sig. plus grand, > ; sig. plus petit, < ; pas de différence, = .

de l’analyse A1\_CONFIG pour les six transitions. Un code couleur est utilisé pour indiquer si le résultat du test post-hoc est conforme au classement de maniabilité (tableau 2.6, page 65) : **vert** (conforme), **rouge** (non conforme). Le seuil de significativité utilisé est de 5 %.

L’indicateur de stabilité ( $\Re(\lambda_{weave})$ ), ne présente aucune différence significative pour les quatre configurations, il ne permet donc pas de les discriminer, ce qui rend systématiquement fausse sa prédiction. Les trois indicateurs de contrôlabilité présentent systématiquement six effets significatifs. Cependant, le Rideability Index ( $D$ ), tout comme l’angle de contrôlabilité modale ( $\beta_{weave,\delta}$ ), présentent systématiquement le classement inverse à celui attendu. La fonction de transfert de contrôlabilité modale ( $\bar{B}_{weave,\delta}$ ) est la seule à restituer les classements attendus pour les 6 comparaisons. La Sensibilité Latérale ( $|Ls|$ ) permet de discriminer la configuration A des autres avec succès, mais elle échoue à discriminer les autres configurations entre elles. Enfin, la HQM permet de discriminer la configuration B spécialement peu maniable par rapport aux autres, d’après l’indicateur, ce qui ne corrobore aucunement avec les résultats subjectifs.

### Estimation de l’effet des vélos *Omnium* et *Strida* (A2\_OS)

Le tableau 4.2.5 présente les valeurs moyennes des indicateurs pour les vélos *Omnium* et *Strida* à allure *Confort* (colonne centrale). Il présente également les résultats

A2_OS Eval. Subj.	Confort		Classement O<S*
	O	S	
Stabilité			OS
$\Re(\lambda_{weave}) (s^{-1})$	2,15	2,29	≡
Contrôlabilité			
$D$	3,21	3,01	<
$\beta_{weave,\delta} (^\circ)$	87,91	86,94	<
$\bar{B}_{weave,\delta}$	2,21	1,35	>
$ Ls  (N.s^{-2})$	1,95	1,76	≡
État du vélo			
HQM	32,97	11,20	<

TABEAU 4.2.5 – Résultats de l’A2\_OS, *i.e.* : effets des vélos *Omnium* (O) et *Strida* (S) sur les indicateurs numériques. Valeur moyenne des indicateurs et résultats des tests post-hoc (Tukey-Kramer), détails en annexe du chapitre (section 4.C.3). La colonne "Classement" présente, pour chaque indicateur, l’effet de la transition et la cohérence avec son effet connu sur la maniabilité. Le code couleur suivant est utilisé : cohérent (vert), non cohérent (rouge). Sig. plus grand, > ; sig. plus petit, < ; pas de différence, = .

de l’analyse A2\_OS pour la transition SO. Le même code couleur est utilisé pour indiquer si le résultat du test post-hoc est conforme au classement de maniabilité (tableau 2.16, page 81). Le seuil de significativité utilisé est de 5 %.

L’indicateur de stabilité ( $\Re(\lambda_{weave})$ ), ne présente aucune différence significative pour les deux vélos, il ne reflète donc pas le classement de maniabilité. Les trois indicateurs de contrôlabilité présentent un effet. Le Rideability Index ( $D$ ), tout comme l’angle de contrôlabilité modale ( $\beta_{weave,\delta}$ ), restitue le classement attendu. La fonction de transfert de contrôlabilité modale ( $\bar{B}_{weave,\delta}$ ) restitue quant à elle l’inverse du classement attendu. La Sensibilité Latérale ( $|Ls|$ ) ne montre pas d’effet. Enfin, la HQM permet de classer les deux vélos dans l’ordre attendu.

### Estimation de l’effet de la consigne d’allure (L, C, R) pour l’Omnium (A3\_O\_VITE)

Le tableau 4.2.6 regroupe les valeurs moyennes des indicateurs pour l’*Omnium* pour les trois conditions d’allure (colonne centrale). Il présente également les résultats de l’analyse A3\_O\_VITE. Le même code couleur est utilisé pour indiquer si le résultat du test post-hoc est conforme au classement de maniabilité (tableau 2.16, page 81) . Le seuil de significativité utilisé est de 5 %.

A3_O_VITE Eval. Subj.	Omniium			Classement C>R>L*		
	L	C	R	LC	CR	LR
Stabilité						
$\Re(\lambda_{weave})$ ( $s^{-1}$ )	2,98	2,15	1,58	<	<	<
Contrôlabilité						
$D$	3,37	3,21	3,39	<	>	≡
$\beta_{weave,\delta}$ ( $^{\circ}$ )	88,08	87,91	87,94	<	≡	<
$\bar{B}_{weave,\delta}$	2,54	2,21	2,11	>	≡	>
$ Ls $ ( $N.s^{-2}$ )	0,70	1,95	3,46	<	<	<
État du vélo						
HQM	9,63	32,97	8,45	≡	≡	≡

TABLEAU 4.2.6 – Résultats de l’A3\_O\_VITE, *i.e.* : effets de la consigne d’allure (L,C,R) sur les indicateurs numériques pour l’Omniium. Valeur moyenne des indicateurs et résultats des tests post-hoc (Tukey-Kramer), détails en annexe du chapitre (section 4.C.4). La colonne "Classement" présente, pour chaque indicateur, l’effet de la transition et la cohérence avec son effet connu sur la maniabilité. Le code couleur suivant est utilisé : cohérent (vert), non cohérent (rouge). Sig. plus grand, > ; sig. plus petit, < ; pas de différence, = .

L’indicateur de stabilité ( $\Re(\lambda_{weave})$ ), présente trois transitions significatives, dont seules les transitions CL et RL sont conformes aux résultats de maniabilité . Le Rideability Index ( $D$ ) présente deux transitions significatives, où CR et CL sont cohérente avec l’attendu. La contrôlabilité modale ( $\beta_{weave,\delta}$ ) présente également deux transitions significatives sur trois, une se révélant conforme : CL et l’autre non conforme RL. La fonction de transfert de contrôlabilité modale ( $\bar{B}_{weave,\delta}$ ) présente uniquement des transitions significatives mais incohérentes avec l’attendu. La Sensibilité Latérale ( $|Ls|$ ) dispose d’une transition significative cohérente : la transition RL. Finalement la HQM ne présente aucune transition significative.

#### Estimation de l’effet de la consigne d’allure (L,C,R) pour le *Strida* (A4\_S\_VITE)

Le tableau 4.2.7 regroupe les valeurs moyennes des indicateurs pour le *Strida* pour les trois conditions d’allure (colonne centrale). Il présente également les résultats de l’analyse A4\_S\_VITE. Le même code couleur est utilisé pour indiquer si le résultat du test post-hoc est conforme au classement de maniabilité (tableau 2.16, page 81) . Le seuil de significativité utilisé est de 5 %.

L’indicateur de stabilité ( $\Re(\lambda_{weave})$ ), distingue a raison la transition CL mais dis-

A4_S_VITE Eval. Subj.	Strida			Classement C>R*,C>L*		
	L	C	R	LC	CR	LR
Stabilité						
$\Re(\lambda_{weave}) (s^{-1})$	3,24	2,29	2,03	<	≡	<
Contrôlabilité						
$D$	2,88	3,01	3,07	>	≡	>
$\beta_{weave,\delta} (^\circ)$	87,18	86,94	87,03	<	≡	≡
$\bar{B}_{weave,\delta}$	1,83	1,35	1,27	≡	≡	≡
$ Ls  (N.s^{-2})$	0,64	1,76	2,27	<	≡	<
État du vélo						
HQM	20,60	11,20	7,29	≡	≡	<

TABLEAU 4.2.7 – Résultats de l’A4\_S\_VITE, *i.e.* : effets de la consigne d’allure (L,C,R) sur les indicateurs numériques pour le *Strida*. Valeur moyenne des indicateurs et résultats des tests post-hoc (Tukey-Kramer), détails en annexe du chapitre (section 4.C.6). La colonne "Classement" présente, pour chaque indicateur, l’effet de la transition et la cohérence avec son effet connu sur la maniabilité. Le code couleur suivant est utilisé : cohérent (vert), non cohérent (rouge).

tingue à tord la transition RL. Aussi il ne discerne pas les allures C et R alors que cette transition était attendue comme significative. Les trois indicateurs de contrôlabilité discerne pas non plus les allures C et R pourtant différents d’après l’évaluation de maniabilité. Le Rideability Index ( $D$ ), ne présente aucun résultat cohérent avec l’évaluation subjective. La contrôlabilité modale ( $\beta_{weave,\delta}$ ) est conforme à l’attendu pour les transitions CL et RL tandis que la fonction de transfert de contrôlabilité modale ( $\bar{B}_{weave,\delta}$ ) est uniquement conforme pour la transition RL. La Sensibilité Latérale ( $|Ls|$ ), ne permet pas, à tord, de distinguer la transition CR mais distingue a raison la transition CL. Finalement la HQM ne présente aucune prédiction correcte.



	Protocole TUD	Protocole UGE			
	Effet design A1_CONFIG	Effet design A2_OS	Effet vitesse A3_O_VITE & A4_S_VITE LC      CR      LR		
Analyse					
Stabilité					
$\Re(\lambda_{weave}) (s^{-1})$	0/6	0/1	2/2	0/2	1/2
Contrôlabilité					
$D$	0/6	1/1	1/2	1/2	0/2
$\beta_{weave,\delta} (^\circ)$	0/6	1/1	2/2	0/2	2/2
$\bar{B}_{weave,\delta}$	6/6	0/1	0/2	0/2	1/2
Effort de contrôle					
$ Ls  (N.s^{-2})$	3/6	0/1	2/2	0/2	1/2
HQM	1/6	1/1	0/2	0/2	0/2

TABLEAU 4.2.8 – Synthèse des capacités prédictives des indicateurs. Chaque case présente le ratio de prédiction correcte sur le total de prédictions évaluées.

### Synthèse des résultats

Dans cette section, les capacités prédictives des indicateurs ont été évaluées en distinguant la prédiction de l'effet du design (A1\_CONFIG et A2\_OS) de la prédiction de l'effet d'une condition de vitesse (A3\_O\_VITE et A4\_S\_VITE). Ces résultats sont synthétisés dans la table 4.2.8 qui présente pour chacun de ces deux effets le ratio de prédiction correcte. Il en résulte que l'effet design du protocole **TUD** a rarement été correctement prédit. Seule la fonction de transfert de contrôlabilité modale  $\bar{B}_{weave,\delta}$  a permis une prédiction sans faute de cet effet. L'effet design du protocole **UGE**, a été correctement prédit par le Rideability Index ( $D$ ), l'angle de contrôlabilité modale ( $\beta_{weave,\delta}$ ) et la HQM. Concernant l'effet vitesse, la transition LC a été correctement prédite par  $\Re(\lambda_{weave})$ ,  $\beta_{weave,\delta}$  et  $|Ls|$ . La transition CR quant à elle, n'a pas été prédite mieux que une fois sur deux. Enfin la transition LR a seulement été prédite correctement par  $\beta_{weave,\delta}$ .

#### 4.2.2.3 Discussion et conclusion

Les résultats présentés mettent en évidence que les indicateurs testés dans cette étude possèdent des validités prédictives faibles et disparates. Les discussions de ces résultats seront présentés en deux parties. La première s'intéresse à l'effet design, et que la seconde discute de l'effet vitesse. Enfin, pour conclure, un bilan plus général sera tiré sur les propriétés qui semblent souhaitables en vue du développement de nouveaux indicateurs.

## Prédiction de l'effet design

Le protocole **TUD** consistait en des variations extrêmes de design : déplacement du centre de gravité de l'ensemble de direction de plusieurs centimètres (8cm entre la configuration A et B) et forte augmentation du moment d'inertie de l'ensemble de direction (245 % pour la transition AB). Pourtant un seul indicateur restitue l'ensemble des effets des transitions conformément à l'évaluation subjective :  $\bar{B}_{weave,\delta}$ . D'un point de vue mathématique il est cohérent de constater que le déplacement de la masse sur la direction du vélo produise ce résultat. En effet, dans le cas de  $\bar{B}_{weave,\delta}$ , l'augmentation des moments d'inertie de l'ensemble A se répercute dans la matrice de masse ( $\mathbf{M}$ ) à partir de laquelle l'indicateur  $\bar{B}_{weave,\delta}$  est calculé. Un second indicateur présente plusieurs prédictions valides (3/6) : la Sensibilité Latérale ( $|Ls|$ ). Cet indicateur est très sensible à la variabilité inter-individuelle de la vitesse ce qui rend les configurations B,C et D indistinguables entre elles. Il est tout de même intéressant de noter que les valeurs moyennes restituent le classement attendu. Les résultats des autres indicateurs sont relativement surprenants. La HQM présente un classement sans logique apparente. Ces résultats sont probablement liés à l'incapacité de la méthode à trouver des gains permettant de stabiliser le vélo. Cette limite de la méthode a préalablement été relevée pour de systèmes présentant de forte instabilité notamment à basse vitesse (Hess, 2012; Moore et al., 2016). L'indicateur de stabilité utilisé ( $\Re(\lambda_{weave})$ ) s'est révélé très peu sensible aux configurations du vélo pour la vitesse testée. Enfin, l'interprétation physique des variations du Rideability Index est difficile au vu du concept abstrait sur lequel il repose. Dans les faits, l'équiprobabilité des modes de contrôlabilité singulier semble plus être une propriété pénalisante que facilitant le contrôle du vélo.

Dans le cas du protocole **UGE** (A2\_OS), les variations de design entre les deux vélos étaient multiples et de natures différentes (e.g. empattement du vélo, taille des roues, angle de douille). Cette fois-ci trois indicateurs prédisent correctement la transition ( $D, \beta_{weave,\delta}, HQM$ ). Cependant, ce résultat ne confirme pas ceux du protocole précédent. En effet,  $\bar{B}_{weave,\delta}$  n'est à présent plus prédictif de l'effet design. Les indicateurs prédictifs de la transition OS disposent d'une fiabilité discutable au vu des résultats du protocole **TUD**. En effet, le niveau de preuve apporté par cette seule transition OS n'égale pas celui apporté par les 6 transitions considérées dans l'A1\_CONFIG du protocole **TUD**.

La différence des capacités prédictives de  $\bar{B}_{weave,\delta}$  ou de  $|Ls|$  entre les deux protocoles peut s'expliquer par la différence de nature des changements de design entre les protocoles. Dans le cas du protocole **TUD**, les changements étaient d'ordre inertiel, affectant directement le couple de contrôle nécessaire et donc la composante énergétique de la charge de travail. Dans cette condition il est cohérent que ces deux indicateurs soient prédictifs. Il est d'autant plus cohérent que  $|Ls|$  présente des résultats probants, du fait que cet indicateur provienne du domaine moto où la maniabilité est souvent résumée à charge de travail induite par la quantité de couple de braquage à appliquer. Cependant dans le cadre du protocole **UGE**, où les variations de design affectant principalement la géométrie (e.g. l'empattement, l'angle de douille) il n'est pas incohérent que ces deux indicateurs montrent des capacités prédictives plus faibles. Il a en effet été montré au chapitre 2 (cf. tableau 2.16, page 81) que la transition OS

produit principalement des variations de demande temporelle. Au vue de la définition des deux indicateurs en question, il est cohérent que ces derniers ne prédisent pas les changements de la composante cognitive de la charge de travail. Cette limite semble indiquer des domaines de validité différents pour chaque indicateur et donc potentiellement, un besoin de plusieurs indicateurs complémentaires pour prédire l'ensemble des composantes de la charge de travail.

### Prédiction de l'effet vitesse

L'analyse de la validité prédictive des indicateurs sur les conditions d'allure du protocole 2 permet d'évaluer leur capacité à retranscrire les variations de charge de travail dues à différentes vitesses du vélo.

