



HAL
open science

Assistance haptique pour la propulsion en fauteuil roulant manuel (FRM) basée sur une évaluation des capacités biomécaniques de l'utilisateur

Amel Ait Ghezala

► **To cite this version:**

Amel Ait Ghezala. Assistance haptique pour la propulsion en fauteuil roulant manuel (FRM) basée sur une évaluation des capacités biomécaniques de l'utilisateur. Automatique. Université Polytechnique Hauts-de-France, 2024. Français. NNT : 2024UPHF0038 . tel-04942682

HAL Id: tel-04942682

<https://theses.hal.science/tel-04942682v1>

Submitted on 12 Feb 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

pour obtenir le titre de

Docteur en Automatique, productique

de l'Université Polytechnique Hauts-De-France
et de l'INSA Hauts-De-France

**École doctorale : ÉCOLE DOCTORALE POLYTECHNIQUE
HAUTS-DE-FRANCE (ED PHF N°635)**

**Unité de recherche : LABORATOIRE D'AUTOMATIQUE, DE
MÉCANIQUE ET D'INFORMATIQUE INDUSTRIELLES ET HUMAINES
(LAMIH-UMR CNRS 8201)**

Présentée et soutenue par

Amel AIT GHEZALA-SADOUDI

Le 28/10/2024, à Valenciennes

**Assistance haptique pour la propulsion en fauteuil
roulant manuel (FRM) basée sur une évaluation des
capacités biomécaniques de l'utilisateur**

Composition du jury :

Mme Marie BABEL, Professeure des universités, INSA de Rennes - Présidente

M. Lounis ADOUANE, Professeur des universités, Université de Technologie de Compiègne (UTC) - Rapporteur

M. Rodolfo ORJUELA, Professeur des universités, Université de Haute Alsace (UHA) - Rapporteur

M. Yann MORERE, Maître de conférences, HDR, Université de Lorraine - Examineur

M. Joseph BASCOU, Maître de conférences, Chef du CERAH - Invité

M. Chouki SENTOUH, Maître de conférences, HDR, Université Polytechnique Hauts-de-France, INSA Hauts de France - Co-directeur de thèse

M. Philippe PUDLO, Professeur des universités, Université Polytechnique Hauts de France- Co-directeur de thèse

Résumé : Le fauteuil roulant manuel (FRM) est couramment utilisé par les personnes à mobilité réduite, mais son usage quotidien peut entraîner des troubles musculo-squelettiques (TMS) en raison des mouvements répétitifs de propulsion. De plus, les contraintes d'accessibilité dans les environnements urbains limitent souvent la mobilité des utilisateurs, malgré les progrès législatifs en matière d'inclusion. Bien que les fauteuils roulants électriques (FRE) réduisent l'effort physique, ils comportent des inconvénients tels qu'une autonomie limitée et une réduction de l'activité physique, ce qui peut être néfaste sur le long terme. Le fauteuil roulant manuel avec assistance électrique (FRM-AE) apparaît comme une solution intermédiaire, car il fournit une assistance tout en maintenant l'activité physique des membres supérieurs. Cependant, les systèmes d'assistance actuels ne s'adaptent pas efficacement aux capacités des utilisateurs ni aux contraintes du terrain. Le défi principal réside dans la conception d'un système d'assistance capable de prendre en compte l'interaction entre l'utilisateur, le FRM-AE et le sol, en offrant un contrôle précis et sécurisé. Un autre défi important est la validation en temps réel de la fonctionnalité et de la robustesse du système à travers divers scénarios et topographies. Les tests utilisateurs avec une cohorte suffisante sont essentiels pour évaluer l'efficacité et l'acceptabilité de ces systèmes. Cependant, les essais en environnement extérieur sont longs à mettre en œuvre et peuvent comporter des risques. Le recours à un simulateur de FRM se présente comme une solution efficace pour surmonter ces obstacles.

Cette thèse se divise en deux volets principaux. Le premier consiste à développer une interface haptique et dynamique intégrée à un simulateur de FRM, capable de simuler divers scénarios de locomotion. Cette interface comprend un modèle dynamique de l'interaction entre l'utilisateur, le FRM et le sol, ainsi qu'un contrôleur haptique. Ce modèle permet de reproduire des mouvements en ligne droite, en virage, en pente ou en dévers. Le contrôleur haptique, basé sur une commande optimale à paramètres variables (LPV), permet de suivre les trajectoires du modèle de référence tout en générant des résistances haptiques adaptées à chaque mouvement. L'interface transmet également des données cinématiques et dynamiques à une plateforme hexapode, fournissant ainsi un retour sensoriel en temps réel. Cette interface a été validée par des tests sur 30 sujets sains et 2 utilisateurs de FRM à mobilité réduite, conduisant à l'intégration d'un système d'assistance prenant en compte les contraintes du sol et les capacités des utilisateurs.

La deuxième partie de la thèse est consacrée à la conception d'un système d'assistance centré sur les capacités de l'utilisateur et les contraintes du sol. Trois stratégies d'assistance ont été développées. La première quantifie un indice de difficulté d'accessibilité et l'intègre à un paramètre de niveau d'assistance pour moduler l'amplitude du couple d'assistance fourni par le moteur. Pour générer ce couple d'assistance, une commande optimale linéaire à paramètre variant (LPV) est conçue. La deuxième approche, intègre ce paramètre dans l'algorithme de la commande optimale via une fonction de coût adaptative pour ajuster la commande en fonction des actions de l'utilisateur et des contraintes du terrain. La troisième stratégie repose sur une assistance adaptative avec un paramètre de niveau d'assistance optimal qui caractérise le rendement entre le couple appliqué par l'utilisateur et le couple requis pour réaliser une action (tel que franchir une pente), une fois obtenu, le paramètre de niveau d'assistance est intégré à l'algorithme de la commande optimale. Ces trois approches ont été évaluées à la fois objectivement et subjectivement avec 13 utilisateurs pour comparer leurs performances respectives. Les validations expérimentales, menées à l'aide du simulateur de FRM dynamique PSCHITT-PMR-LAMIH, ont démontré l'efficacité des solutions développées, notamment en termes d'amélioration de la sécurité et du confort, validant ainsi l'ensemble des stratégies proposées.

Mots clés : Interface haptique, commande optimale robuste, commande en temps réel, simulateur de FRM, assistance adaptative, assistance centrée sur l'utilisateur, modèle d'interaction Utilisateur-FRM-sol, modèle de l'utilisateur, estimation paramétrique en ligne, tests utilisateurs.

Haptic assistance for manual wheelchair propulsion based on an assessment of the user's biomechanical capabilities

Abstract : The manual wheelchair (MWC) is commonly used by individuals with reduced mobility, but its daily use can lead to musculoskeletal disorders (MSDs) due to the repetitive propulsion movements. Moreover, accessibility challenges in urban environments often limit users' mobility, despite legislative progress in terms of inclusion. While electric wheelchairs (EWs) reduce physical effort, they have drawbacks such as limited autonomy and decreased physical activity, which can be harmful in the long term. The manual wheelchair with electric assistance (MWC-EA) emerges as an intermediate solution, providing assistance while maintaining upper body physical activity. However, current assistance systems do not effectively adapt to users' abilities or terrain constraints. The main challenge lies in designing an assistance system capable of considering the interaction between the user, the MWC-EA, and the ground, providing precise and secure control. Another significant challenge is real-time validation of the system's functionality and robustness across various scenarios and topographies. User testing with a sufficiently large cohort is essential to evaluate the effectiveness and acceptability of these systems. However, outdoor trials are time-consuming to implement and may involve risks. The use of an MWC simulator offers an efficient solution to overcome these obstacles.

This thesis is divided into two main parts. The first involves developing a haptic and dynamic interface integrated into an MWC simulator, capable of simulating various locomotion scenarios. This interface includes a dynamic model of the interaction between the user, the MWC, and the ground, as well as a haptic controller. This model allows for reproducing movements such as straight-line motion, turning, uphill, or sloping. The haptic controller, based on a Linear Parameter-Varying (LPV) optimal control approach, enables the reference model's trajectories to be followed while generating haptic resistances adapted to each movement. The interface also transmits kinematic and dynamic data to a hexapod platform, providing real-time sensory feedback. This interface was validated through tests on 30 healthy subjects and 2 individuals with reduced mobility, leading to the integration of an assistance system that accounts for both ground constraints and user abilities.

The second part of the thesis focuses on designing an assistance system centered on the user's capabilities and ground constraints. Three assistance strategies were developed. The first quantifies an accessibility difficulty index and integrates it into an assistance level parameter to modulate motor torque. The second incorporates this parameter into the optimization algorithm via an adaptive cost function to adjust control according to the user's actions and terrain constraints. The third strategy relies on adaptive assistance with an optimal assistance level parameter, allowing real-time adjustment of effort based on the user's needs. These three approaches were evaluated both objectively and subjectively with 13 users to compare their respective performances. Experimental validations, conducted using the PSCHITT-PMR-LAMIH dynamic MWC simulator, demonstrated the effectiveness of the developed solutions, particularly in terms of improving safety and comfort, thus validating the proposed strategies.

Keywords : Haptic interface, robust optimal control, real-time control, manual wheelchair simulator, adaptive haptic assistance, user-centered assistance, user-wheelchair interaction model, user model, online parametric estimation, user tests validation.

Remerciements

Je tiens tout d'abord à exprimer ma profonde gratitude envers Dieu, qui m'a donné l'opportunité, la force, le courage et la persévérance nécessaires pour mener à bien la réalisation de tous les objectifs de cette thèse et bien plus encore.

Je souhaite également exprimer ma sincère reconnaissance à mes parents, qui m'ont inculqué la force de l'esprit, la liberté de pensée et de croyance, et qui m'ont plongé dans le bain de la science dès mon plus jeune âge. Grâce à leur éducation, j'ai pu développer une conscience mature, un esprit analytique, ainsi que la sagesse et la conviction d'avancer, quoi qu'il arrive, tout en gardant la tête froide. Ils m'ont toujours appris l'intégrité dans l'accomplissement d'un travail et à toujours croire en mes idées. Je ne les remercierai jamais assez.

Je remercie également mes sœurs, Lydia, Louisa et Sonia, ainsi que mon frère, Mohamed Abdelmalek, pour leur soutien constant et leur encouragement.

Je tiens à adresser mes remerciements sincères à mes directeurs de thèse, Dr-HDR. Chouki Sentouh et le Pr. Philippe Pudlo. Merci de m'avoir permis de franchir cette étape cruciale pour la réalisation de mon objectif de vie : faire de la science, vivre de la science et la transmettre à mon tour. Votre enthousiasme permanent, les discussions scientifiques fructueuses, et votre soutien pour que je rencontre et échange avec des chercheurs de renommée mondiale, notamment lors de l'école de printemps « Convex Optimization », ont été inestimables. Vous avez été une source de motivation constante et votre coopération tout au long de mon doctorat a été précieuse.