L'indicateur de stabilité ( $\Re(\lambda_{weave})$ ) s'est montré parmi les plus prédictifs pour les transitions LC, confirmant sa validité de convergence discutée en section 4.2.1.1. Ce résultat confirme en effet que l'instabilité du vélo à faible vitesse (ici allure *Lente*) réduit sa maniabilité en augmentant la charge de travail. Ce résultat renforce cette idée jusqu'ici très fortement suspectée. Il est intéressant de relever que cet écart de stabilité est de l'ordre de  $1 s^{-1}$  tandis que l'écart entre l'*Omnium* et le *Strida* (à allure *Confort*) est de l'ordre de  $0,15 s^{-1}$ . Cela laisse penser qu'une différence de stabilité significativement perceptible se situe entre ces deux ordres de grandeur. Pour rappel, il a été montré que la transition LC affecte l'ensemble des items de la charge de travail. L'indicateur de stabilité se montre donc capable dans le cas présent de prédire des changements affectant l'ensemble des items de la charge de travail. Les indicateurs  $\beta_{weave,\delta}$  et  $|Ls|$  se sont montrés tout aussi prédictifs que l'indicateur de stabilité pour cette transition. L'interprétation de ce résultat pour  $\beta_{weave,\delta}$  est assez délicate au vu du caractère abstrait de cette métrique. En ce qui concerne  $|Ls|$ , son comportement décroissant avec la vitesse avait été préalablement observé chez [Cain and Perkins \(2012\)](#).

L'effet de la transition CR est quant à elle plus difficile à prédire. Aucun indicateur en présence ne s'est révélé systématiquement prédictif pour cette transition. Cela suggère que les indicateurs actuels échouent à décrire le phénomène responsable de l'augmentation de la charge de travail avec la vitesse. Plusieurs effets peuvent contribuer à cette augmentation de la charge de travail au delà de l'allure *Confort*. La diminution du temps disponible pour ajuster son équilibre ou sa trajectoire est une source probable de l'augmentation de la demande temporelle et mentale détectée au chapitre 2. La caractéristique associée à ce phénomène est la Sensibilité Latérale (nervosité) du véhicule, qui au delà d'un seuil, devient néfaste pour la demande temporelle. Aussi, l'augmentation de la raideur dynamique (liée à l'effet gyroscopique) est une cause de dépense de contrôle plus importante comme l'indique [Cossalter and Sadauckas \(2006\)](#). Cependant aucune variation de la demande physique n'a été mesurée dans le chapitre 2 dans le cas de la transition CR. Les vitesses atteintes (et l'inertie des roues avant) étant probablement trop faibles pour créer la raideur dynamique nécessaire à affecter significativement la demande physique. Cette raideur dynamique est liée au gain de stabilité acquis avec la vitesse. Il est envisageable que la stabilité au delà un certain seuil, devienne néfaste pour la maniabilité. Toutefois cette cause semble négligeable dans le cas

présent en l'absence de variation de la demande physique. Enfin, un phénomène probable qui échappe jusqu'ici à notre modèle, est le comportement des pneumatiques. Ce dernier peut jouer un rôle à travers le retour haptique et le comportement dynamique du véhicule (e.g. : gestion du glissement). Ces quatre phénomènes sont ceux suspectés (de manière générale) de l'augmentation de la charge de travail à plus haute vitesse. Les indicateurs inclus à cette étude ne sont pas capables de représenter ces différents phénomènes. L'utilisation d'une borne supérieure sur les indicateurs de Sensibilité Latérale ou de stabilité pourraient éventuellement permettre de prendre en compte un fraction de cet effet vitesse. La HQM est construite pour quantifier la composante cognitive (demande mentale et temporelle) de la charge de travail. Cependant elle ne s'est pas montrée utile pour prédire les variations de demande temporelle dans le cas de cette transition. Elle prévoit en effet une évolution hyperbolique de la charge de travail avec la vitesse (Hess, 2012). Cette évolution laisse penser que la HQM est plus adaptée pour une tâche de ligne droite que pour une tâche nécessitant de modifier l'équilibre vertical. Elle prévoit également un pic (autour de 2 m/s) incohérent avec les données expérimentales (figure 4.C.1 en annexe du chapitre, page 179).

### Conclusions sur les indicateurs numériques existants

Les présents résultats montrent que les effets de variation de design sur la charge de travail ne sont pas entièrement capturables par un seul indicateur. Les variations de design de nature inertielle semblent bien prédites par  $\bar{B}_{weave,\delta}$  à basse vitesse. Les variations de nature géométrique sont à l'heure actuelle plus délicates à prédire. Les données en présence montrent des capacités prédictives globalement faibles. Ce faisant, il est difficile de recommander un indicateur en particulier. Sur le plan de l'effet vitesse, la stabilité du vélo ( $\Re(\lambda_{weave})$ ) explique bien la transition LC. Aucune métrique ne parvient actuellement à expliquer la transition CR qui constitue la branche droite de la parabole de la charge de travail.

Ainsi plusieurs effets ne peuvent être actuellement prédits par les indicateurs existants. La section suivante propose une nouvelle approche théorique cherchant à unifier la prédiction des effets de design et reproduire l'effet quadratique de la vitesse sur la charge de travail.

## 4.3 Proposition d'un indicateur numérique de maniabilité : Le *Minimal Transition Cost* (*MTC*)

La section précédente a mis en évidence que la validité prédictive des indicateurs numériques de maniabilité des vélos demeure limitée. Ce constat appelle à l'introduction d'un nouvel indicateur numérique de maniabilité.

### 4.3.1 Construction du nouvel indicateur

#### 4.3.1.1 Résumé des limites des indicateurs numériques de maniabilité actuels

A l'issue des analyses menées dans les chapitres précédents, un certain nombre d'observations et d'enseignements a pu être fait. Ces derniers permettent de re-contextualiser les limites des indicateurs numériques existants de la manière suivante :

- Les approches par stabilité se sont montrées utiles pour expliquer et prédire l'effet des basses vitesses sur la charge de travail. Cependant, elles se sont montrées insuffisantes pour expliquer des variations de charge de travail liées à des changements de design provoquant des variations mineures de stabilité. Les propriétés de stabilité sont donc propriétés intrinsèques aux vélos, utiles mais non suffisantes pour expliquer l'ensemble des variations de charge de travail. La limite de ces approches réside dans le fait qu'elles considèrent le système en l'absence de contrôle. C'est pour cette raison que les approches de contrôlabilité sont sensées leur être complémentaires en s'intéressant à l'effet des actions de contrôle sur le véhicule.
- Les approches de contrôlabilité complètent de manière générale l'information de stabilité. Seulement, dans le cas présent, leur mise en application à travers les indicateurs existants reste abstraite et disjointe de l'information de stabilité. D'un côté le Rideability index propose (sans succès) un indicateur global dont la validité de construit est peu interprétable pour notre objectif. De l'autre, les approches de contrôlabilité modale morcellent l'information sur de nombreux indicateurs dont la synthèse et l'interprétation sont également difficiles. Pourtant la démarche de contrôlabilité est, de par sa définition (section 1.2.1.1), très adaptée à notre besoin. Elle étudie, en effet, la capacité des actions de contrôle du cycliste à modifier l'état du système, composante importante pour la réalisation d'une tâche donnée.
- Les approches basées sur des propriétés {Bipoteur-Pilote} sont à la fois les plus appliquées, les plus concrètes et les plus interprétables physiquement. En effet, elles se basent d'avantage sur des grandeurs jouant un rôle à l'interface entre le véhicule et le pilote : actions de contrôle, retours sensoriels, variables d'état. D'un

point de vue expérimental, il a été montré dans le chapitre 3 que les indicateurs cinématiques basés sur des variables d'état disposaient de capacités prédictives limitées. Par conséquent les approches basées sur les actions de contrôle est une piste prometteuse à explorer. D'un point de vue numérique, la HQM est une métrique basée sur un système en boucle fermée complexe avec une volonté forte de bio-fidélité. Si cette approche dispose d'une validité établie en aéronautique, elle est ici limitée par l'ajustement des gains qu'elle demande pour stabiliser le vélo. L'intégration réaliste d'un modèle de contrôle humain rend la HQM très complexe à ajuster. Cette limite majeure liée au réalisme du cycliste rend son utilisation limitée.

- La totalité des indicateurs numériques existants se placent dans un contexte flou au regard de la prise en compte de la performance. En effet la définition des indicateurs existants suggère qu'ils prédisent principalement la charge de travail sans contrôle du niveau de performance. Pour rappel, il est difficile, d'évaluer la maniabilité en comparant des charges de travail sans contrôler le niveau de performance. Dans l'idéal la comparaison se fait à iso-performance. Il s'agit d'une limite importante des approches numériques existantes.
- De nombreuses métriques font également l'hypothèse d'un contrôle du pilote uniquement basé sur un couple de braquage. Même si cette hypothèse est une approximation répandue dans la littérature, il est connu que le pilote opère simultanément un contrôle sur les deux axes de rotation du vélo ([Cain et al., 2016](#)) (il est par exemple tout à fait possible de conduire un vélo sans les mains).
- Enfin ces approches ne se basent pas sur des tâches de pilotage explicitement définies. Si cette indépendance du résultat à la tâche de pilotage peut représenter un avantage en terme de généralisation des résultats, il s'agit aussi d'un point limitant. En effet, la maniabilité ressentie d'un vélo est probablement le résultat de plusieurs propriétés intrinsèques de ce vélo qui s'expriment plus ou moins selon la tâche de conduite. On peut citer par exemple une situation de pilotage en ligne droite à faible vitesse où il est probable que le maintien de l'équilibre (et donc la stabilité du vélo) soit la contrainte la plus prégnante sur la maniabilité, en comparaison d'une situation d'entrée en virage à plus grande vitesse, où la capacité à modifier l'état du vélo (et donc la contrôlabilité) est probablement la caractéristique dominante

### 4.3.1.2 Motivations et objectifs

Suite aux discussions précédentes, des objectifs de différentes natures peuvent être formulés. Tout d'abord concernant la conception de l'indicateur, il s'agit de :

- Ne pas intégrer une modélisation explicite du pilote afin de limiter la complexité de l'indicateur.
- Pouvoir calculer l'indicateur dans un contexte de tâche explicite. Le fait de pouvoir évaluer la maniabilité du vélo sur un ensemble de tâches de pilotage explicitement définies, et correspondant aux situations d'intérêt pour le concepteur, apparaît donc comme une propriété souhaitable pour le futur indicateur.

- Élargir la prise en compte des actions de contrôle sur le vélo en intégrant un couple sur l'axe de roulis ( $T_\varphi$ ) en plus de couple appliqué sur l'axe de la direction ( $T_\delta$ ).
- Évaluer une charge de travail basée sur le coût de contrôle lié aux actions appliquées sur le véhicule. A l'issu des résultats mitigés des indicateurs basés sur la cinématique (chapitre 3), les actions de contrôle sont la piste privilégiée.
- Utiliser un indicateur de charge de travail évalué à performance maximale. Cette caractéristique permet une comparaison à iso-performance et donc de statuer sur la maniabilité.

L'intégration de ces exigences dans la conception de l'indicateur doit permettre de satisfaire les objectifs suivants :

- Prédire les effets de design sur la charge de travail, en particulier les effets liés à une modification des propriétés inertielles et ceux liés à des modifications géométriques.
- Prédire l'effet quadratique de la vitesse, jusqu'ici uniquement prédit à basses vitesses par les indicateurs basés sur la stabilité du vélo.

### 4.3.1.3 Hypothèses et définition du nouvel indicateur

Le principe général de l'approche proposée est de quantifier le coût de contrôle nécessaire à la réalisation d'un ou de plusieurs changements d'état du vélo. Ces coûts sont calculés à partir des actions de contrôle du cycliste sur le vélo. L'indicateur de maniabilité résultant est basé sur la somme des coûts de contrôle nécessaires à la réalisation de certaines transitions<sup>1</sup> clés.

Cette approche cherche à la fois à bénéficier de la simplicité des approches basées sur des propriétés intrinsèques du véhicule (pas de modélisation explicite du cycliste) et du caractère concret et appliqué des approches basées sur les propriétés {Biporteur-Cycliste}. De cette manière, la quantification de la maniabilité se fait avec un minimum d'hypothèse, c'est à dire sans nécessiter de prendre en compte l'apprentissage ou le niveau d'expertise des cyclistes.

Afin de réaliser techniquement cette modélisation, le modèle de véhicule est soumis à un contrôle optimal. L'optimalité du contrôle doit permettre la réalisation des transitions à performance maximale. Ainsi la quantification de la maniabilité se fait à iso-performance, en comparant des niveaux de charge de travail estimés sur la base de coûts de contrôle. L'optimalité du contrôle réside également dans sa capacité à réaliser des transitions en employant un minimum d'actions de contrôle. Ce choix est cohérent avec les résultats généraux de [Todorov \(2004\)](#) et plus spécifiquement avec ceux de [Schwab et al. \(2013\)](#) qui montre que les cyclistes tendent à minimiser leur dépense de

---

1. Attention, dans cette section, et en l'absence de mention spécifique, le terme de *transition* utilisé par la suite se réfère au changement d'état du vélo et non à la transition entre deux conditions expérimentales comme il était question dans les protocoles expérimentaux.

contrôle. Cette approche permet de calculer le *Minimal Transition Cost* (*MTC*) pour une transition donnée. Ce dernier est défini comme la norme euclidienne<sup>2</sup> minimale du vecteur couple  $\mathbf{T}$  permettant au vélo de produire la transition souhaitée (cf. équation 4.13). Le vecteur couple possède une composante sur l'axe de roulis ( $T_\varphi$ ) et une sur l'axe de braquage ( $T_\delta$ ). L'évolution de ce vecteur durant la transition sera appelé ici une loi de contrôle, notée  $\mathbf{T}(t)$ . Il existe *a priori* un ensemble de lois de contrôle permettant la réalisation de cette transition à performance maximale. Cet ensemble est noté  $E_{\mathbf{X}_i \rightarrow \mathbf{X}_f}$  signifiant qu'il s'agit des lois permettant de faire passer le vélo d'un état  $\mathbf{X}_i$  à un état  $\mathbf{X}_f$ . Loi permettant de faire cette transition en minimisant le carré du  $MTC_{\mathbf{X}_i \rightarrow \mathbf{X}_f}$  est la loi optimale, notée  $\mathbf{T}_{opt}(t)$ . *In fine*, le *Minimal Transition Cost* total ( $MTC_{tot}$ ) résulte de la somme des coûts minimums de transition pour un ensemble de  $k$  transitions donné (cf. équation 4.14).

$$MTC_{\mathbf{X}_i \rightarrow \mathbf{X}_f} := \min_{E_{\mathbf{X}_i \rightarrow \mathbf{X}_f}} (\|\mathbf{T}(t)\|) \quad (4.13)$$

$$MTC_{tot} := \sum_k MTC_{\mathbf{X}_{i_k} \rightarrow \mathbf{X}_{f_k}} \quad (4.14)$$

#### 4.3.1.4 Calcul du *Minimal Transition Cost* par matrice de Gramian

La dynamique du vélo est représentée par un modèle linéaire d'équation d'état de la forme :

$$\dot{\mathbf{X}} = \mathbf{A}\mathbf{X} + \mathbf{B}\mathbf{T}$$

Afin d'obtenir la loi de contrôle  $\mathbf{T}_{opt}(t)$  satisfaisant le problème précédemment posé, il est utile d'introduire le Gramian de contrôlabilité. Cette matrice notée  $\mathbf{W}_c$  est un outil classique de contrôlabilité des systèmes linéaires. Il doit être précisé que les étapes présentées par la suite sont issues des manuels de théorie du contrôle (Chen, 1999; Brunton and Kutz, 2017). Dans le cas où le système est contrôlable (section 1.2.1.1), le Gramian de contrôlabilité ( $\mathbf{W}_c$ ) est défini comme suit<sup>3</sup> :

$$\mathbf{W}_c(t_t) = \int_0^{t_t} e^{\mathbf{A}\tau} \mathbf{B}\mathbf{B}^* e^{\mathbf{A}^*\tau} d\tau \in \mathbb{R}^{n \times n} \quad (4.15)$$

La matrice de Gramian peut, par la suite, être utilisée pour calculer la loi de contrôle optimale ( $T_{opt}$ ) en utilisant l'équation 4.16. Cette équation repose sur une propriété connue de  $\mathbf{W}_c$ . Des détails techniques sur cette propriété peuvent être trouvés dans les ouvrages suivants Chen (1999); Brunton and Kutz (2017).

$$T_{opt}(t) = -\mathbf{B}^* e^{\mathbf{A}^*(t-t)} \mathbf{W}_c(t_t)^{-1} (e^{\mathbf{A}t} \mathbf{X}_i - \mathbf{X}_f) \quad (4.16)$$

2. La norme euclidienne sera notée  $\|\cdot\|$ .

3. Dans cette section la transposé des matrices a été noté par une étoile \* pour éviter les risques de confusion avec la loi de contrôle  $\mathbf{T}$ .



### Interprétation de la résolution par matrice de Gramian

Le calcul de la loi de contrôle optimale par la matrice de Gramian peut paraître obscure et calculatoire à première vue. Cependant elle répond à une question très concrète : «quelle est la plus petite dépense "d'énergie" nécessaire pour que ce vélo passe d'une position à une autre?». Pour répondre à cette question, l'approche utilisée se base sur un résultat simple des systèmes linéaires contrôlés : le mouvement du vélo est une superposition de sa dynamique libre et de sa dynamique sous l'influence d'une loi de contrôle. Cette idée est formalisée mathématiquement de la manière suivante :

$$\mathbf{X}(t) = \underbrace{e^{\mathbf{A}t} \mathbf{X}_i}_{\text{Dynamique libre}} + \underbrace{\int_0^t e^{\mathbf{A}(t-\tau)} \mathbf{B} \mathbf{T}(\tau) d\tau}_{\text{Dynamique contrôlée}} \quad (4.17)$$

Dans l'équation ci-dessus le premier terme est lié à la stabilité des modes propres du système de la présence de la matrice d'état du système ( $\mathbf{A}$ ). Le second correspond à l'interaction temporelle (produit de convolution) entre la loi de contrôle ( $\mathbf{T}(\tau)$ ), la matrice d'entrée ( $\mathbf{B}$ ) et la matrice d'état.

Ce second terme est très proche de celui contenu dans la définition de la matrice de Gramian. Cette dernière représente ainsi une manière de calculer l'amplitude maximale de transition qu'il est possible de faire effectuer au système lorsque celui-ci est contrôlé par un contrôle unitaire. En d'autres termes la matrice de Gramian permet de calculer l'ensemble des états accessibles en un temps donné pour une unité d'énergie de contrôle. La figure 4.3.1 propose une interprétation graphique (en trois dimensions) de cette matrice. L'enveloppe représentée inclue dans son volume l'ensemble des points de l'espace d'état accessibles en un temps donné avec une unité de contrôle. Les axes de l'ellipsoïde représentent les directions de l'espace d'état les plus contrôlables, c'est à dire celles utilisant le moins de contrôle pour être atteintes. Ces directions sont les directions singulières de contrôlabilité.

Finalement, une fois la matrice de Gramian calculée, la loi de contrôle optimale ( $T_{opt}(t)$ ) est celle qui s'appuie sur les directions les plus contrôlables du systèmes (singulières). Cette idée est traduite dans l'équation 4.16 où l'inverse du Gramian est utilisée. L'inverse du Gramian représente le coût de contrôle nécessaire à déplacer le système selon ses directions singulières. La loi de contrôle est une combinaison linéaire de fonctions exponentielles s'appuyant sur les directions singulière. Comme le montre l'équation 4.18, cette loi intègre de manière explicite la dynamique libre du vélo, la condition initiale, finale et la durée de transition.

$$T_{opt}(t) = -\mathbf{B}^* \cdot \underbrace{e^{\mathbf{A}^*(t_t-t)}}_{\text{Dyn. libre}} \cdot \underbrace{\mathbf{W}c(t_t)^{-1}}_{\text{Coût opt. + dir. sing.}} \cdot \left( \underbrace{e^{\mathbf{A}t_t}}_{\text{Dyn. libre}} \cdot \underbrace{\mathbf{X}_i}_{\text{Cond. initiale}} - \underbrace{\mathbf{X}_f}_{\text{Cond. finale}} \right) \quad (4.18)$$

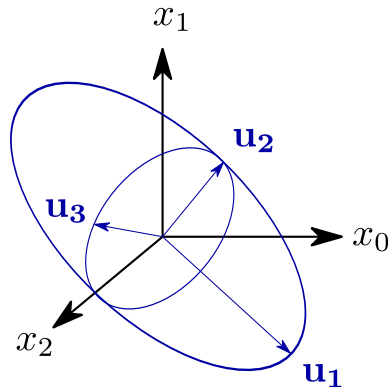


FIGURE 4.3.1 – Interprétation graphique de la matrice de Gramian comme une ellipsoïde de contrôlabilité. Les directions  $x_0, x_1, x_2$  sont les degrés de liberté d'un système quelconque. Les directions  $u_1, u_2, u_3$  sont les directions les plus contrôlables de l'espace d'état, c'est à dire celles permettant de l'éloigner à moindre coût de contrôle de l'origine. L'enveloppe représentée inclue dans son volume l'ensemble des points de l'espace d'état accessibles en un temps donné avec une unité de contrôle.

### Calcul du *Minimal Transition Cost*

Dans le cas de l'approche par Gramian, le calcul d'un *MTC* est facilité par l'équation 4.16 qui donne accès directement à la loi de contrôle optimale. En utilisant cette propriété, le *MTC* revient donc à intégrer la valeur absolue au carré de  $\mathbf{T}_{\text{opt}}(t)$  dont l'expression ne fait intervenir que des constantes connues du problème (cf. équation 4.19). Présenté sous cette forme, cet indicateur apparaît comme un intermédiaire entre une propriété intrinsèque au véhicule et une propriété du système {Bipporteur-pilote}. En effet le pilote n'est pas explicitement modélisé et il s'agit d'observer les actions de contrôle appliquées sur le vélo pour effectuer un (ou plusieurs) tâches de pilotage (les transitions).

$$MTC_{\mathbf{X}_i \rightarrow \mathbf{X}_f} = \int_0^{t_f} | -\mathbf{B}^* e^{\mathbf{A}^*(t_f-t)} \mathbf{W} \mathbf{c}(t_f)^{-1} (e^{\mathbf{A}t_f} \mathbf{X}_i - \mathbf{X}_f) | dt \quad (4.19)$$

#### 4.3.1.5 Discussion de la validité de construit et de convergence du *MTC*

Le *MTC*, calculé selon la méthode proposée, permet une quantification de l'effort de contrôle pour une ou plusieurs transitions données à partir du système d'équation de la dynamique du vélo. Le coût de contrôle calculé prend à la fois en compte la stabilité du vélo et la réaction du vélo sous l'effet du contrôle du pilote. Ce type de synthèse des propriétés n'avaient, jusqu'ici, été utilisées que pour la HQM. En effet les indicateurs de stabilité ne prennent en compte que celle-ci, tandis que les indicateurs de contrôlabilité ignorent la stabilité (certains s'appuient sur le vecteur propre sans utiliser l'information de convergence). Aussi le *MTC* ne repose pas sur une simplification en régime établi

comme le fait la Sensibilité latérale. Cette approche permet aussi de prendre en compte à la fois le couple de braquage et le couple de roulis dans le contrôle, ce qui avait jusqu'ici été très peu fait. L'approche par MTC se base sur les actions de contrôle simulées qui semblent plus pertinentes que les signaux d'état du vélo au regard des résultats du chapitre 3. L'utilisation du contrôle optimal par Gramian permet de réaliser exactement la transition souhaitée. L'indicateur de maniabilité obtenu se place donc à performance maximale et permet de comparer des niveaux de charges de travail. Dans ce contexte les effets d'apprentissage et d'expertise sont effacés. L'utilisation du Gramian facilite grandement la résolution du problème d'optimisation et contraste avec l'ajustement complexe de gains que nécessite la HQM. Enfin la définition du MTC dans le cas d'une transition quelconque, permet d'adapter l'indicateur à différents contextes de tâche. La mise en application concrète du MTC est présentée dans la section suivante.

## 4.3.2 Évaluation des capacités prédictives du *Minimal Transition Cost*

### 4.3.2.1 Objectif

Cette section vise à évaluer les capacités prédictives du MTC. Elle cherchera donc à quantifier dans quelle mesure l'utilisation du MTC permet de prédire des classements de maniabilité établis expérimentalement. Elle sera aussi l'occasion d'étudier l'évolution de cette métrique en fonction de la vitesse et du temps de transition.

### 4.3.2.2 Outils et méthodes

#### Choix des transitions

Un premier enjeu méthodologique à l'approche par MTC réside dans la définitions des transitions entre deux états qui vont être prises en compte. Cela nécessite de définir l'état initial et l'état final de chaque transition, ce qui sera l'objet de ce paragraphe, mais aussi la durée de cette transition et la vitesse (constante) du vélo, qui seront décrites en section 4.3.2.2.

L'évaluation de l'approche par MTC a été effectuée sur la base de données **Bad-Mania** en incluant les mesures **2MR**. Étant donné le contenu des parcours utilisés (cf. figures 2.3 et 2.6) pour les tâches de ces deux protocoles, deux transitions ont été retenues pour le calcul du  $MTC_{tot}$ .

La première transition, notée *STAB*, représente une tâche de stabilisation du vélo après une perturbation en position. Il s'agit, au cours d'une ligne droite, de remettre le vélo à la verticale depuis une position perturbée identique pour chaque vélo. La position choisie était celle d'un angle de roulis de  $7^\circ$ , représentative des états instables observés expérimentalement dans les deux protocoles expérimentaux. Cette transition

Transition	Description	État initial $X_i$	État final $X_f$	Vitesses	Temps de transition $t_t$
<i>STAB</i>	Retour à la vertical	$[7^\circ, 0, 0, 0]^*$	$[0, 0, 0, 0]^*$	0,5 à 7 m/s	0,5 à 2 s
<i>VIR</i>	Prise de virage	$[0, 0, 0, 0]^*$	$[\varphi_e, \delta_e, 0, 0]^*$		

TABLEAU 4.3.1 – Caractéristiques des changement d’états étudiés. La plage de vitesse utilisée est représentative des vitesses atteintes en milieu urbain à vélo. Les durées de transitions sont de l’ordre du Hertz conformément aux capacités de contrôle humain. La condition d’équilibre en virage a été calculée pour chaque vélo séparément à partir des ses paramètres de design. Pour rappel le vecteur d’état  $X$ , est défini de la manière suivante :  $[\varphi, \delta, \dot{\varphi}, \dot{\delta}]^*$

modélise le retour à la position vertical qui est une opération indispensable au maintien de l’équilibre en ligne droite, à la sortie de virage et lors d’un slalom. Lors de cette transition la propriété de stabilité joue un rôle moteur favorable, facilitant le contrôle. La seconde transition, notée *VIR*, consiste à amener le vélo de son équilibre vertical en ligne droite à une condition de virage établie. Le virage considéré dispose d’un rayon de courbure constant de 3 m, ce qui est un ordre de grandeur représentatif des virages réalisés lors des protocoles expérimentaux. La condition finale en virage établie est dépendante du design du vélo et a été calculée à partir des équations 4.8 et 4.7. Cette transition modélise l’action d’éloignement du système de sa position d’équilibre vertical. Cette dernière nécessite de lutter contre les forces contribuant à la stabilité du véhicule. L’éloignement volontaire de cette position d’équilibre est indispensable à la prise de virage et lors d’un slalom. Lors de cette transition la propriété de stabilité joue un rôle contre-moteur défavorable, s’opposant au contrôle.

Finalement, l’indicateur évalué dans cette étude se base sur ces deux transitions, synthétisées dans le tableau 4.3.1. Le  $MTC_{tot}$ , est défini par l’équation 4.20, est un cas particulier de l’équation 4.14.

$$MTC_{tot} = MTC_{STAB} + MTC_{VIR} \quad (4.20)$$

### Conditions de calcul du $MTC_{tot}$

Le calcul du  $MTC_{tot}$  de chacun des vélos expérimentaux (cf. figure 3.2.3, page 104) a été réalisé à partir du modèle de Carvallo-Whipple. Les paramètres des vélos expérimentaux étaient basés sur le tableau 4.B.1 (page 171). Ces derniers ont été ajustés de manière à prendre en compte également le couple sur l’axe de roulis ( $T_\varphi$ ) comme action de contrôle. En effet, la loi de contrôle utilisée intègrait à la fois un couple de braquage ( $T_\delta$ ) et un couple de roulis ( $T_\varphi$ ). En supposant que le couple de roulis est principalement provoqué par un mouvement latéral du buste du cycliste, ce dernier n’est plus considéré comme faisant parti du solide cadre + cycliste. Ainsi, le moment

d'inertie autour de l'axe de roulis ( $I_{Bxx}$ ), la masse de l'ensemble B ( $m_B$ ) et le centre de gravité de l'ensemble B ont été modifiés en retranchant la contribution du buste (et des membres supérieurs) dans sa position verticale. Cette modification des propriétés inertielles vise à mieux représenter la production du couple  $T_\varphi$  à partir des mouvements du buste du cycliste.

Le calcul du  $MTC_{tot}$  a été réalisé en suivant les étapes de la méthode par Gramian présentées en section 4.3.1.4. Les intégrations numériques ont été réalisées avec une méthode des trapèzes sur des vecteurs temps ayant une définition temporelle de 1000 points par seconde. L'intégration de la matrice de Gramian est réalisée à partir de la matrice  $\mathbf{A}$  diagonalisée ( $\tilde{\mathbf{A}}$ ) afin de faciliter le calcul numérique de l'exponentielle de matrice ( $e^{\tilde{\mathbf{A}}t}$ ). La matrice de Gramian est finalement ré-exprimée dans la base initiale afin de l'utiliser dans le calcul de  $T_{opt}$ .

### Analyses

Deux types d'analyses ont été menées : la première vise à explorer l'effet du temps de transition et de la vitesse ; la seconde vise à évaluer les capacités prédictives du  $MTC_{tot}$ .

#### Effet du temps de transition et de la vitesse sur $MTC_{tot}$

Le comportement du  $MTC_{tot}$ , introduit dans la section précédente, en fonction du temps de transition et de la vitesse est, a priori, inconnu. Cependant, il est en effet nécessaire de choisir (au moins) une valeur de  $t_t$  pour évaluer les capacités prédictives de  $MTC_{tot}$ . C'est pourquoi, afin d'appréhender la sensibilité de cet indicateur au temps de transition, une analyse a été réalisée. Ne sachant pas si le temps de transition interagit avec la vitesse, ces deux paramètres ont été pris en compte. Les plages de variations pour ces deux paramètres sont décrites dans le tableau 4.3.1. Les vitesses utilisées sont de l'ordre des vitesses atteintes en conditions de circulation urbaine. Et la gamme des temps de transition ont été choisis à partir d'observations expérimentales rapportant des actions de contrôle de l'ordre de 1 Hz (Schwab et al., 2013; Hess, 2012). Le  $MTC_{tot}$  a été calculé numériquement à partir des jeux de paramètres des vélos expérimentaux : les quatre configurations du vélo du protocole **TUD** et les vélos *Omnium* et *Strida* du protocole **UGE** (cf. tableau 4.B.1 page 171).

#### Évaluation des capacités prédictives du $MTC_{tot}$

L'évaluation des capacités prédictives de cet indicateur a été réalisée de manière analogue à l'évaluation des indicateurs de la littérature. Ainsi, pour chacune des conditions expérimentales des protocoles **TUD** et **UGE** (procédure **2MR** uniquement), le  $MTC_{tot}$  a été calculé pour la vitesse moyenne de chaque essai réalisé. Un temps de transition de une seconde a été utilisé pour cette évaluation. Des analyses de la variance

(i.e. ANOVA unidirectionnelles de type II) ont été utilisées pour évaluer un potentiel effet entre les conditions expérimentales et le  $MTC_{tot}$ . L'ANOVA basée sur les données du protocole **TUD** a été notée A5\_TUD tandis que l'ANOVA basée sur les données du protocole **UGE** a été appelée A6\_UGE. La cohérence de ces résultats est analysée au regard des évaluations subjectives de maniabilité faites avec la méthode **MUA** au chapitre 2.

### 4.3.2.3 Résultats

#### Effet du temps de transition et de la vitesse sur $MTC_{tot}$

La figure 4.3.2, indique que le  $MTC_{tot}$  décroît avec le temps de transition. Ce résultat est cohérent avec le fait qu'une transition réalisée dans "l'urgence" nécessite des actions de contrôle de forte amplitude. Aussi cet effet semble exacerbé par la vitesse. Néanmoins, cela n'a pas d'impact relatif sur le classement entre les vélos. Ainsi, le temps de transition ne semble pas avoir un effet déterminant sur l'analyse de la maniabilité à l'aide du  $MTC_{tot}$ . Sur la base de ce résultat, le temps de transition de, 1 s, utilisé pour l'évaluation des capacités prédictives semble être un premier choix raisonnable.