Je tiens également à exprimer ma gratitude à Gérald Conreur et Thierry Poulain, qui m'ont soutenu, conseillé et guidé. Leurs disponibilités et leur aide précieuses ont grandement contribué à la réussite de cette thèse.

Je remercie également les rapporteurs, les professeurs Lounis Adouane et Rodolfo Orjuela, pour leur expertise et leurs conseils avisés. Leurs commentaires professionnels et constructifs ont permis d'améliorer tant la présentation que le contenu de cette thèse. Je tiens également à exprimer ma profonde reconnaissance pour le temps qu'ils ont consacré à l'examen minutieux de mon travail. Un chaleureux merci à la présidente du jury, Pr. Marie Babel, ainsi qu'au Dr. Yann Morere et Dr. Joseph Bascou, pour l'honneur et le privilège qu'ils m'ont fait en participant à mon jury de thèse. Leur présence et leurs observations ont été d'une grande valeur.

En outre, je souhaite exprimer ma gratitude à l'ensemble de mes collègues doctorants et post-doctorants du LAMIH. Un merci tout particulier à Toufik Bentaleb, qui a été le moteur du démarrage de ma thèse, et à Mohamed Radjeb Oudainia, dont l'implication a été cruciale dans le développement des approches de commande, ainsi que dans nos échanges philosophiques. Je souhaite également remercier mes amis et collègues : Abdallah, Hayet, Fanel, Samah, Jean Valentin, Yikai, Mohammed, Daniel, Saulo, Houssam et Hajer.

Je tiens à exprimer ma profonde gratitude envers tout le personnel du Laboratoire d'Automatique, Mécanique et Informatique Industrielle et Humaine (LAMIH UMR-CNRS 8201), où cette thèse a été réalisée. Leur contribution a été déterminante en créant des conditions de travail exceptionnelles, qui ont grandement facilité le bon déroulement de mes recherches.

Ce travail a été rendu possible grâce au financement du projet ANR CapaCITIES, en partenariat avec l'IBHGC, le CERAH et l'IRISA. Je tiens donc à exprimer mes sincères

remerciements à toute l'équipe du CERAH, et plus particulièrement au Dr. Christophe Sauret et Dr. Louise Demestre, dont l'expertise sur le fauteuil roulant a été essentielle pour améliorer le comportement du modèle de FRM dans le simulateur. Leur contribution a également été déterminante pour valider le réalisme du simulateur PSCHITT-PMR.

À mon époux Slimane
À mon bébé Aylan

Table des matières

1	État de l'art	23
1.1	Introduction	24
1.2	Fauteuil roulant manuel	25
1.2.1	Définition d'un fauteuil roulant manuel	25
1.2.2	Types de fauteuils roulants manuels	26
1.3	Interaction entre l'utilisateur-FRM et FRM-sol	27
1.3.1	Analyse cinématique de la propulsion en fauteuil roulant	27
1.3.2	Analyse dynamique de la propulsion en fauteuil roulant manuel	28
1.3.3	Impact des contraintes liées à la géométrie du sol sur la propulsion en FRM.	30
1.3.4	Synthèse sur l'interaction entre l'utilisateur-FRM-sol	33
1.4	Simulateur de fauteuil roulant manuel	34
1.4.1	Critères de réalisme et de fiabilité d'un simulateur de FRM	34
1.4.2	Les simulateurs de FRM existants	35
1.4.3	Méthodologie de simulation de l'interaction entre l'utilisateur-FRM-sol	39
1.4.4	Limites des simulateurs de FRM existants	44
1.5	Assistance électrique à la propulsion en FRM	46
1.5.1	Systèmes d'assistance existants	46
1.5.2	Avantages de l'intégration de l'interaction entre l'utilisateur et FRM-AE dans un système d'assistance en boucle fermée	49
1.5.3	Intérêt d'une commande d'assistance optimale	50
1.6	Architecture d'assistance proposée dans cette thèse	53
1.6.1	Développement de l'interface haptique et dynamique	53
1.6.2	Stratégies d'assistance basées sur les capacités de l'utilisateur et des contraintes environnementales	55
1.6.3	Simulateur PSCHITT-PMR	55
1.7	Conclusion	56
2	Modélisation de l'interaction Utilisateur-FRM-Sol	59
2.1	Introduction	60
2.2	Repères référentiels	60
2.3	Modèle mécanique de l'interaction Utilisateur-FRM-Sol	62
2.3.1	Définition des angles de pente et de dévers	62
2.3.2	Cinématique du FRM	63
2.3.3	Dynamique du FRM	66
2.4	Modélisation des forces de contact roues-sol	67
2.4.1	Force de traction	68
2.4.2	Résistance au roulement	68
2.4.3	Forces latérales des roues	69
2.4.4	Résistance de pivotement au centre de masse	69
2.4.5	Forces normales	69
2.5	Validation expérimentale du modèle de FRM	72
2.5.1	Protocole expérimental	73
2.5.2	Processus d'identification	74
2.5.3	Validation du modèle mécanique d'interaction en boucle ouverte	75