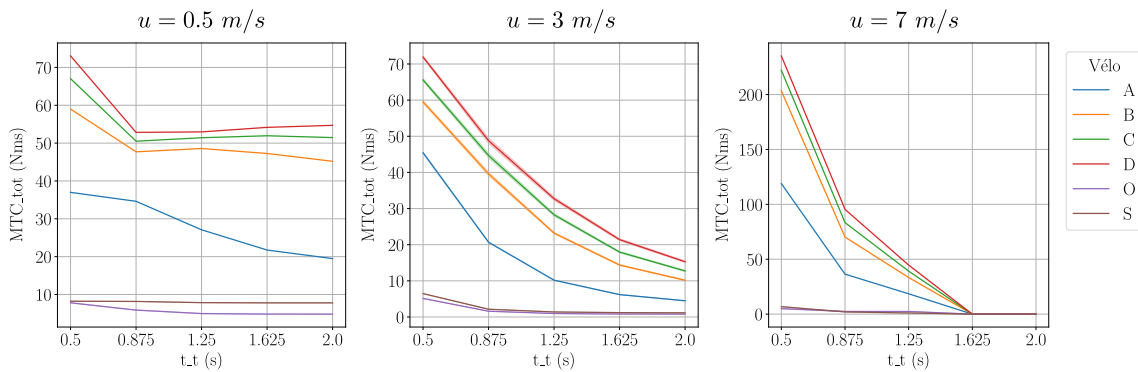


FIGURE 4.3.2 – Effet du temps de transition sur le  $MTC_{tot}$  pour trois vitesses différentes. Dans la gamme de vitesse considérée dans les deux protocoles ( $\approx 3 m/s$ ) le temps de transition ( $t_t$ ) possède un effet similaire entre les différents designs.

Sur la base de ce temps de transition, la figure 4.3.3 montre l'évolution du  $MTC_{tot}$  en fonction de la vitesse. La vitesse produit un effet cuvette pour chaque vélo même si cet effet est plus important pour les configurations A, B, C et D. De manière générale, la branche gauche des cuvettes atteint des valeurs plus élevées que la branche droite. Il est intéressant de remarquer que les quatre configurations sont un ordre de grandeur au dessus que les vélos *Omnium* et *Strida*. Aussi ces deux derniers se montrent très proches l'un de l'autre comparé aux écarts entre les quatre configurations. Ces dernières sont très espacées entre elles mais se resserrent au voisinage d'un minimum local situé autour de  $4,5 m/s$ . L'*Omnium* et le *Strida* présentent également une très légère inflexion similaire au voisinage de  $2 m/s$ .

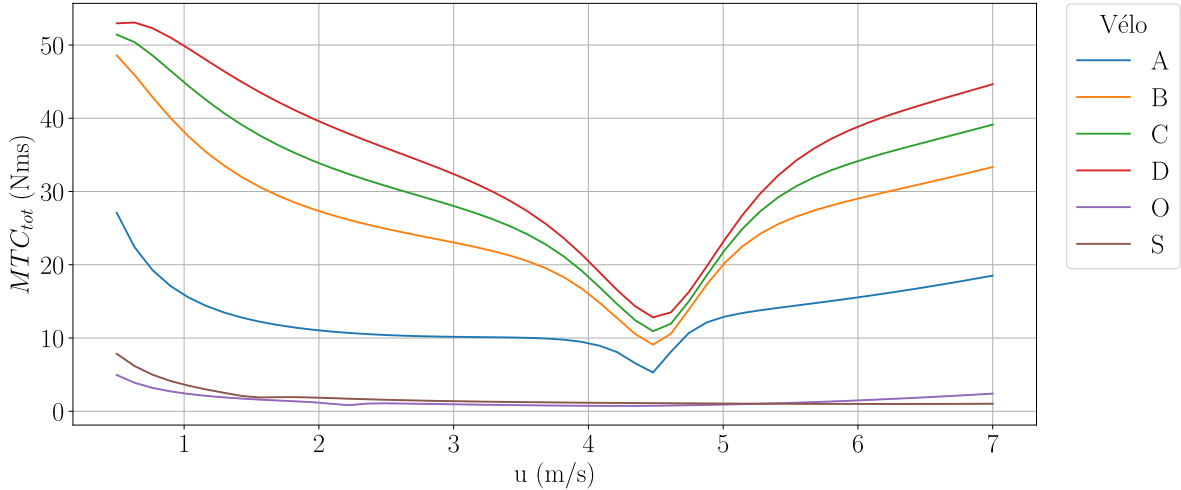


FIGURE 4.3.3 – *Minimal Transition Cost* total ( $MTC_{tot}$ ) en fonction de la vitesse pour un temps de transition de 1 seconde. La vitesse produit un effet en cuvette sur le  $MTC_{tot}$ . Cet effet est beaucoup plus fort pour les configurations (A, B, C, D) que pour l'*Omnium* ou le *Strida*.

A5_TUD	Classement									
	A	B	C	D	AB	AC	AD	BC	BD	CD
$MTC_{tot}$	18,55	41,72	47,78	52,50	>	>	>	>	>	>

TABLEAU 4.3.2 – Résultats de l'A5\_TUD pour le  $MTC_{tot}$ . Valeur moyenne du  $MTC_{tot}$  (en Nms) et résultats des tests post-hoc (Tukey-Kramer), détails en annexe du chapitre (section 4.C.3). La colonne "Classement" présente, pour chaque indicateur, l'effet du changement de condition expérimental et la cohérence avec son effet connu sur la maniabilité. Le code couleur suivant est utilisé : cohérent (vert), non cohérent (rouge). Sig. plus grand, >; sig. plus petit, <; pas de différence, = .

### Capacités prédictives du $MTC_{tot}$

Les résultats des analyses A5\_TUD et A6\_UGE sont présentées dans les tableaux 4.3.2 et 4.3.3. Dans le premier tableau, les résultats montrent que le  $MTC_{tot}$  prédit correctement la maniabilité des 4 configurations du protocole **TUD**. Le second tableau montre en revanche que le  $MTC_{tot}$  ne discrimine pas l'*Omnium* et le *Strida* à allure de *Confort*. En ce qui concerne l'effet de la vitesse, les différences de maniabilités perçues entre les allures *Lente* (L) et *Confort* (C) sont systématiquement prédites avec succès. En revanche, l'impact d'une allure plus rapide (R) sur la maniabilité perçue est moins bien prédit : le MTC ne prédit, à tort, aucun effet entre vitesse C et R, et se trompe dans l'effet entre vitesse L et R pour le *Strida*.

Effet design			Effet vitesse											
<i>Confort</i>			<i>Strida</i>						<i>Omnium</i>					
		Class.				Class.						Class.		
O	S	OS	L	C	R	LC	CR	LR	L	C	R	LC	CR	LR
1,36	2,11	>	3,56	2,11	1,82	<	≡	<	1,87	1,36	1,26	<	≡	<

TABLEAU 4.3.3 – Résultats de l’A6\_UGE pour le  $MTC_{tot}$ . Valeur moyenne du  $MTC_{tot}$  (en Nms) et résultats des tests post-hoc (Tukey-Kramer), détails en annexe du chapitre (section 4.C.3). La colonne "Class." présente, pour chaque indicateur, l’effet du changement de condition expérimental et la cohérence avec son effet connu sur la maniabilité. Le code couleur suivant est utilisé : cohérent (vert), non cohérent (rouge). Sig. plus grand, > ; sig. plus petit, < ; pas de différence, = .

#### 4.3.2.4 Discussion et conclusion

	Protocole TUD		Protocole UGE		
	Effet design	Effet design	Effet vitesse		
	A5_TUD	A6_UGE	A6_UGE		
	ABCD	OS	LC	CR	LR
Maniabilité	6/6	0/1	2/2	0/2	1/2
Dem. Phy.	6/6	0/1	2/2	2/2	1/2

TABLEAU 4.3.4 – Synthèse des capacités prédictives du  $MTC_{tot}$  sur la maniabilité (agrégation des items) et uniquement sur l’item de la demande physique. Chaque case présente le ratio de prédiction correcte sur le total de prédictions évaluées. Il est intéressant de remarquer que les performances de l’indicateur sont meilleur pour la demande physique que pour la maniabilité.

Les résultats présentés précédemment sont synthétisés dans le tableau 4.3.4. Ils ont mis en évidence que le  $MTC_{tot}$  était capable de prédire l’effet design du protocole **TUD** tout comme l’avait fait l’indicateur  $\bar{B}_{weave,\delta}$ . Ce nouvel indicateur s’est donc montré sensible à des variations de design de nature inertielle au même titre que  $\bar{B}_{weave,\delta}$ . Au vu de la construction de  $MTC_{tot}$  il cohérent et attendu d’observer qu’une modification inertielle provoque une augmentation de la norme de la loi de contrôle en couple. Aussi il est intéressant de faire remarquer que les variations de maniabilité du protocole **TUD** reposent sur des variations de charge de travail aussi bien sur l’item de la demande physique que sur les autres items. Le  $MTC_{tot}$  capte donc *a minima* la variation de cette composante de la charge de travail. Ce résultat encourageant est contrasté par la prédiction erronée de l’effet design du protocole **UGE**. Cette observation est cependant à nuancer car le  $MTC_{tot}$  indique que ces deux vélos expérimentaux présentent des niveaux de maniabilité proches au même titre que la synthèse des mesures pondérées de charge de travail qui indique une différence absolue de 0,2. A titre de comparaison les écarts entre les configurations du protocole **TUD** sont en moyenne de l’ordre de



un. La distinction entre les deux designs repose sur un écart de demande temporelle et d'effort ce qui suggère que le  $MTC_{tot}$  échoue à prédire ces deux items.

Concernant l'effet vitesse, l'effet sur la maniabilité d'une allure *Lente* (L) par rapport à une allure *Confort* (C), est correctement prédit par le  $MTC_{tot}$ , au même titre que l'indicateur de stabilité (par exemple). Dans le chapitre 2, il avait été montré que la différence de maniabilité entre ces deux allures reposait sur la quasi-totalité des items de la charge de travail dont la demande physique. Le  $MTC_{tot}$  reflète donc comme attendu une demande de contrôle accrue à basse vitesse du fait de l'instabilité. Ce résultat est cohérent aussi bien avec les observations expérimentales de [Cain et al. \(2016\)](#) qu'avec les hypothèses de construction des indicateurs de stabilité. L'écart de maniabilité entre les allures *Confort* et *Rapide* n'est pas correctement prédit par le  $MTC_{tot}$ . Cependant l'analyse des items de la charge de travail ne montrent pas d'écart de demande physique entre ces deux conditions expérimentales. Cette observation associée aux précédentes suggèrent que le  $MTC_{tot}$  prédit avant tout l'item de demande physique de la charge de travail. La capacité du  $MTC_{tot}$  à prédire d'avantage la demande physique se confirme sur les deux protocoles comme présenté dans le tableau 4.3.4. Cette faiblesse de prédiction à allure *Rapide* s'explique par de fait que, pour les vélos *Omnium* et *Strida*, la courbe du  $MTC_{tot}$  (cf. figure 4.3.3) reste relativement plate pour les vitesses atteintes pour la consigne d'allure *Rapide* (entre 3 et 4 m/s). La ré-augmentation du  $MTC_{tot}$  ne se distingue qu'au delà de 6 m/s (due à la raideur dynamique provoqué par l'effet gyroscopique). Finalement, pour l'*Omnium* et le *Strida*, la charge de travail évaluée par le  $MTC_{tot}$ , aux vitesses atteintes à l'allure *Rapide*, est sous évaluée. Cette sous-évaluation est probablement due à l'incapacité du  $MTC_{tot}$  à prédire la demande temporelle et mentale qui sont dominantes au delà de l'allure *Confort*.

Ainsi ce nouvel indicateur présente une validité prédictive supérieure aux indicateurs existants testés précédemment dans ce chapitre. Sa construction sur le coût de contrôle permet de prédire des variations de nature inertielle ainsi que les importants effets de stabilité comme dans les basses vitesses. Ses capacités prédictives semblent principalement liées à la demande physique de la charge de travail. De manière absolue sa capacité prédictive reste faible car les items de demande temporelle et de demande mentale semblent échapper à cet indicateur.

### Conclusion

Dans cette section, une approche originale d'estimation du coût de contrôle basé sur *Minimal Transition Cost* a été proposée. Celle-ci répond à certaines limites des approches actuelles, en intégrant la stabilité du vélo et son interaction avec l'effet du contrôle humain. Le  $MTC_{tot}$  présente une capacité prédictive faible mais supérieure aux indicateurs existants. Une piste d'amélioration de la prédiction numérique réside dans une meilleur prise en compte de la demande temporelle et mentale. Cette dernière pouvant être mise en place par une ré-analyse plus fine des temps de transition, l'introduction d'autres transitions ou encore l'hybridation avec des quantités cinématiques ayant montrées un intérêt au chapitre 3.

## 4.4 Synthèse du chapitre

Ce quatrième chapitre dédié aux indicateurs numériques de maniabilité cherchait à satisfaire deux objectifs.

Le premier objectif était de faire un état des lieux des indicateurs existants et d'évaluer leur validité de manière systématique. Pour ce faire deux travaux originaux ont été réalisés. Le premier, sous forme d'une revue de littérature, s'est intéressé aux fondements des approches théoriques existantes. Cette revue, ayant donné lieu à un article (Ronné et al., 2024a) s'est intéressée systématiquement à chaque famille d'indicateur pour en discuter la validité de construit et de convergence. Il en résulte que les indicateurs existants se basent majoritairement sur l'idée qu'une bonne maniabilité résulte d'une faible charge de travail, produite par un faible effort de contrôle. Les stratégies de quantifications sont alors diverses et utilisent des approches plus ou moins directes pour prédire la charge de travail (stabilité, contrôlabilité, effort de contrôle). La performance n'est pas une composante adressée dans les approches de maniabilités théoriques étudiées. A l'issue de cette revue, les indicateurs existants restent difficiles à partager. Le second travail original proposé dans ce chapitre, a permis d'évaluer quantitativement la validité prédictive de ces indicateurs. Sur la base du modèle de Carvallo-Whipple une sélection d'indicateurs a été calculée pour les vélos expérimentaux utilisés dans les protocoles **TUD** et **UGE**. Une analyse statistique a par la suite cherché à évaluer si les variations des indicateurs étaient capables de retranscrire les variations de charge de travail observées expérimentalement. Les résultats ont mis en évidence des capacités prédictives globalement faibles. Ce résultat s'explique en partie par des variations de charge de travail de nature différentes. L'indicateur de stabilité utilisé s'est montré efficace pour prédire l'effet de la vitesse lorsque celle-ci est relativement faible. L'effet produit par des variations de design est d'avantage prédictible par des approches prenant en compte l'effet des actions de contrôle du cycliste. Ainsi un indicateur basé sur la contrôlabilité s'est montré relativement prédictif pour cet effet particulier. Un bilan intermédiaire montre ici que l'un des enjeux de l'approche théorique est de synthétiser ces effets de différentes natures.

Le second objectif de ce chapitre est de proposer une approche permettant de répondre à l'enjeu précédemment souligné. Pour ce faire il a été choisi de développer une approche basée sur le coût de contrôle minimal nécessaire pour réaliser un ensemble de transitions : le *Minimal Transition Cost* total ( $MTC_{tot}$ ). Deux transitions ont été sélectionnées : une qui représente une tâche de stabilisation lors d'un retour du vélo à la vertical tandis que l'autre représente un éloignement de la position d'équilibre vertical. Le calcul de ce coût de contrôle minimal s'appuie ici sur une approche classique en théorie du contrôle : la matrice de Gramian. Sous cette forme cet indicateur apparaît comme dépendant uniquement de paramètres intrinsèques au vélo. Cela lui procure une forme de simplicité et d'indépendance vis à vis d'hypothèses complexes cherchant à imiter les caractéristiques du contrôle humain (comme pour la HQM). La validité de construit de cet indicateur rejoint celle de la majorité des indicateurs de la littérature qui se basent plus ou moins directement sur une faible dépense de contrôle. Son application sur des transitions concrètes et son sens physique explicite ("quantité

de couple à fournir") renforce sa validité de construit. L'analyse de sa validité prédictive sur les données des deux protocoles expérimentaux (**TUD** et **UGE**) a montré que cet indicateur est plus performant que ceux de la littérature. Cependant son niveau de performance reste relativement faible. En effet sa prédiction le limite principalement à la composante énergétique de la charge de travail. L'amélioration des capacités prédictives des indicateurs numériques doit à présent se concentrer sur la composante cognitive de la charge de travail.

Cette synthèse appelle à des nouvelles perspectives de recherches qui seront présentées dans un dernier chapitre dédié aux perspectives des travaux de ce manuscrit.

## 4.A Estimation des moments d'inertie par oscillation libre

Lors du paramétrage du modèle de Carvallo-Whipple, certains paramètres inertiels des vélos expérimentaux ont été estimés, notamment les moments et produits d'inertie. La méthode utilisée pour les estimer consiste à évaluer la période propre du mouvement lors d'une oscillation libre. Seule la méthode pour les moments d'inertie est présentée dans cette section.

Pour un solide de masse ( $m$ ), dont la position du centre de gravité est connue, il s'agit de laisser osciller le solide autour d'un axe d'intérêt. Cet axe est choisi pour être décalé d'une distance connue ( $d$ ) par rapport au centre de gravité du solide. La figure 4.A.1, illustre ce montage dans le cas où le moment d'inertie recherché est celui autour de l'axe de  $\vec{y}$ . Le moment d'inertie du solide autour de l'axe de  $\vec{y}$  et exprimé en son centre de gravité est donné par l'équation 4.21. Cette dernière met en jeu la période propre d'oscillation du solide ( $T_0$ ) ainsi que sa masse ( $m$ ) et l'écartement au centre de gravité ( $d$ ). La période d'oscillation a été mesurée à l'aide d'une centrale inertielle positionnée sur le solide.

La figure 4.A.1 illustre (en vert) un exemple d'acquisition où la vitesse de rotation ( $\dot{\theta}$ ) présente un régime pseudo-périodique. La pseudo-période et l'amortissement du signal ont été identifiés par fitting (en bleu) et utilisés pour en déduire  $T_0$ . Chaque mesure a été répétée au moins trois fois et une moyenne de la période propre a été utilisée pour calculer le moment d'inertie.

$$I = \frac{mgdT_0^2}{4\pi^2} - md^2 \quad (4.21)$$

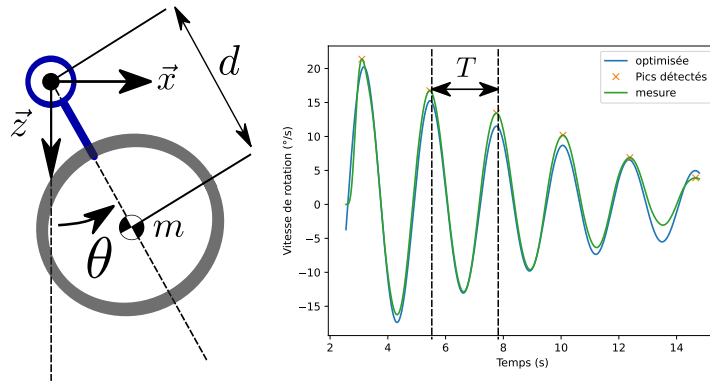


FIGURE 4.A.1 – [Illustration de la méthode par oscillation libre d'une roue de masse  $m$  autour de l'axe de  $\vec{y}$  situé à une distance  $d$  de son centre de gravité. Le graphique de droite présente la mesure de vitesse de rotation du solide réalisée par *IMU*. Ce signal est utilisé pour ajuster un modèle pseudo-périodique afin d'identifier la période propre de l'oscillation. Les périodes propres mesurées par cette méthode sont par la suite utilisées pour calculer le moment d'inertie du solide.

## 4.B Paramètres physiques des vélos expérimentaux

Le tableau 4.B.1 regroupe l'ensemble des paramètres physiques mesurés afin de paramétrer le modèle de Carvallo-Whipple. Comme introduit à la section 4.2.2.1 (page 140) le paramétrage du modèle de Carvallo-Whipple n'a pas été réalisé de la même manière entre les deux protocoles. Il est en effet possible de paramétrer le modèle en mesurant moins de paramètres si les mesures réalisées sont celles des ensembles équivalents correspondant aux deux équations du modèle. Pour rappel le modèle dispose de deux équations, une selon l'angle de roulis du vélo et une selon l'angle de braquage. Il est donc possible de mesurer directement certaines propriétés associées à ces deux équations. Dans le cas de l'équation de roulis, il s'agit de mesurer les paramètres de l'ensemble "Total" illustré en vert sur la figure 4.B.1. Dans le cas de l'équation de braquage il s'agit de mesurer les paramètres de l'ensemble "A", représenté en rouge sur cette même figure. Cette approche plus "macroscopique", a été utilisée pour le protocole **TUD**. Elle permet une caractérisation plus rapide mais ne permet pas de connaître la contribution de chaque composant dans les paramètres des ensembles équivalents. Pour disposer de ce niveau de détail il est nécessaire de caractériser les propriétés de chaque ensemble de solide dans leur repère propre. Cette approche plus détaillée a été utilisée pour le protocole **UGE**. Comme l'illustre la figure 4.B.1, les ensembles à considérer sont : le cadre, la direction et les deux roues. Le repère propre dans lequel les propriétés inertielles ont été mesurées est représenté. Il s'agit du repère dans lequel sont exprimés les paramètres dans le tableau 4.B.1.

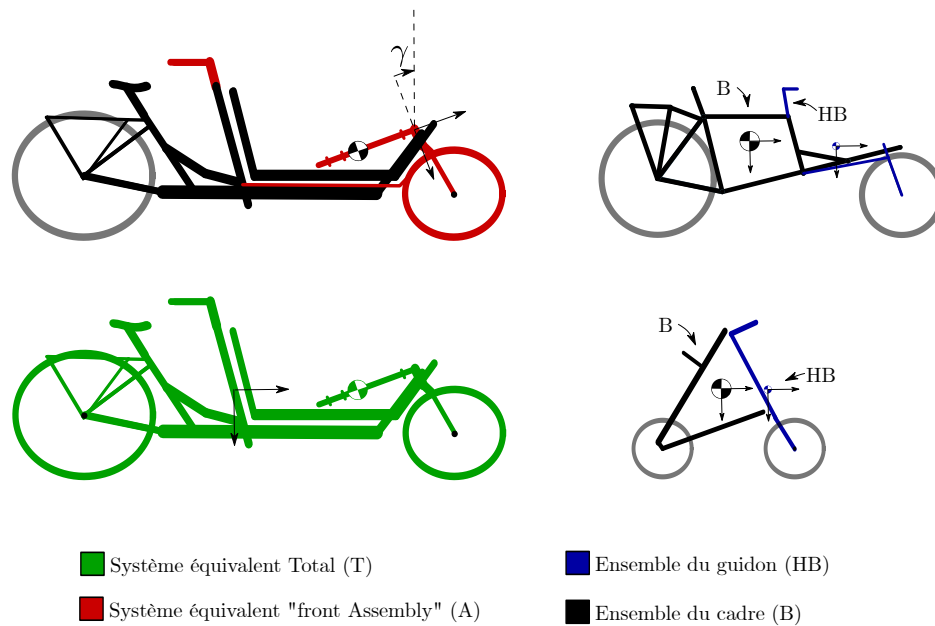


FIGURE 4.B.1 – Présentation des ensembles équivalents utilisés pour mesurer et paramétrer le modèle de Carvallo-Whipple. Dans le cas du protocole **TUD**, les propriétés des ensembles équivalents "T" et "A" ont été mesurées et utilisées dans le modèle. Le modèle de Carvallo-Whipple agrège *in fine* les paramètres des 4 solides pour obtenir ceux des deux ensembles équivalents (A et T). L'approche utilisée dans le protocole **UGE** est plus détaillée. Elle a nécessité la mesure des paramètres pour les ensembles F, R, HB et B. Les repères dans lesquels les moments et produits d'inertie ont été mesurés sont représentés en noir.

CHAPITRE 4. ÉVALUATION DES INDICATEURS NUMÉRIQUES

Roues	Protocole <b>UGE</b>		Config. Roues	Protocole <b>TUD</b>			
	<i>Omnium</i>	<i>Strida</i>		A	B	C	D
$r_F$ (m)	$0,259 \pm 0,002$	$0,196 \pm 0,002$	$r_F$	0,23			
$m_F$ (kg)	$1,80 \pm 0,02$	$1,23 \pm 0,02$	$m_F$	2,665			
$I_{Fxx}$ (kg,m <sup>2</sup> )	$0,028 \pm 0,002$	$0,013 \pm 0,0004$	$I_{Fxx}$	0,028			
$I_{Fyy}$ (kg,m <sup>2</sup> )	$0,062 \pm 0,001$	$0,019 \pm 0,001$	$I_{Fyy}$	0,090			
$r_R$ (m)	$0,366 \pm 0,007$	$0,196 \pm 0,002$	$r_R$	0,305			
$m_R$ (kg)	$3,38 \pm 0,02$	$1,46 \pm 0,02$	$m_R$	4,615			
$I_{Rxx}$ (kg,m <sup>2</sup> )	$0,090 \pm 0,007$	$0,013 \pm 0,0004$	$I_{Rxx}$	0,072			
$I_{Ryy}$ (kg,m <sup>2</sup> )	$0,203 \pm 0,003$	$0,019 \pm 0,001$	$I_{Ryy}$	0,166			
Direction			A(H+F)				
$c$ (m)	$0,029 \pm 0,007$	$0,027 \pm 0,007$	$c$	0,0241			
$\gamma$ (°)	$14 \pm 1$	$24 \pm 1$	$\gamma$	15			
$m_H$ (kg)	$1,08 \pm 0,02$	$2,9 \pm 0,02$	$m_A$	9,675			
$I_{Hxx}$ (kg,m <sup>2</sup> )	$0,154 \pm 0,016$	$0,442 \pm$	$I_{A\gamma\gamma}$	0,257	0,886	1,208	1,545
$I_{Hzz}$ (kg,m <sup>2</sup> )	$0,399 \pm 0,049$	$0,256 \pm$	$I_{A\gamma x}$	-0,658	-1,031	-1,136	-1,219
$I_{Hxz}$ (kg,m <sup>2</sup> )	$0,045 \pm 0,065$	$-0,335 \pm$	$I_{A\gamma z}$	1,864	3,518	4,139	4,719
$x_H$ (m)	$1,489 \pm 0,025$	$0,679 \pm 0,027$	$x_A$	1,746	1,668	1,640	1,615
$z_H$ (m)	$-0,619 \pm 0,025$	$-0,745 \pm 0,027$	$z_A$	-0,545	-0,524	-0,517	-0,510
$u_A$ (m)			$u_A$	0,098	0,179	0,207	0,233
Cadre	et cycliste		Total				
$w$ (m)	$1,6 \pm 0,005$	$0,89 \pm 0,005$	$w$	1,97			
$m_B$ (kg)	$11,52 \pm 0,02$	$4,99 \pm 0,02$	$m_T$	122,85			
$m_c$ (kg)	77,3	77,3	$m_c$	73,8			
$h_c$ (m)	1,77	1,77	$h_c$	1,77			
$I_{Bxx}$ (kg,m <sup>2</sup> )	$10,506 \pm 1,050$	$10,242 \pm 1,024$	$I_{Txx}$	150,275	149,734	149,550	149,388
$I_{Bzz}$ (kg,m <sup>2</sup> )	$4,827 \pm 0,483$	$2,944 \pm 0,294$	$I_{Tzz}$	85,978	82,940	81,967	81,129
$I_{Bxz}$ (kg,m <sup>2</sup> )	$-1,191 \pm 0,119$	$-0,570 \pm 0,057$	$I_{Txz}$	81,040	79,623	79,151	78,734
$x_B$ (m)	$0,452 \pm 0,022$	$0,250 \pm 0,018$	$x_T$	0,588	0,582	0,580	0,578
$z_B$ (m)	$-0,898 \pm 0,022$	$-0,412 \pm 0,018$	$z_T$	-0,755	-0,754	-0,753	-0,753

TABLEAU 4.B.1 – Synthèse des valeurs moyennes des paramètres physiques des vélos expérimentaux. Ces valeurs ont été mesurées expérimentalement pour chacun des vélos et configurations du vélo configurable. Les paramètres du cycliste moyen ont été obtenus par le modèle postural présenté page 142. Ses valeurs ont été utilisées dans le modèle de Carvallo-Whipple pour le calcul des indicateurs numériques. Dans le cas du protocole **UGE**, l'écart-type des mesures expérimentales a été évaluée soit à partir de l'incertitude unitaire liée à l'outil de mesure, soit par propagation numérique des incertitudes unitaires dans les formules analytiques permettant le calcul du paramètre.

## 4.C Détails des résultats des analyses statistiques des indicateurs

A1_CONFIG	SCE	DDL	F	p
$\Re(\lambda_{weave})$				
CONFIG	0,06	3,00	1,08	0,36
Résidus	1,67	84,00		
$D$				
CONFIG	11,99	3,00	668,37	0,00
Résidus	0,50	84,00		
$\beta_{weave,\delta}$				
CONFIG	109,69	3,00	153,78	0,00
Résidus	19,97	84,00		
$\bar{B}_{weave,\delta}$				
CONFIG	1,03	3,00	1797,83	0,00
Résidus	0,02	84,00		
$ Ls $				
CONFIG	0,29	3,00	17,57	0,00
Résidus	0,46	84,00		
$HQM$				
CONFIG	86123,69	3,00	4,96	0,00
Résidus	486064,33	84,00		

TABLEAU 4.C.1 – Détails des résultats des ANOVA associés à A1\_CONFIG. SCE : Somme des carrés des écarts. DDL : degrés de liberté. F : valeur du seuil de rejet. p : valeur p.



CHAPITRE 4. ÉVALUATION DES INDICATEURS NUMÉRIQUES

A1_CONFIG	Cond <sub>1</sub>	Cond <sub>2</sub>	$\mu(Cond_1)$	$\mu(Cond_2)$	Diff	$\sigma$	T	p-Tukey
<i>D</i>								
	A	B	2,54	1,86	0,68	0,02	29,30	0,00
	A	C	2,54	1,71	0,83	0,02	35,44	0,00
	A	D	2,54	1,58	0,96	0,02	41,08	0,00
	B	C	1,86	1,71	0,14	0,02	6,14	0,00
	B	D	1,86	1,58	0,28	0,02	11,78	0,00
	C	D	1,71	1,58	0,13	0,02	5,64	0,00
<i><math>\beta_{weave,\delta}</math></i>								
	A	B	87,47	85,67	1,80	0,15	12,24	0,00
	A	C	87,47	85,01	2,46	0,15	16,76	0,00
	A	D	87,47	84,53	2,94	0,15	20,02	0,00
	B	C	85,67	85,01	0,66	0,15	4,52	0,00
	B	D	85,67	84,53	1,14	0,15	7,78	0,00
	C	D	85,01	84,53	0,48	0,15	3,26	0,01
<i><math>\bar{B}_{weave,\delta}</math></i>								
	A	B	0,48	0,26	0,22	0,00	52,99	0,00
	A	C	0,48	0,23	0,25	0,00	60,61	0,00
	A	D	0,48	0,21	0,27	0,00	64,12	0,00
	B	C	0,26	0,23	0,03	0,00	7,62	0,00
	B	D	0,26	0,21	0,05	0,00	11,12	0,00
	C	D	0,23	0,21	0,01	0,00	3,51	0,00
<i> Ls </i>								
	A	B	0,30	0,19	0,11	0,02	5,05	0,00
	A	C	0,30	0,18	0,13	0,02	5,62	0,00
	A	D	0,30	0,15	0,15	0,02	6,66	0,00
	B	C	0,19	0,18	0,01	0,02	0,57	0,94
	B	D	0,19	0,15	0,04	0,02	1,61	0,38
	C	D	0,18	0,15	0,02	0,02	1,04	0,73
<i>HQM</i>								
	A	B	12,17	83,59	-71,43	22,94	-3,11	0,01
	A	C	12,17	19,78	-7,61	22,94	-0,33	0,99
	A	D	12,17	5,10	7,07	22,94	0,31	0,99
	B	C	83,59	19,78	63,81	22,94	2,78	0,03
	B	D	83,59	5,10	78,49	22,94	3,42	0,01
	C	D	19,78	5,10	14,68	22,94	0,64	0,92

TABLEAU 4.C.2 – Détails des résultats des test post-hoc associés à A1\_CONFIG. *Cond<sub>1</sub>* et *Cond<sub>2</sub>* : conditions 1 et 2 testées;  $\mu(Cond_1)$  et  $\mu(Cond_2)$  : valeur moyenne des conditions 1 et 2; Diff : différence moyenne entre les conditions;  $\sigma$  : écart-type; T : valeur du seuil de rejet; p-Tukey : valeur p corrigée du test de Tukey

<b>A2_OS</b>	<b>SCE</b>	<b>DDL</b>	<b>F</b>	<b>p</b>
$\mathfrak{R}(\lambda_{weave})$				
OS	0,33	1,00	1,12	0,29
Résidus	19,35	66,00		
$D$				
OS	0,74	1,00	112,84	0,00
Résidus	0,43	66,00		
$\beta_{weave,\delta}$				
OS	16,01	1,00	786,96	0,00
Résidus	1,34	66,00		
$\bar{B}_{weave,\delta}$				
OS	12,34	1,00	62,97	0,00
Résidus	12,93	66,00		
$ Ls $				
OS	0,62	1,00	1,29	0,26
Résidus	31,86	66,00		
$HQM$				
OS	8049,92	1,00	6,55	0,01
Résidus	81127,77	66,00		

TABLEAU 4.C.3 – Détails des résultats des ANOVA associés à A2\_OS.  
 SCE : Somme des carrés des écarts. DDL : degrés de liberté. F : valeur du seuil de rejet. p : valeur p.