2.5.4	Intégration du modèle de FRM de référence dans l'interface haptique et vestibulaire	78
2.6	Conclusion	82
3	Conception d'une interface de contrôle haptique pour simulateur de FRM	83
3.1	Introduction	84
3.2	Contributions	86
3.3	Modélisation fauteuil roulant-ergomètre	87
3.3.1	Modèle non linéaire du système FRM-banc à rouleaux	87
3.3.2	Identification du modèle FRM-ergomètre	88
3.4	Commande adaptative par modèle de référence basée sur une optimisation méta-heuristique	91
3.4.1	Architecture de Contrôle basée sur MRAC	92
3.4.2	Algorithme Métaheuristique (Elephant Herding Optimization-EHO)	94
3.4.3	Validation expérimentale	95
3.5	Commande prédictive pour un système LPV	98
3.5.1	Modélisation et identification du modèle LPV	98
3.5.2	Commande MPC pour système LPV	102
3.5.3	Validation fonctionnelle	103
3.5.4	test-utilisateurs	106
3.6	Commande floue linéaire à paramètres variants (LPV)	109
3.6.1	Modélisation sous forme Takagi-Sugeno (T-S)	111
3.6.2	Commande robuste LPV basée sur un modèle flou T-S	113
3.6.3	Validation fonctionnelle	117
3.6.4	Tests-Utilisateurs	120
3.7	Synthèse des trois approches de commandes	126
3.8	Conclusion	127
4	Assistance haptique basée sur un indice d'accessibilité empirique	129
4.1	Introduction	130
4.2	Contributions	131
4.3	Quantification du niveau d'assistance par une approche empirique	132
4.3.1	Définition d'un indice de difficulté à l'accessibilité	133
4.3.2	Calcul du paramètre du niveau d'assistance	135
4.4	Modélisation de l'interaction utilisateur-FRM-sol	137
4.4.1	Modélisation du couple propulsif	137
4.4.2	Modélisation de l'interaction entre l'utilisateur-roue-sol	138
4.5	Identification en ligne de l'impédance de la main courante	138
4.5.1	Approche d'identification en ligne basée sur la méthode MRAC	138
4.5.2	Validation fonctionnelle du modèle d'interaction Utilisateur-Main courante	141
4.6	Conception de la commande d'assistance robuste basée sur un modèle flou Takagi-Sugeno	144
4.6.1	Représentation polytopique du modèle d'interaction utilisateur-sol	145
4.6.2	Validation du modèle T-S sur le simulateur PSCHITT-PMR	146
4.6.3	Commande optimale multi-objectif basée sur le modèle T-S global	148
4.6.4	Commande optimale adaptative basée sur le modèle T-S global	151
4.7	Validation expérimentale	154
4.7.1	Protocole expérimental	154

4.7.2	Comparaison fonctionnelle entre la commande optimale classique et adaptative	155
4.7.3	Évaluation objective et discussion	157
4.8	Conclusion	159
5	Assistance adaptative basée sur un paramètre optimal du niveau d'assistance	161
5.1	Introduction	162
5.2	Contributions	163
5.3	Quantification du paramètre du niveau d'assistance	164
5.3.1	Modèle virtuel du FRM autonome	164
5.3.2	Algorithme d'identification en ligne basée sur l'approche de commande adaptative à modèle de référence (MRAC)	165
5.3.3	Modélisation polytopique du fauteuil roulant manuel	167
5.3.4	Validation des Modèles LPV et TS	168
5.3.5	Commande LPV pour le suivi de trajectoire	170
5.3.6	Validation fonctionnelle	173
5.4	Conception de la Commande d'assistance robuste basée sur un modèle flou Takagi-Sugeno	177
5.4.1	Représentation polytopique du modèle d'interaction Utilisateur-Roues du FRM et Roues-rouleaux le simulateur	177
5.4.2	Commande LPV adaptative basée sur le paramètre optimal de niveau d'assistance	178
5.5	Validation expérimentale	179
5.5.1	Performance de l'assistance adaptative basée sur le paramètre du niveau d'assistance optimal	179
5.5.2	Tests-utilisateur	183
5.6	Conclusion	189
6	Conclusion Générale et Perspectives	191
6.1	Conclusion	191
6.2	Perspectives	193
	Annexes	195
A	Annexe	197
A.1	Bases théoriques de la commande optimale	197
A.1.1	Commande adaptative par modèle de référence	198
A.1.2	Commande prédictive	202
A.1.3	Commande floue T-S	207
	Bibliographie	211

Table des figures

1	Plateforme de Simulation Collaborative Hybride, Intermodale en Transport Terrestre-Personne à Mobilité Réduite (PSCHITT-PMR).	17
1.1	Caractéristiques d'un fauteuil roulant manuel.	25
1.2	Schéma descriptif d'un cycle de propulsion synchrone en FRM.	27
1.3	Techniques de la propulsion en fauteuil roulant.	28
1.4	Illustration du conflit entre l'efficacité mécanique et charge articulaire biomécanique [Cooper 1990, Chénier 2012].	29
1.5	Évaluation de l'influence des contraintes environnementales (a. dévers, b. pente) sur la propulsion en fauteuil roulant manuel avec un fauteuil roulant ergomètre de terrain (FRET) [Rouvier 2023].	32
1.6	Schéma descriptif des forces agissant au niveau du contact Roues-Sol.	33
1.7	(a) Application d'un Simulateur de Fauteuil Roulant Manuel — (b) Schéma d'Interface RV-Plateforme Hexapode [Pérez 2020].	36
1.8	Exemple de simulateur de FRM pour la propulsion en ligne droite [Niesing 1990].	37
1.9	Exemple de simulateur de FRM à mouvement de 6 degrés de liberté (DoF) [Crichlow 2011].	37
1.10	Exemple de simulateur de FRM pour la propulsion en ligne droite et en virage [Chénier 2012].	38
1.11	Schéma de fonctionnement standard d'un simulateur de fauteuil roulant manuel.	40
1.12	Schéma de commande d'un simulateur de FRM développé par Bentaleb et al. [Bentaleb 2019]	43
1.13	Fauteuil roulant avec assistance électrique Alber E-motion.	46
1.14	Schéma d'assistance standard développé par Cooper et la. [Cooper 2002].	47
1.15	Contrôleur basé sur l'intention de l'utilisateur [Khalili 2019, Khalili 2021]	47
1.16	Système d'assistance intégrant l'intention de l'utilisateur à partir du signal EMG [Oonishi 2010].	48
1.17	(a) Schéma descriptif du système de freinage régénératif et (b) schéma de la gestion des perturbations, tous deux intégrés dans la boucle d'assistance.	49
1.18	Architecture du système d'assistance centré sur l'utilisateur proposé par Nguyen et al. [Nguyen 2023].	50
1.19	Architecture d'assistance développé par [Feng 2021].	51
1.20	Architecture complète de l'assistance haptique et de l'interface haptique et dynamique implémentées dans le Simulateur PSCHITT-PMR.	54
1.21	Simulateur PSCHITT-PMR conçu aux LAMIH.	56
2.1	Description schématique des repères référentiels lié à la position, au mouvement et à la dynamique du fauteuil roulant manuel.	61
2.2	Description schématique des forces s'exerçant sur un mouvement en pente.	62
2.3	Description schématique des forces s'exerçant sur un mouvement en dévers (pente transversale).	62
2.4	Schéma graphique illustrant la cinématique des roues.	64
2.5	Description schématique des forces sur les mouvements en ligne droite et en virage.	66
2.6	Schéma descriptif des forces agissantes au niveau du contact Roues-Sol.	67
2.7	Schéma descriptif de la distribution de la force verticale.	70