<b>A3_O_VITE</b>	<b>SCE</b>	<b>DDL</b>	<b>F</b>	<b>p</b>
$\Re(\lambda_{weave})$				
ALLURE	7,76	2,00	19,49	0,00
Résidus	9,15	46,00		
$D$				
ALLURE	0,30	2,00	16,24	0,00
Résidus	0,42	46,00		
$\beta_{weave,\delta}$				
ALLURE	0,15	2,00	10,03	0,00
Résidus	0,35	46,00		
$\bar{B}_{weave,\delta}$				
ALLURE	0,80	2,00	8,05	0,00
Résidus	2,28	46,00		
$ Ls $				
ALLURE	31,09	2,00	22,39	0,00
Résidus	31,93	46,00		
$HQM$				
ALLURE	6213,05	2,00	1,85	0,17
Résidus	77353,76	46,00		

TABLEAU 4.C.4 – Détails des résultats des ANOVA associés à A3\_O\_VITE.  
 SCE : Somme des carrés des écarts. DDL : degrés de liberté. F : valeur du seuil de rejet. p : valeur p.

<b>A3_O_VITE</b>	<i>Cond</i> <sub>1</sub>	<i>Cond</i> <sub>2</sub>	$\mu(\textit{Cond}_1)$	$\mu(\textit{Cond}_2)$	Diff	$\sigma$	T	p-Tukey
$\Re(\lambda_{weave})$								
	C	L	2,15	2,98	-0,83	0,19	-4,45	0,00
	C	R	2,15	1,58	0,58	0,17	3,43	0,00
	L	R	2,98	1,58	1,40	0,23	6,24	0,00
D								
	C	L	3,21	3,37	-0,16	0,04	-3,95	0,00
	C	R	3,21	3,39	-0,17	0,04	-4,79	0,00
	L	R	3,37	3,39	-0,01	0,05	-0,32	0,95
$\beta_{weave,\delta}$								
	C	L	87,91	88,08	-0,16	0,04	-4,48	0,00
	C	R	87,91	87,94	-0,03	0,03	-0,80	0,70
	L	R	88,08	87,94	0,14	0,04	3,10	0,01
$\bar{B}_{weave,\delta}$								
	C	L	2,21	2,54	-0,33	0,09	-3,57	0,00
	C	R	2,21	2,11	0,09	0,08	1,10	0,52
	L	R	2,54	2,11	0,42	0,11	3,77	0,00
$ Ls $								
	C	L	1,95	0,70	1,26	0,35	3,62	0,00
	C	R	1,95	3,46	-1,51	0,31	-4,82	0,00
	L	R	0,70	3,46	-2,77	0,42	-6,59	0,00

TABLEAU 4.C.5 – Détails des résultats des test post-hoc associés à A3\_O\_VITE. *Cond*<sub>1</sub> et *Cond*<sub>2</sub> : conditions 1 et 2 testées;  $\mu(\textit{Cond}_1)$  et  $\mu(\textit{Cond}_2)$  : valeur moyenne des conditions 1 et 2; Diff : différence moyenne entre les conditions;  $\sigma$  : écart-type; T : valeur du seuil de rejet; p-Tukey : valeur p corrigée du test de Tukey

A4_S_VITE	SCE	DDL	F	p
$\mathfrak{R}(\lambda_{weave})$				
ALLURE	7,10	2,00	9,03	0,00
Résidus	18,86	48,00		
$D$				
ALLURE	0,15	2,00	9,89	0,00
Résidus	0,35	48,00		
$\beta_{weave,\delta}$				
ALLURE	0,37	2,00	5,06	0,01
Résidus	1,77	48,00		
$\bar{B}_{weave,\delta}$				
ALLURE	1,67	2,00	1,89	0,16
Résidus	21,14	48,00		
$ Ls $				
ALLURE	11,67	2,00	13,41	0,00
Résidus	20,89	48,00		
$HQM$				
ALLURE	790,97	2,00	3,41	0,04
Résidus	5566,15	48,00		

TABLEAU 4.C.6 – Détails des résultats des ANOVA associés à A4\_S\_VITE.  
 SCE : Somme des carrés des écarts. DDL : degrés de liberté. F : valeur du seuil de rejet. p : valeur p.

<b>A4_S_VITE</b>	<i>Cond</i> <sub>1</sub>	<i>Cond</i> <sub>2</sub>	$\mu(\textit{Cond}_1)$	$\mu(\textit{Cond}_2)$	Diff	$\sigma$	T	p-Tukey
$\Re(\lambda_{weave})$								
	C	L	2,29	3,24	-0,94	0,25	-3,85	0,00
	C	R	2,29	2,03	0,26	0,25	1,06	0,54
	L	R	3,24	2,03	1,21	0,31	3,85	0,00
D								
	C	L	3,01	2,88	0,12	0,03	3,67	0,00
	C	R	3,01	3,07	-0,06	0,03	-1,78	0,19
	L	R	2,88	3,07	-0,18	0,04	-4,28	0,00
$\beta_{weave,\delta}$								
	C	L	86,94	87,18	-0,23	0,07	-3,12	0,01
	C	R	86,94	87,03	-0,09	0,07	-1,18	0,47
	L	R	87,18	87,03	0,15	0,10	1,52	0,29
$\bar{B}_{weave,\delta}$								
	C	L	1,35	1,83	-0,47	0,26	-1,83	0,17
	C	R	1,35	1,27	0,08	0,26	0,31	0,95
	L	R	1,83	1,27	0,56	0,33	1,68	0,22
Ls								
	C	L	11,20	20,60	-9,40	4,22	-2,23	0,08
	C	R	11,20	7,29	3,91	4,22	0,93	0,63
	L	R	20,60	7,29	13,31	5,38	2,47	0,04

TABLEAU 4.C.7 – Détails des résultats des test post-hoc associés à A4\_S\_VITE.  
*Cond*<sub>1</sub> et *Cond*<sub>2</sub> : conditions 1 et 2 testées;  $\mu(\textit{Cond}_1)$  et  $\mu(\textit{Cond}_2)$  : valeur moyenne des conditions 1 et 2; Diff : différence moyenne entre les conditions;  $\sigma$  : écart-type; T : valeur du seuil de rejet; p-Tukey : valeur p corrigée du test de Tukey

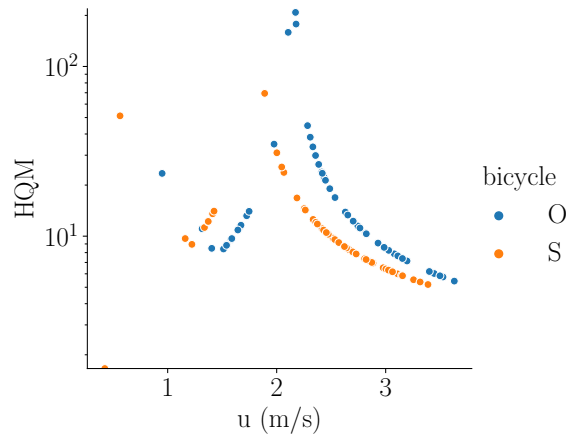


FIGURE 4.C.1 – HQM de l’*Omnium* et du *Strida* en fonction de la vitesse. Chaque point représente un essai du protocole **UGE** (procédure **2MR**). La HQM présente un pic au tour de 2 m/s. Les mesures expérimentales de maniabilité ne présentent pas d’équivalent à ce pic.

$MTC_{tot}$	SCE	DDL	F	p
<b>A5_TUD</b>				
CONFIG	14955,76	3,00	2997,13	0,00
Résidus	139,72	84,00		
<b>A6_UGE</b>				
OS	9,52	1,00	11,34	0,00
Résidus	55,42	66,00		
<i>Strida</i>				
ALLURE	10,70	2,00	3,47	0,04
Résidus	69,33	45,00		
<i>Omnium</i>				
ALLURE	1,77	2,00	10,36	0,00
Résidus	3,92	46,00		

TABLEAU 4.C.8 – Détails des résultats des ANOVA associés à A5\_TUD et A6\_UGE. SCE : Somme des carrés des écarts. DDL : degrés de liberté. F : valeur du seuil de rejet. p : valeur p.

	$Cond_1$	$Cond_2$	$\mu(Cond_1)$	$\mu(Cond_2)$	diff	$\sigma$	T	p-Tukey
<b>A5_TUD</b>								
	A	B	18,55	41,72	-23,17	0,39	-59,59	0,00
	A	C	18,55	47,78	-29,23	0,39	-75,18	0,00
	A	D	18,55	52,50	-33,95	0,39	-87,30	0,00
	B	C	41,72	47,78	-6,06	0,39	-15,59	0,00
	B	D	41,72	52,50	-10,78	0,39	-27,71	0,00
	C	D	47,78	52,50	-4,71	0,39	-12,12	0,00
<b>A6_UGE</b>								
<i>Strida</i>								
	C	L	2,11	3,56	-1,45	0,59	-2,45	0,04
	C	R	2,11	1,82	0,29	0,49	0,59	0,82
	L	R	3,56	1,82	1,74	0,71	2,46	0,04
<i>Omnium</i>								
	C	L	1,36	1,87	-0,51	0,12	-4,21	0,00
	C	R	1,36	1,26	0,10	0,11	0,88	0,65
	L	R	1,87	1,26	0,61	0,15	4,14	0,00

TABLEAU 4.C.9 – Détails des résultats des test post-hoc associés à A5\_TUD et A6\_UGE.

$Cond_1$  et  $Cond_2$  : conditions 1 et 2 testées ;  $\mu(Cond_1)$  et  $\mu(Cond_2)$  : valeur moyenne des conditions 1 et 2 ; Diff : différence moyenne entre les conditions ;  $\sigma$  : écart-type ; T : valeur du seuil de rejet ; p-Tukey : valeur p corrigée du test de Tukey





## CONCLUSION GÉNÉRALE ET PERSPECTIVES

Cette thèse s'inscrit dans une démarche pluridisciplinaire à l'interface entre l'ergonomie, la biomécanique et la dynamique du véhicule. Elle s'intéresse à la quantification de la maniabilité des vélos. Ces travaux répondent à un contexte sociétal où la mobilité à vélo s'intensifie et où les designs de véhicules rencontrés se diversifient. L'apport d'outils et de connaissances permettant d'assurer une bonne maniabilité de ces véhicules vise à améliorer leur sécurité, leur confort et à leur performance. Il s'agit d'un domaine scientifique jeune dont la plupart des contributions sont numériques comme nous l'avons vu au chapitre 4. Les recherches sur la maniabilité s'appuient sur une littérature connexe s'intéressant au contrôle humain des systèmes et à la dynamique du véhicule. Aussi la littérature sur la maniabilité des vélos bénéficie de celle s'intéressant à d'autres véhicules (moto et avions notamment).

Ces travaux de thèse restituent un important effort de formalisation des approches de quantification de la maniabilité. L'état de l'art et les revues d'indicateurs présentes dans ce manuscrit définissent un périmètre minimal nécessaire à l'analyse de notre problématique de recherche : la quantification de la maniabilité d'un véhicule. La grille d'analyse qu'il en résulte (illustrée par les figures 1.8, page 36 et 1.9, page 45), permet une cartographie de l'existant ayant facilité l'orientation de nos travaux de recherche. La synthèse de ces travaux est proposée sous la forme de réponse aux quatre objectifs de cette thèse, énoncés à la fin du chapitre 1 (page 47). Cette synthèse regroupe également les contributions originales et les publications scientifiques associées.

### **Objectif 1 : proposer une méthodologie d'évaluation de la maniabilité des vélos**

L'objectif 1 représente un enjeu méthodologique fort ayant été abordé dans le second chapitre de cette thèse. Il répond au besoin concret de disposer d'une méthodologie d'évaluation de la maniabilité des vélos. Ce besoin était jusqu'alors très partiellement satisfait car la littérature vélo ne proposait pas de méthodologie adaptée et apportant des recommandations concrètes. Cette méthodologie permet à présent un double usage :

---

évaluer expérimentalement des vélos existants et produire des données de référence permettant de valider des approches prédictives.

La méthodologie d'évaluation proposée repose sur une mesure relative de la charge de travail. Elle s'appuie sur cinq items du NASA-TLX et permet d'inclure les trois composantes de la charge de travail (cognitive, émotionnelle et énergétique).

Cette méthodologie a été mise en oeuvre lors deux protocoles ayant au global impliqué plus de soixante participants. Un premier protocole a été réalisé à l'université TU Delft (Pays-Bas) en collaboration avec Jason K. Moore du Bicycle Lab. Le second protocole a été réalisé sur la campus de l'université Gustave Eiffel au LBMC. Les résultats ont mis en évidence que la mesure relative proposée se montre plus sensible qu'une mesure absolue basée sur l'adaptation d'une échelle aéronautique. Ils ont également permis de détecter que la vitesse produit un effet quadratique sur la charge de travail ainsi que les items sollicités ne sont pas les mêmes selon la vitesse. La mise en place d'une mesure objective de la performance a mis en évidence qu'à l'issue d'un effet d'apprentissage relativement rapide (une dizaine de tentatives) celle-ci atteignait un plateau. Ces observations confirment la théorie selon laquelle dans certaines plages de charge de travail, la performance et la charge de travail peuvent être quasi indépendantes (Arima and Meister, 1977). Ces conditions sont propices à une évaluation de la maniabilité moins complexe sur la seule base de la charge de travail. Cependant ces observations sur la maniabilité restent limitées à une approche par ressentis, dans le cadre de tâches très spécifiques et sur des échelles de temps très courtes. La compréhension générale de la maniabilité et de son implication dans la mobilité reste très faible.

Par ailleurs, les mesures expérimentales réalisées (subjectives, cinématiques et de performance) durant ces protocoles a permis de constituer une base de données originales. Cette dernière rend possible l'évaluation d'indicateurs existants manquant jusqu'alors de validation.

Cette base de données n'intègre cependant pas de mesures physiologiques ou d'actions de contrôle. Or, au vu des capacités prédictives limitées des indicateurs purement cinématiques, les mesures physiologiques et d'actions de contrôle offrent une perspective d'objectivation complémentaire. Une expérimentations plus complète, incluant ces mesures, pourrait ainsi être envisagée pour compléter la base de donnée existante. Néanmoins cela nécessiterait une instrumentation beaucoup plus complexe des vélos et des participants. Une piste de travail complémentaire pourrait être le développement d'une méthode de dynamique inverse à partir d'un modèle de véhicule qui permettrait une reconstruction *a posteriori* des actions de contrôle.

La mesure de référence subjective proposée présente également certaines limites pour la compréhension des mécanismes à l'oeuvre dans la maniabilité. Cette mesure, au même titre que les autres mesures subjectives, est ponctuelle. Il s'agit d'une caractéristique souhaitable pour résumer l'expérience de conduite générale avec un vélo mais désavantageuse pour identifier des phénomènes transitoires ou analyser des événements spécifiques. Ces phénomènes transitoires comme ceux liés à l'apprentissage d'une tâche sont potentiellement très riches pour comprendre comment l'humain s'adapte à la dynamique d'un vélo. L'utilisation de mesures physiologiques est une perspective in-

---

téressante pour dépasser cette limite et étudier en continue et plus finement la charge de travail liée au contrôle d'un vélo.

### Contributions liées à l'objectif

- Développement d'une méthodologie d'évaluation de la maniabilité des vélos basée sur une mesure relative de la charge de travail. Un article à ce sujet est en cours de rédaction avec J.K. Moore.
- Développement d'une méthode de mesure automatisée de la performance par *computer vision*. La présentation de cette méthode a été acceptée sous la forme d'un poster pour la conférence de la Société de Biomécanique 2024. L'abstract associé sera publié dans *Multidisciplinary Biomechanics Journal* (Ronné et al., 2024b).
- Constitution d'une base de données incluant des évaluations subjectives de maniabilité, des mesures de performance et des mesures cinématiques. La publication en *open source* de la base de données **BadMania** est prévue.
- Développement de méthodes *open source* de caractérisations des propriétés physiques des vélos (en collaboration avec François May lors de son stage de master). Dépôt GitHub : [https://github.com/lbmc-lyon/Bicycle\\_Characterization](https://github.com/lbmc-lyon/Bicycle_Characterization).

## Objectif 2 : évaluer la validité prédictive d'une sélection d'indicateurs cinématiques de charge de travail

Le second objectif de ces travaux de thèse repose sur l'analyse de la base de données (**BadMania**) constituée lors des deux protocoles expérimentaux. Les mesures cinématiques faites par centrales inertielles ont été utilisées pour calculer des indicateurs cherchant à objectiver la charge de travail. Il s'agit d'indicateurs appartenant aux approches basées sur l'état du vélo. Les indicateurs calculés sont pour partie issus de la littérature vélo et n'avaient jusqu'ici pas été évalués contre des données de référence. Plusieurs analyses statistiques ont été réalisées pour évaluer si les indicateurs en questions se montraient prédictifs de la charge de travail. Les indicateurs basés sur la variabilité du mouvement de la direction se sont montrés parmi les plus prédictifs. Cependant les niveaux de prédiction atteints restent faibles c'est à dire de l'ordre de 30 % maximum. Ces résultats montrent que ces indicateurs restent très limités dans leurs capacité à objectiver la charge de travail du pilote, et donc la maniabilité du vélo. Ainsi ces indicateurs ne permettent pas de remplacer l'évaluation subjective. Ce constat est d'autant plus décevant que les mesures cinématiques par centrales inertielles sont faciles à obtenir. L'amélioration des modèles statistiques (non-linéarité, multi-variables, interactions) est une perspective pour améliorer la prédiction des indicateurs cinématiques.

La démarche d'évaluation réalisée a pour point fort d'avoir intégrer des variations de maniabilité de différentes natures : composante énergétique et composante cogni-

---

tive. Cependant les faibles capacités prédictives observées laissent penser que d'autres signaux sont potentiellement plus riches en information, notamment les actions de contrôle. Comme précédemment évoquée, l'absence de leur mesure n'a pas permis d'étudier leur lien avec la charge de travail durant cette thèse. L'étude de ce lien pourrait être rendu possible par la méthode de dynamique inverse évoquée précédemment. En effet celle-ci permettrait de calculer et évaluer les indicateurs de la littérature basés sur les actions de contrôle. L'interaction entre la tâche et les capacités prédictives des indicateurs est aussi une question non étudiée dans cette thèse qui mérite d'être abordée.

### Contributions liées à l'objectif

- Proposition d'une méthode de fusion des données cinématiques (sans intégration) par contrainte cinématique.
- Proposition de nouveaux indicateurs cinématiques basés sur l'entropie des variables d'état ou sur le *Mozzi axis*.
- Évaluation de la validité prédictive d'indicateurs cinématiques à partir de données de charge de travail multidimensionnelles relatives.
- Évaluation de la validité prédictive d'indicateurs cinématiques à partir de données de charge de travail unidimensionnelles absolues (non incluse au manuscrit). Travaux ayant donné lieu à un article dans le journal de la conférence *Bicycle and Motorcycle Dynamics : The Evolving Scholar - BMD 2023, 5th Edition* (Ronné et al., 2023a)
- Développement de modèles causaux de la maniabilité à partir de données de charge de travail unidimensionnelles absolues et d'autres ressentis subjectifs. Travaux ayant obtenus le prix du meilleur poster de la conférence *Bicycle and Motorcycle Dynamics* de 2023 à Delft, Pays-Bas. (Ronné et al., 2023b)

## Objectif 3 : évaluer les approches numériques existantes de quantification de la maniabilité des vélos

Le troisième objectif de ces travaux de thèse était l'évaluation des indicateurs numériques de maniabilité existants (chapitre 4). Ce travail a pris la forme d'une revue contenant une analyse systématique à trois niveaux de validité : validité de construit, de convergence et prédictive. Ce travail de synthèse et d'évaluation n'avait jusqu'ici pas encore été réalisé. Au regard de la définition des indicateurs inclus dans l'étude, ces derniers ont été évalués comme des indicateurs de maniabilité. Les deux premiers niveaux ont été établis à partir des études de la littérature. Le dernier niveau a pu s'appuyer sur la base de données expérimentale (**BadMania**) comme données de référence. Sur la base du modèle de Carvallo-Whipple, les indicateurs les plus prometteurs ont été calculés dans les conditions expérimentales des deux protocoles expérimentaux. Cette analyse a permis de mettre en évidence une faible capacité prédictive des indicateurs existants. Cependant des indicateurs ont montré certains domaines de validité.

---

La stabilité est notamment prédictive des variations de charge de travail due à l'effet des basses vitesses. L'effet des hautes vitesses sur le charge de travail échappe aux approches théoriques existantes. Les variations de design de nature inertielle produisent des effets prédictibles par la contrôlabilité modale (une approche parmi les deux). Les variations de design de nature géométrique sont quant à elles plus difficiles à prédire. Finalement les indicateurs existants ne parviennent pas à réaliser une prédiction synthétisant l'ensemble de ces effets.

#### Contributions liées à l'objectif

- Réalisation d'une revue de littérature des indicateurs numériques incluant une évaluation de la validité à trois niveaux. Travaux ayant été publiés dans le journal *Vehicle System Dynamics* (Ronné et al., 2024a).
- Implémentation d'une toolbox Python *open source* permettant le calcul des indicateurs numériques existants et incluant les paramètres des vélos *Strida* et *Omnium* (en collaboration avec François May lors de son stage de master). Dépôt : <https://doi.org/10.57745/NH970D>.

### Objectif 4 : proposer un nouvel indicateur numérique de maniabilité des vélos dépassant les limites des indicateurs actuels

Le dernier objectif de cette thèse consistait à proposer un nouvel indicateur numérique plus prédictif que les indicateurs existants. L'approche utilisée repose sur l'idée que la charge de travail est liée à la quantité de contrôle nécessaire à la maîtrise de l'état du vélo. L'estimation de cette quantité a été réalisée en utilisant un contrôle optimal utilisant la matrice de Gramian. Cette approche allie la simplicité des propriétés intrinsèques tout en incluant un contrôle optimal permettant une performance maximale de la tâche. Elle permet également de spécifier des transitions spécifiques en fonction des intérêts de l'utilisateur. L'indicateur résultant le *Minimal Transition Cost* s'est montré plus prédictif que les indicateurs existants. Cependant, ses capacités prédictives restent très limitées dans la mesure où il semble prédire principalement la composante énergétique de la charge de travail. Les perspectives de développement des prochaines approches numériques devraient être orientées à présent vers la composante cognitive.

#### Contributions liées à l'objectif

- Proposition d'un nouvel indicateur de maniabilité basé sur la matrice de Gramian : le *Minimal Transition Cost*. Ce travail fait l'objet d'un article en cours de préparation.
- Évaluation de la validité prédictive du *Minimal Transition Cost* à partir de données de maniabilité subjectives. Ce travail fait l'objet d'un article en cours de préparation.



---

## BIBLIOGRAPHIE

- A. Alaimo, A. Esposito, C. Orlando, and A. Simoncini. Aircraft Pilots Workload Analysis : Heart Rate Variability Objective Measures and NASA-Task Load Index Subjective Evaluation. *Aerospace*, 7(9) :137, Sept. 2020. ISSN 2226-4310. doi : 10.3390/aerospace7090137. URL <https://www.mdpi.com/2226-4310/7/9/137>. Number : 9 Publisher : Multidisciplinary Digital Publishing Institute.
- J. K. Arima and D. Meister. Behavioral Foundations of System Development. In *The American Journal of Psychology*, volume 90, page 353, June 1977. doi : 10.2307/1422072. URL <https://www.jstor.org/stable/1422072?origin=crossref>. ISSN : 00029556 Issue : 2 Journal Abbreviation : The American Journal of Psychology.
- M. J. Boele-Vos, J. J. F. Commandeur, and D. A. M. Twisk. Effect of physical effort on mental workload of cyclists in real traffic in relation to age and use of pedelecs. *Accident Analysis & Prevention*, 105 :84–94, Aug. 2017. ISSN 0001-4575. doi : 10.1016/j.aap.2016.11.025. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0001457516304389>.
- T. Bosona. Urban Freight Last Mile Logistics—Challenges and Opportunities to Improve Sustainability : A Literature Review. *Sustainability*, 12(21) :8769, Jan. 2020. ISSN 2071-1050. doi : 10.3390/su12218769. URL <https://www.mdpi.com/2071-1050/12/21/8769>. Number : 21 Publisher : Multidisciplinary Digital Publishing Institute.
- S. L. Brunton and J. N. Kutz. *Data Driven Science & Engineering*. 2017.
- V. E. Bulsink, A. Doria, D. van de Belt, and B. Koopman. The effect of tyre and rider properties on the stability of a bicycle. *Advances in Mechanical Engineering*, 7(12) : 1687814015622596, Dec. 2015. ISSN 1687-8140. doi : 10.1177/1687814015622596. URL <https://doi.org/10.1177/1687814015622596>. Publisher : SAGE Publications.
- S. M. Cain and N. C. Perkins. Steady-state handling characteristics of a bicycle. page 2, 2008.
- S. M. Cain and N. C. Perkins. Comparison of a Bicycle Steady-State Turning Model to Experimental Data. In *Proceedings, Bicycle and Motorcycle Dynamics 2010*



---

*Symposium on the Dynamics and Control of Single Track Vehicle*, Delft, The Netherlands, Oct. 2010.

- S. M. Cain and N. C. Perkins. Comparison of experimental data to a model for bicycle steady-state turning. *Vehicle System Dynamics*, 50(8) :1341–1364, Aug. 2012. ISSN 0042-3114. doi : 10.1080/00423114.2011.650181. URL <https://doi.org/10.1080/00423114.2011.650181>. Publisher : Taylor & Francis \_eprint : <https://doi.org/10.1080/00423114.2011.650181>.
- S. M. Cain, D. A. Ulrich, and N. C. Perkins. Using Measured Bicycle Kinematics to Quantify Increased Skill as a Rider Learns to Ride a Bicycle. pages 195–199. ASME, Oct. 2012. ISBN 978-0-7918-4531-8.
- S. M. Cain, J. A. Ashton-Miller, and N. C. Perkins. On the Skill of Balancing While Riding a Bicycle. *PLOS ONE*, 11(2) :e0149340, Feb. 2016. ISSN 1932-6203. URL <https://journals.plos.org/plosone/article?id=10.1371/journal.pone.0149340>. Publisher : Public Library of Science.
- D.-W. Cha and P. Park. Simulator-Based Mental Workload Assessment of the In-Vehicle Navigation System Driver Using Revision of NASA-TLX. *IE interfaces*, 10(1) :145–154, 1997. ISSN 1225-0996. URL <https://koreascience.kr/article/JAK0199729256815969.page>. Publisher : Korean Institute of Industrial Engineers.
- C.-T. Chen. *Linear system theory and design*. The Oxford series in electrical and computer engineering. Oxford University Press, New York, 3rd ed edition, 1999. ISBN 978-0-19-511777-6 978-0-19-511778-3.
- G. Cooper and R. Harper. The use of pilot ratings in evaluation of aircraft handling qualities. *NASA Ames Technical Report*, May 1969.
- V. Cossalter and A. Doria. Analysis of motorcycle slalom manoeuvres using the Mozzi axis concept. *Vehicle System Dynamics*, 42(3) :175–194, 2004. ISSN 0042-3114. doi : 10.1080/00423110412331289817.
- V. Cossalter and R. Lot. A Motorcycle Multi-Body Model for Real Time Simulations Based on the Natural Coordinates Approach. *Vehicle System Dynamics*, 37(6) : 423–447, June 2002. ISSN 0042-3114. doi : 10.1076/vesd.37.6.423.3523. URL <http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1076/vesd.37.6.423.3523>.
- V. Cossalter and J. Sadauckas. Elaboration and quantitative assessment of manoeuvrability for motorcycle lane change. *Vehicle System Dynamics*, 44(12) :903–920, Dec. 2006. ISSN 0042-3114, 1744-5159. doi : 10.1080/00423110600742072. URL <http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/00423110600742072>.
- G. Dialynas, C. Christoforidis, R. Happee, and A. Schwab. Rider control identification in cycling taking into account steering torque feedback and sensory delays. *Vehicle System Dynamics*, pages 1–25, Mar. 2022. ISSN 0042-3114, 1744-5159. doi : 10.1080/00423114.2022.2048865. URL <https://www.tandfonline.com/doi/full/10.1080/00423114.2022.2048865>.
- A. Doria and S. D. Roa Melo. On the influence of tyre and structural properties on the stability of bicycles. *Vehicle System Dynamics*, 56(6) :947–966, June 2018. ISSN 0042-3114, 1744-5159. doi : 10.1080/00423114.2017.1403032. URL <https://www.tandfonline.com/doi/full/10.1080/00423114.2017.1403032>.

- 
- A. Doria and M. Tognazzo. The influence of the dynamic response of the rider's body on the open-loop stability of a bicycle. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C : Journal of Mechanical Engineering Science*, 228(17) :3116–3132, Dec. 2014. ISSN 0954-4062, 2041-2983. doi : 10.1177/0954406214527073. URL <http://journals.sagepub.com/doi/10.1177/0954406214527073>.
- A. Doria, S. Roa, and L. Muñoz. Stability analysis of bicycles by means of analytical models with increasing complexity. *Mechanical Sciences*, 10(1) :229–241, June 2019. ISSN 2191-916X. doi : 10.5194/ms-10-229-2019. URL <https://ms.copernicus.org/articles/10/229/2019/>.
- R. Dumas, L. Chèze, and J.-P. Verriest. Adjustments to McConville et al. and Young et al. body segment inertial parameters. *Journal of Biomechanics*, 40(3) :543–553, Jan. 2007. ISSN 00219290. doi : 10.1016/j.jbiomech.2006.02.013. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0021929006000728>.
- J. Edelmann, M. Haudum, and M. Plöchl. Bicycle Rider Control Modelling for Path Tracking. *IFAC-PapersOnLine*, 48(1) :55–60, Jan. 2015. ISSN 2405-8963. doi : 10.1016/j.ifacol.2015.05.070. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2405896315000713>.
- H. Ekblad, A. Svensson, and T. Koglin. *Bicycle planning – A literature review*, volume Bulletin. Lunds universitet, LTH, institutionen för teknik och samhälle, trafik och väg, Lund, Dec. 2016.
- T. Götschi, J. Garrard, and B. Giles-Corti. Cycling as a Part of Daily Life : A Review of Health Perspectives. *Transport Reviews*, 36(1) :45–71, Jan. 2016. ISSN 0144-1647. doi : 10.1080/01441647.2015.1057877. URL <https://doi.org/10.1080/01441647.2015.1057877>. Publisher : Routledge \_eprint : <https://doi.org/10.1080/01441647.2015.1057877>.
- K. Habib, L. L. Losada-Rojas, and N. N. Ferenchak. Review of the Impacts of Human Factors on Cycling : Perceptions, Workload, and Behavior. *Transportation Research Record*, page 03611981241242766, Apr. 2024. ISSN 0361-1981. doi : 10.1177/03611981241242766. URL <https://doi.org/10.1177/03611981241242766>. Publisher : SAGE Publications Inc.
- D. Harris, J. Gautrey, K. Payne, and R. Bailey. The Cranfield aircraft handling qualities rating scale : a multidimensional approach to the assessment of aircraft handling qualities. *The Aeronautical Journal*, pages 191–198, 2000.
- S. G. Hart. Nasa-Task Load Index (NASA-TLX) ; 20 Years Later. *PROCEEDINGS of the HUMAN FACTORS AND ERGONOMICS SOCIETY 50th ANNUAL MEETING*, 2006.
- R. Hess. Modeling the Manually Controlled Bicycle. *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics - Part A : Systems and Humans*, vol. 42, no. 3, pp. 545–557, page 13, May 2012. URL [10.1109/TSMCA.2011.2164244](https://doi.org/10.1109/TSMCA.2011.2164244).
- S. Horiuchi and N. Yuhara. An Analytical Approach to the Prediction of Handling Qualities of Vehicles With Advanced Steering Control System Using Multi-Input Driver Model. *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, 122(3) : 490–497, Mar. 1998. ISSN 0022-0434. doi : 10.1115/1.1286334. URL <https://doi.org/10.1115/1.1286334>.