2.8	Description du fauteuil roulant manuel équipé de capteurs.	73
2.9	Scénario d’acquisition pour les mesures du couple propulsif, de la vitesse des roues arrière, de l’orientation des roues avant et de la cinématique au centre de masse.	74
2.10	Profil du couple propulsif appliqué par l’utilisateur.	76
2.11	Comparaison de l’angle de lacet mesuré et prédit par le modèle du FRM.	76
2.12	Comparaison entre les vitesses mesurées et prédites des roues droite et gauche par le modèle FRM.	77
2.13	Comparaison des angles d’orientation des roues avant mesurés et prédits.	77
2.14	Scénario de validation du modèle intégré dans l’interface haptique du simulateur.	80
2.15	Validation en boucle fermée du modèle de référence FRM par comparaison des vitesses longitudinales, latérales et de lacet mesurées par le simulateur et prédites par le modèle dans les situations de locomotion en ligne droite et en virage.	80
2.16	Validation en boucle fermée du modèle de référence FRM par comparaison des vitesses longitudinales, latérales et de lacet mesurées par le simulateur et prédites par le modèle dans une situation de pente.	81
2.17	Validation en boucle fermée du modèle de référence FRM par comparaison des vitesses longitudinales et latérales mesurées par le simulateur et prédites par le modèle dans une situation de dévers.	81
2.18	Illustration de position de l’hexapode piloté par les prédictions $X, Y, Z, \phi, \theta, \psi$ du modèle de FRM.	82
3.1	Propulsion au sol vs. propulsion sur simulateur	84
3.2	Organigramme des approches de commandes utilisées pour le contrôle du banc à rouleaux du simulateur.	87
3.3	Dynamique des forces exercées lors du contact entre le FRM et les rouleaux du banc à rouleaux.	87
3.4	Schéma descriptif du processus d’identification paramétrique de l’interaction utilisateur-FRM-banc à rouleaux.	89
3.5	Comparaison des résultats de l’identification du modèle non linéaire (FRM-Banc à rouleaux) avec les sorties de vitesse mesurées sur le système réel pour des masses de 40, 60 et 80 <i>kg</i>	90
3.6	Schéma de commande MRAC-EHO de l’interface haptique.	92
3.7	Algorithme d’optimisation métaheuristique basé sur le comportement des éléphants EHO.	95
3.8	Résultats de suivi du simulateur : Vitesse du système roue-rouleau (courbe rouge) et vitesse de référence (courbe bleue) en fonction de la trajectoire parcourue, avec illustration de la trajectoire prise par l’utilisateur (sol plat).	96
3.9	Résultats de suivi du simulateur : Vitesse du système roue-rouleau (courbe rouge) et vitesse de référence (courbe bleue) en fonction de la trajectoire parcourue, avec illustration de la trajectoire prise par l’utilisateur (sol avec pente).	96
3.10	Dynamique du gain adaptatif (graphique supérieur) et erreurs de suivi (graphique inférieur) pour chaque système roue-roue sur un sol plat.	97
3.11	Dynamique du gain adaptatif (graphique supérieur) et erreurs de suivi (graphique inférieur) pour chaque système roue-roue sur un sol en pente.	97
3.12	Architecture de contrôle du simulateur basée sur une approche MPC-LPV.	98
3.13	Résultats de la validation expérimentale du modèle LPV (courbe noir) par rapport à la sortie du simulateur (courbe bleue), en réponse au signal d’excitation (courbe orange).	101

3.14	Allure de frottement de contact du modèle LPV pour les différents poids (courbe en rouge pointillée) en comparaison avec le résultat l'allure du comportement du modèle non linéaire (courbe bleue). La ligne en pointillés verts représente le polygone des contraintes d'entrée et de sortie du simulateur.	102
3.15	Validation expérimentale de l'interface haptique pour le scénario de ligne droite et de virage.	104
3.16	Validation expérimentale de l'interface haptique pour le scénario de locomotion pour les pentes de 2 – 4%.	104
3.17	Validation expérimentale de l'interface haptique pour le scénario de locomotion pour une cross-pente de 7%.	105
3.18	A-Scénario réel. B-Scénario simulé.	107
3.19	Diagramme en boîte à moustaches comparant le niveau de difficulté (%) du test de propulsion dans des conditions réelles et simulées.	108
3.20	Diagramme en boîte à moustaches de l'évaluation du niveau de réalisme basée sur trois critères : perception visuelle, retour haptique et expérience immersive.	108
3.21	Architecture de contrôle basée sur la commande floue TS-LPV.	110
3.22	Validation du modèle T-S comparée aux sorties respectives du simulateur réel, du modèle NL et du modèle LPV.	113
3.23	Trajectoire prédite en X , Y et Z par le modèle de référence du fauteuil roulant (ligne rouge) lors du scénario de test de validation de l'interface haptique.	117
3.24	Résultats de validation expérimentale de l'interface haptique pendant la phase de ligne droite du scénario de test (voir Fig. 3.23).	118
3.25	Résultats de validation expérimentale de l'interface haptique pendant la phase de virage du scénario de test (voir Fig. 3.23).	118
3.26	Résultats de validation expérimentale de l'interface haptique pendant la phase de pente de 6% du scénario de test (voir Fig. 3.23).	119
3.27	Résultats de validation expérimentale de l'interface haptique pendant la phase de pente transversale de 6% du scénario de test (voir Fig. 3.23).	119
3.28	Couples de propulsion générés par le participant pour les différentes situations de locomotion, correspondant aux Figure 3.24, 3.25, 3.26 et 3.27.	120
3.29	Expérience utilisateur lors du scénario de familiarisation.	121
3.30	Scénario de validation du simulateur basé sur l'expérience utilisateur pour 15 participants.	122
3.31	Couple moyen pour 15 participants lors de la réalisation du scénario de test (Figure 3.30).	123
3.32	Boîte à moustaches de l'erreur quadratique moyenne en % du suivi de la vitesse de référence en fonction des trois types de fauteuils roulants.	124
3.33	Évaluation du niveau de réalisme de la locomotion en fauteuil roulant sur le simulateur en fonction des réponses aux 4 questions pour les 15 participants.	126
3.34	Comparaison des performances des trois approches : MRAC-EHO, MPC-LPV et commande floue (TS-LPV).	127
4.1	Architecture d'assistance haptique centrée sur l'utilisateur et basée sur les capacités de l'utilisateur et les contraintes environnementales.	131
4.2	Architecture d'assistance haptique basée sur l'action de l'utilisateur et un indice d'accessibilité empirique.	132
4.3	Schéma d'assistance proposé par [Hata 2003].	133
4.4	Vue d'ensemble du domaine d'activation pour chaque niveau d'assistance.	136

4.5	Illustration du profil de la force propulsive en réponse aux variations du terrain. .	137
4.6	Le bloc de l'assistance en boucle fermée avec le modèle d'interaction Utilisateur-Roue-Sol	138
4.7	Schéma descriptif du processus d'identification en ligne basé sur la commande adaptative (MRAC).	139
4.8	Scenario de validation du modèle de l'utilisateur (Sans Assistance (SA) et avec Assistance (AA).	141
4.9	Validation expérimentale du modèle d'interaction utilisateur-main courante pour un déplacement en ligne droite sans assistance.	142
4.10	Validation expérimentale du modèle d'interaction utilisateur-main courante pour un déplacement en virage sans assistance.	142
4.11	Validation expérimentale du modèle d'interaction utilisateur-main courante pour un déplacement en pente sans assistance.	143
4.12	Validation expérimentale du modèle d'interaction utilisateur-main courante pour un déplacement en dévers sans assistance.	143
4.13	Évaluation comparative de la validité du modèle TS (rouge) avec le modèle LPV identifié en ligne (courbe bleue) et le couple mesuré sur le simulateur (courbe grise).	147
4.14	Évaluation comparative de la validité du modèle TS (rouge) avec le modèle LPV identifié en ligne (courbe bleue) et la vitesse mesurée sur le simulateur (courbe grise).	147
4.15	Architecture du fonctionnement d'une assistance adaptative basée sur un indice d'accessibilité.	151
4.16	Scénario de validation des deux approches d'assistance : la courbe rouge représente l'assistance classique, tandis que la courbe bleue représente l'assistance adaptative.	154
4.17	Analyse comparative des performances de l'assistance classique et adaptative lors d'une locomotion en ligne droite.	155
4.18	Analyse comparative des performances de l'assistance classique et adaptative lors d'une locomotion en virage.	156
4.19	Analyse comparative des performances de l'assistance classique et adaptative lors d'une locomotion en pente.	156
4.21	Analyse comparative entre la propulsion sans assistance, la propulsion avec l'assistance classique et la propulsion avec l'assistance adaptative.	157
4.20	Analyse comparative des performances de l'assistance classique et adaptative lors d'une locomotion en dévers.	157
5.1	Architecture d'assistance haptique centrée sur l'utilisateur, basée sur l'effort optimal pour surmonter une contrainte environnementale spécifique.	162
5.2	Schéma descriptif de l'architecture d'assistance adaptative basée sur le rendement biomécanique.	163
5.3	Validation du modèle T-S du modèle du FRM autonome.	169
5.4	Évaluation du modèle LPV et T-S du fauteuil roulant autonome à l'aide d'un signal de couple non assisté.	169
5.5	Représentation du paramètre variant du frottement de contact.	170
5.6	Scénario de validation du couple optimal requis pour piloter le FRM autonome comparé au couple de l'Utilisateur.	173
5.7	Résultats de comparaison pour le calcul du paramètre du niveau d'assistance lors d'un déplacement en ligne droite.	174