- 
- F. Héran. Les nouvelles formes de la mobilité : trottinettes électriques, hoverboards , bicyclettes électriques... :. *Annales des Mines - Réalités industrielles*, Mai 2018 (2) :36–40, Apr. 2018. ISSN 1148-7941. doi : 10.3917/rindu1.182.0036. URL <https://www.cairn.info/revue-realites-industrielles-2018-2-page-36.htm?ref=doi>.
- D. E. H. Jones. The stability of the bicycle. *Physics Today*, 23(4) :34–40, Apr. 1970. ISSN 0031-9228. doi : 10.1063/1.3022064. URL <https://doi.org/10.1063/1.3022064>.
- F. Klinger, J. Nusime, J. Edelmann, and M. Plöchl. Wobble of a racing bicycle with a rider hands on and hands off the handlebar. *Vehicle System Dynamics*, 52(sup1) : 51–68, May 2014. ISSN 0042-3114, 1744-5159. doi : 10.1080/00423114.2013.877592. URL <https://www.tandfonline.com/doi/full/10.1080/00423114.2013.877592>.
- J. D. G. Kooijman and A. L. Schwab. Experimental Validation of the Lateral Dynamics of a Bicycle on a Treadmill. pages 2029–2034. American Society of Mechanical Engineers Digital Collection, July 2010. doi : 10.1115/DETC2009-86965. URL <https://computingengineering.asmedigitalcollection.asme.org/IDETC-CIE/proceedings/IDETC-CIE2009/49019/2029/345691>.
- J. D. G. Kooijman and A. L. Schwab. A review on bicycle and motorcycle rider control with a perspective on handling qualities. *Vehicle System Dynamics*, 51 (11) :1722–1764, Nov. 2013. ISSN 0042-3114. doi : 10.1080/00423114.2013.824990. URL <https://doi.org/10.1080/00423114.2013.824990>. Publisher : Taylor & Francis \_eprint : <https://doi.org/10.1080/00423114.2013.824990>.
- J. D. G. Kooijman, A. L. Schwab, and J. P. Meijaard. Experimental validation of a model of an uncontrolled bicycle. *Multibody System Dynamics*, 19(1) :115–132, Feb. 2008. ISSN 1573-272X. doi : 10.1007/s11044-007-9050-x. URL <https://doi.org/10.1007/s11044-007-9050-x>.
- J. D. G. Kooijman, J. P. Meijaard, J. M. Papadopoulos, A. Ruina, and A. L. Schwab. A Bicycle Can Be Self-Stable Without Gyroscopic or Caster Effects. *Science*, 332 (6027) :339–342, Apr. 2011. ISSN 0036-8075, 1095-9203. doi : 10.1126/science.1201959. URL <https://www.sciencemag.org/lookup/doi/10.1126/science.1201959>.
- O. Kuroiwa, M. Baba, and N. Nakata. Study of Motorcycle Handling Characteristics and Rider Feeling During Lane Change. *SAE Technical Paper 950200*, page 950200, Feb. 1995. doi : <https://doi.org/10.4271/950200>. URL <https://www.sae.org/content/950200/>. Conference Name : International Congress & Exposition.
- J. Lowell and H. D. McKell. The stability of bicycles. *American Journal of Physics*, 50(12) :1106–1112, Dec. 1982. ISSN 0002-9505. doi : 10.1119/1.12893. URL <https://doi.org/10.1119/1.12893>.
- A. M. Lyapunov. The general problem of the stability of motion. *International Journal of Control*, Mar. 1992. doi : 10.1080/00207179208934253. URL <https://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/00207179208934253>. Publisher : Taylor & Francis Group.

- 
- S. Matsuzawa, M. Iwase, T. Sadahiro, and S. Hatakeyama. Motion analysis by experiment and simulation for riding bicycles with children. In *2009 IEEE International Conference on Systems, Man and Cybernetics*, pages 859–864, San Antonio, TX, USA, Oct. 2009. IEEE. ISBN 978-1-4244-2793-2.
- D. McRuer and H. Jex. A Review of Quasi-Linear Pilot Models. *IEEE Transactions on Human Factors in Electronics*, HFE-8(3) :231–249, Sept. 1967. ISSN 0096-249X. doi : 10.1109/THFE.1967.234304. URL <http://ieeexplore.ieee.org/document/1698271/>.
- J. Meijaard, J. M. Papadopoulos, A. Ruina, and A. Schwab. Linearized dynamics equations for the balance and steer of a bicycle : a benchmark and review. *Proceedings of the Royal Society A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 463(2084) : 1955–1982, Aug. 2007. ISSN 1364-5021, 1471-2946. doi : 10.1098/rspa.2007.1857. URL <https://royalsocietypublishing.org/doi/10.1098/rspa.2007.1857>.
- Y. Miura, H. Tokutake, and K. Fukui. Handling qualities evaluation method based on actual driver characteristics. *Vehicle System Dynamics*, 45(9) :807–817, Sept. 2007. ISSN 0042-3114. doi : 10.1080/00423110601127810. URL <https://doi.org/10.1080/00423110601127810>. Publisher : Taylor & Francis \_eprint : <https://doi.org/10.1080/00423110601127810>.
- J. Moore and M. Hubbard. Parametric Study of Bicycle Stability (P207). *The Engineering of Sport 7 - Vol. 2*, page 8, 2008. doi : [https://doi.org/10.1007/978-2-287-09413-2\\_39](https://doi.org/10.1007/978-2-287-09413-2_39).
- J. K. Moore, J. D. G. Kooijman, M. Hubbard, and A. L. Schwab. A Method for Estimating Physical Properties of a Combined Bicycle and Rider. page 10, 2009.
- J. K. Moore, M. Hubbard, A. L. Schwab, J. D. G. Kooijman, and D. L. Peterson. Statistics of bicycle rider motion. *Procedia Engineering*, 2(2) :2937–2942, June 2010. ISSN 1877-7058. doi : 10.1016/j.proeng.2010.04.091. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705810003450>.
- J. K. Moore, M. Hubbard, and R. A. Hess. An Optimal Handling Bicycle. In *Proceedings, Bicycle and Motorcycle Dynamics 2016 Symposium on the Dynamics and Control of Single Track Vehicles*, page 14, Milwaukee, Wisconsin, USA, Sept. 2016.
- R. Mortimer, P. A. Domas, and R. Dewar. The relationship of bicycle manoeuvrability to handlebar configuration. *Applied Ergonomics*, 7(4) :213–219, Dec. 1976. ISSN 00036870. doi : 10.1016/0003-6870(76)90060-0. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/0003687076900600>.
- N. Mueller, D. Rojas-Rueda, T. Cole-Hunter, A. de Nazelle, E. Dons, R. Gerike, T. Götschi, L. Int Panis, S. Kahlmeier, and M. Nieuwenhuijsen. Health impact assessment of active transportation : A systematic review. *Preventive Medicine*, 76 : 103–114, July 2015. ISSN 0091-7435. doi : 10.1016/j.ypmed.2015.04.010. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0091743515001164>.
- M. Paudel and F. Fah Yap. Front steering design guidelines formulation for e-scooters considering the influence of sitting and standing riders on self-stability and safety performance. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D : Journal of Automobile Engineering*, 235(9) :2551–2567, Aug. 2021. ISSN 0954-4070, 2041-2991. doi : 10.1177/0954407021992176. URL <http://journals.sagepub.com/doi/10.1177/0954407021992176>.

- 
- M. Plöchl, J. Edelmann, B. Angrosch, and C. Ott. On the wobble mode of a bicycle. *Vehicle System Dynamics*, 50(3) :415–429, Mar. 2012. ISSN 0042-3114, 1744-5159. doi : 10.1080/00423114.2011.594164. URL <http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/00423114.2011.594164>.
- S. Qu, R. Wang, J. Hu, and L. Yang. Study on Quantitative Expression of Cycling Workload. *Applied Sciences*, 12(20) :10209, Jan. 2022. ISSN 2076-3417. doi : 10.3390/app122010209. URL <https://www.mdpi.com/2076-3417/12/20/10209>. Number : 20 Publisher : Multidisciplinary Digital Publishing Institute.
- W. Riggs. Cargo bikes as a growth area for bicycle vs. auto trips : Exploring the potential for mode substitution behavior. *Transportation Research Part F : Traffic Psychology and Behaviour*, 43 :48–55, Nov. 2016. ISSN 1369-8478. doi : 10.1016/j.trf.2016.09.017. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1369847816303278>.
- S. Roa, A. Doria, and L. Muñoz. Optimization of the Bicycle Weave and Wobble Modes. page V003T01A022, Aug. 2018. doi : 10.1115/DETC2018-86132.
- J. Ronné, L. Dubuis, and T. Robert. Assessment of bicycle experimental objective handling quality indicators. In *The Evolving Scholar - BMD 2023, 5th Edition*, Oct. 2023a. doi : 10.59490/65e718b10d45168c0b1a3a00. URL <https://dapp.orvium.io/deposits/65e718b10d45168c0b1a3a00/view>.
- J. Ronné, L. Dubuis, and T. Robert. Bicycle handling quality perception : mixed effect of stability and manoeuvrability. In *The Evolving Scholar - BMD 2023, 5th Edition*, Delft, The Netherlands, 2023b. doi : <http://dx.doi.org/10.13140/RG.2.2.23447.59048>.
- J. Ronné, L. Dubuis, and T. Robert. Assessing the handling quality of bicycles : a review of current theoretical approaches. *Vehicle System Dynamics*, pages 1–20, Aug. 2024a. ISSN 0042-3114, 1744-5159. doi : 10.1080/00423114.2024.2387043. URL <https://www.tandfonline.com/doi/full/10.1080/00423114.2024.2387043>.
- J. Ronné, F. May, L. Dubuis, and T. Robert. Development of an automatic method for quantifying the performance of a bicycle path- following task using computer vision (to publish). *Multidisciplinary Biomechanics Journal*, 2024b.
- E. Salmeron-Manzano and F. Manzano-Agugliaro. The Electric Bicycle : Worldwide Research Trends. *Energies*, 11(7) :1894, July 2018. ISSN 1996-1073. doi : 10.3390/en11071894. URL <https://www.mdpi.com/1996-1073/11/7/1894>. Number : 7 Publisher : Multidisciplinary Digital Publishing Institute.
- P. Schepers, N. Agerholm, E. Amoros, R. Benington, T. Bjørnskau, S. Dhondt, B. d. Geus, C. Hagemester, B. P. Y. Loo, and A. Niska. An international review of the frequency of single-bicycle crashes (SBCs) and their relation to bicycle modal share. *Injury Prevention*, 21(e1) :e138–e143, Apr. 2015. ISSN 1353-8047, 1475-5785. doi : 10.1136/injuryprev-2013-040964. URL <https://injuryprevention.bmj.com/content/21/e1/e138>. Publisher : BMJ Publishing Group Ltd Section : Systematic review.
- A. Schwab, P. de Lange, R. Happee, and J. K. Moore. Rider control identification in bicycling using lateral force perturbation tests. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part K : Journal of Multi-body Dynamics*, 227(4) :390–406,

- 
- Dec. 2013. ISSN 1464-4193, 2041-3068. doi : 10.1177/1464419313492317. URL <http://journals.sagepub.com/doi/10.1177/1464419313492317>.
- A. L. Schwab and J. D. G. Kooijman. Controllability of a bicycle. In *5th Asian Conference on Multibody Dynamics 2010*, page 6, Kyoto, Japan, Aug. 2010.
- A. L. Schwab and J. P. Meijaard. A review on bicycle dynamics and rider control. *Vehicle System Dynamics*, 51(7) :1059–1090, July 2013. ISSN 0042-3114, 1744-5159. doi : 10.1080/00423114.2013.793365. URL <http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/00423114.2013.793365>.
- A. L. Schwab, J. P. Meijaard, and J. D. G. Kooijman. Experimental validation of the a model of an uncontrolled bicycle. page 16, 2006.
- A. L. Schwab, J. D. G. Kooijman, and J. Nieuwendijk. On the Design of a Recumbent Bicycle With a Perspective on Handling Qualities. In *Volume 6 : 1st Biennial International Conference on Dynamics for Design ; 14th International Conference on Advanced Vehicle Technologies*, pages 303–308, Chicago, Illinois, USA, Aug. 2012a. American Society of Mechanical Engineers. ISBN 978-0-7918-4505-9. doi : 10.1115/DETC2012-70391. URL <https://asmedigitalcollection.asme.org/IDETC-CIE/proceedings/IDETC-CIE2012/45059/303/253513>.
- A. L. Schwab, J. P. Meijaard, and J. D. Kooijman. Lateral dynamics of a bicycle with a passive rider model : stability and controllability. *Vehicle System Dynamics*, 50 (8) :1209–1224, Aug. 2012b. ISSN 0042-3114, 1744-5159. doi : 10.1080/00423114.2011.610898. URL <http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/00423114.2011.610898>.
- K. A. Seffen, G. T. Parks, and P. J. Clarkson. Observations on the controllability of motion of two-wheelers. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part I : Journal of Systems and Control Engineering*, 215(2) :143–156, Mar. 2001. ISSN 0959-6518, 2041-3041. doi : 10.1243/0959651011540932. URL <http://journals.sagepub.com/doi/10.1243/0959651011540932>.
- R. S. Sharp. On the Stability and Control of the Bicycle. *Applied Mechanics Reviews*, 61(6) :060803, Nov. 2008. ISSN 0003-6900, 2379-0407. doi : <https://doi.org/10.1115/1.2983014>. URL <https://doi.org/10.1115/1.2983014>.
- T. B. Sheridan and H. G. Stassen. Definitions, Models and Measures of Human Workload. In N. Moray, editor, *Mental Workload*, pages 219–233. Springer US, Boston, MA, 1979. ISBN 978-1-4757-0886-8 978-1-4757-0884-4. doi : 10.1007/978-1-4757-0884-4\_12. URL [http://link.springer.com/10.1007/978-1-4757-0884-4\\_12](http://link.springer.com/10.1007/978-1-4757-0884-4_12).
- M. Shoman and H. Imine. Modelling and Simulation of Bicycle Dynamics. other, Mar. 2020. URL <https://www.morressier.com/article/5e4fe9c06bc493207536f8d1>.
- B. Souh. Influence of tire side forces on bicycle self-stability. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 29(8) :3131–3140, Aug. 2015. ISSN 1738-494X, 1976-3824. doi : 10.1007/s12206-015-0711-z. URL <http://link.springer.com/10.1007/s12206-015-0711-z>.
- N. Stergiou, editor. *Nonlinear Analysis for Human Movement Variability*. CRC Press, Boca Raton, Dec. 2018. ISBN 978-1-315-37065-1. doi : 10.1201/9781315370651.

- 
- T. Tak, J. Won, and G. Baek. Design Sensitivity Analysis of Bicycle Stability and Experimental Validation. page 12, Delft, The Netherlands, Oct. 2010.
- S. Takagi, M. Oka, and H. Mori. Evaluation of Riding Instability of a Bicycle with Children as Passengers Using the Relationship Between Handlebar Angle and Roll Angle. In S. Yamamoto and H. Mori, editors, *Human Interface and the Management of Information : Applications in Complex Technological Environments*, Lecture Notes in Computer Science, pages 388–403, Cham, 2022. Springer International Publishing. ISBN 978-3-031-06509-5. doi : 10.1007/978-3-031-06509-5\_27.
- E. Todorov. Optimality principles in sensorimotor control. *Nature Neuroscience*, 7(9) : 907–915, Sept. 2004. ISSN 1097-6256.
- N. Tomiati, A. Colombo, and G. Magnani. A nonlinear model of bicycle shimmy. *Vehicle System Dynamics*, 57(3) :315–335, Mar. 2019. ISSN 0042-3114. doi : 10.1080/00423114.2018.1465574. URL <https://doi.org/10.1080/00423114.2018.1465574>.
- N. Tomiati, G. Magnani, and M. Marcon. An experimental investigation of the bicycle motion during a hands-on shimmy. *Vehicle System Dynamics*, 59(9) :1443–1459, Sept. 2021. ISSN 0042-3114, 1744-5159. doi : 10.1080/00423114.2020.1762902. URL <https://www.tandfonline.com/doi/full/10.1080/00423114.2020.1762902>.
- J. W. Zellner and D. H. Weir. Development of Handling Test Procedures for Motorcycles. page 780313, Feb. 1978. doi : 10.4271/780313. URL <https://www.sae.org/content/780313/>.