5.8	Résultats de comparaison pour le calcul du paramètre du niveau d'assistance lors d'un déplacement en virage.	174
5.9	Résultats de comparaison pour le calcul du paramètre du niveau d'assistance lors d'un déplacement en dévers.	175
5.10	Résultats de comparaison pour le calcul du paramètre du niveau d'assistance lors d'un déplacement en pente.	175
5.11	Schéma descriptif de la stratégie d'assistance adaptative en considérant γ^*	177
5.12	Analyse comparative des performances de l'assistance adaptative $A(\gamma_{I_{\text{Accessibilité}}})$ et adaptative $B(\gamma^*)$ lors d'une locomotion en ligne droite.	180
5.13	Analyse comparative des performances de l'assistance adaptative $A(\gamma_{I_{\text{Accessibilité}}})$ et adaptative $B(\gamma^*)$ lors d'une locomotion en virage.	180
5.14	Analyse comparative des performances des assistances adaptatives $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$ et $B(\gamma^*)$ lors d'une locomotion en pente.	181
5.15	Analyse comparative des performances des assistances adaptatives $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$ et $B(\gamma^*)$ lors d'une locomotion en dévers.	181
5.16	Analyse comparative entre la propulsion sans assistance, la propulsion avec l'assistance classique et la propulsion avec des assistances adaptatives $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$ et $B(\gamma^*)$ pour tout le scenario 4.8.	182
5.17	Organigramme du protocole expérimental	183
5.18	Comparaison de l'amplitude d'énergie pour chaque test pour 5 sujets : sans assistance, avec assistance classique, assistance adaptative $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$ et assistance adaptative $B(\gamma^*)$	186
5.19	Comparaison de l'amplitude du travail mécanique global pour chaque test pour 5 sujets : sans assistance, avec assistance classique, assistance adaptative $A(\gamma_{I_{\text{Accessibilité}}})$ et assistance adaptative $B(\gamma^*)$	186
5.21	Pourcentage de préférence pour l'assistance la plus adéquate chez 13 sujets. . . .	188
5.20	Comparaison du ressenti de la difficulté pour les modes de conduite chez 13 sujets : sans assistance, avec assistance classique, assistance adaptative $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$ et assistance adaptative $B(\gamma^*)$ pour chaque situation de locomotion.	188
A.1	Schéma descriptif de la problématique de commande d'un système non linéaire . .	197
A.2	Schéma bloque du fonctionnement de la commande adaptative.	199
A.3	Contrôle adaptatif par modèle de référence hybridé avec un algorithme d'optimisation.	201
A.4	Courbe descriptive du fonctionnement de la commande prédictive MPC [Borrelli 2017].	202

Liste des tableaux

1.1	Description des différents types de FRM [Hybois 2019].	26
1.2	Synthèse des simulateurs de FRM selon les critères de réalisme et de fiabilité . . .	39
1.3	Caractéristiques des simulateurs de FRM répertoriés dans la littérature.	44
2.1	Description des variables physiques de l'interaction Utilisateur-FRM-Sol (Partie 1)	71
2.2	Description des paramètres physiques de l'interaction Utilisateur-FRM-Sol (Partie 2)	72
2.3	Paramètres du modèle du fauteuil roulant manuel.	78
3.1	Comparaison des performances du modèle NL pour les différents poids de l'utilisateur.	90
3.2	Les paramètres du modèle NL du frottement de contact côtés gauche et droit pour la masse de 80 kg.	91
3.3	Évaluation de la réponse du modèle de simulateur basé sur le modèle de frottement de contact LPV contre l'effet de la variation de la masse, les variations de frottement de contact en utilisant les indicateurs statistiques RMSE, NRMSE, R Value.	102
3.4	Comparaison des performances du contrôleur en utilisant les indicateurs statistiques RMSE, NRMSE, et le coefficient R pour le scénario total (a) et (b).	106
3.5	Analyse objective des performances du contrôleur haptique.	109
3.6	Analyse comparative du couple moyen : Propulsion sur le simulateur (S) par rapport au sol réel (S-R) [Rouvier 2023].	124
3.7	Analyse de la robustesse de l'expérience utilisateur sur le simulateur selon les paramètres du type de fauteuil roulant.	125
4.1	Validation objective du modèle d'interaction utilisateur-main courante par le biais des indicateurs de performances MSE et R-Value.	144
4.2	Analyse comparative de la moyenne de l'énergie pour chaque test : sans assistance, avec assistance classique et assistance adaptative.	158
4.3	Analyse comparative de la moyenne du travail mécanique de déplacement pour chaque test : sans assistance, avec assistance classique et assistance adaptative.	158
5.1	Analyse comparative de la moyenne d'énergie pour chaque test : sans assistance, propulsion avec assistance classique, propulsion avec assistance adaptative $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$ et propulsion avec assistance adaptative $B(\gamma^*)$	185
5.2	Analyse comparative de la moyenne du Travail mécanique de déplacement pour chaque test : sans assistance, propulsion avec assistance classique, propulsion avec assistance adaptative $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$ et propulsion avec assistance adaptative $B(\gamma^*)$	185

Liste des abréviations

Abréviation	Définition
FRM	Fauteuil roulant manuel
FRM-AE	Fauteuil roulant manuel avec assistance électrique
FRE	Fauteuil roulant électrique
PMR	Personne à mobilité réduite
PSCHITT-PMR	Plateforme de Simulation Collaborative, Hybride, Intermodale en Transports Terrestres – Personne à Mobilité Réduite
TMS	Troubles musculo-squelettiques
MEF	Mechanical effective force
MRAC	Model reference adaptive control
LPV	Linear parameter varying
MPC	Model predictive control
EHO	Elephant herding optimization
RMSE	Root mean squared error
NRMSE	Normalized root mean squared error
ITAE	Integral time absolute error
T-S	Takagi–Sugeno
LMI	Linear matrix inequality
RLS	Recursive least squares
NL	Non-linear

Introduction Générale

Le fauteuil roulant manuel (FRM) est l'aide technique la plus utilisée par les personnes à mobilité réduite ayant des membres supérieurs fonctionnels. Toutefois, une utilisation quotidienne peut exposer ses utilisateurs à divers risques de développer des troubles musculosquelettiques (TMS) causés par les mouvements de propulsion répétitifs. De surcroît, l'accessibilité à certains lieux par les utilisateurs de FRM peut être restreint par des obstacles environnementaux [Unsworth 2021].

L'accessibilité à ces lieux par les personnes à mobilité réduite représente un enjeu sociétal majeur, au cœur des politiques publiques visant à promouvoir une société plus inclusive. Malgré les progrès législatifs, au travers de l'article sur l'accessibilité de la loi sur l'égalité des droits et des chances, la participation et la citoyenneté des personnes handicapées du 11 février 2005 en France, de nombreux espaces urbains restent encore inaccessibles aux utilisateurs de FRM, créant une mobilité restreinte pour les personnes concernées [Ministère de la Transition écologique 2024]. En 2022, seulement 60 % des bâtiments publics étaient accessibles et selon les dernières estimations, environ 50 à 60 % des infrastructures urbaines seraient accessibles [Ministère de la Transition écologique 2024]. Le manque d'accessibilité dans les lieux de travail est également préoccupant, contribuant à un taux de chômage d'environ 16 % chez les personnes handicapées en 2020, soit près de deux fois plus que celui de la population générale [Rouvier 2023]. En plus des obstacles physiques, les personnes en fauteuil roulant doivent surmonter des défis cognitifs liés aux regards des personnes, impactant leur autonomie et diminuant leur qualité de vie.

Pour améliorer l'accessibilité à ces lieux aux personnes en situation de handicap et favoriser leur mobilité, il est essentiel de réduire le risque d'apparition de troubles musculosquelettiques (TMS), notamment en minimisant les efforts excessifs développés durant la phase de propulsion en fauteuil roulant manuel (FRM). Une solution consiste à recourir au fauteuil roulant électrique, le fauteuil roulant électrique, qui offre une mobilité fluide avec un effort physique réduit. Grâce aux nouveaux progrès technologiques, des joysticks haptiques permettent d'assister l'utilisateur et de réduire la sollicitation excessive du pouce, diminuant ainsi le risque de syndrome du canal carpien et, par conséquent, de TMS. Cependant, le fauteuil roulant électrique (FRE) présente plusieurs inconvénients significatifs. Parmi ceux-ci, on peut citer une autonomie de batterie souvent médiocre, un coût élevé, et, plus important encore, la réduction de l'activité physique des membres supérieurs, ce qui pourrait avoir des répercussions négatives sur la santé des utilisateurs à mesure qu'ils vieillissent [Giesbrecht 2009, Frank 2010, Giesbrecht 2011, Kloosterman 2013, De Souza 2016].

Afin de remédier à ce problème, le fauteuil roulant manuel à assistance électrique (FRM-AE) se présente comme un compromis entre le FRM et le FRE. Il dispose de mains courantes sur les roues arrière, permettant de préserver la fonctionnalité active des membres supérieurs, comme un FRM. De plus, ses roues arrière sont équipées de servomoteurs et de capteurs sur le moyeu, permettant d'ajouter un couple moteur pour assister l'utilisateur lors de la locomotion en FRM-AE [Cooper 2002, Arva 2001, Best 2006, Flemmer 2016, Vorobyov 2017, Choukou 2021]. Ainsi, le FRM-AE permet de maintenir une activité physique régulière, réduisant à la fois le risque de développer des TMS et celui de complications liées à la sédentarité, tout en offrant une assistance pour diminuer l'effort requis lors de la propulsion. Cependant, les systèmes d'assistance actuels pour FRM-AE présentent plusieurs limitations techniques. La plupart de ces systèmes fournissent une assistance moteur proportionnelle au couple propulsif appliqué par l'utilisateur, sans ajustement en fonction de ses capacités. Par ailleurs, les contraintes liées à la géométrie du

sol ne sont pas prises en compte dans la conception, ce qui limite l'adaptabilité du système aux différents types de terrain. De plus, bien que des systèmes de sécurité et des mécanismes de rejet des perturbations existent, ils sont souvent conçus séparément du système d'assistance principal, ce qui entraîne une consommation énergétique importante et, par conséquent, une réduction de l'autonomie des batteries des FRM-AE.

Un des défis techniques et scientifiques réside dans la conception des systèmes d'assistance en tenant compte des capacités de l'utilisateur ainsi que des contraintes liées à la géométrie du sol. Aussi, les systèmes d'assistance doivent s'adapter, entre autres, à des contraintes telles que les couples des moteurs, l'autonomie de la batterie et la sécurité de l'utilisateur.

La validation en temps réel de la fonctionnalité et de la robustesse du système à travers différents scénarios et topographies constitue un autre défi majeur. Des tests utilisateurs avec une cohorte suffisante sont également essentiels pour évaluer l'efficacité et l'acceptabilité du système. Toutefois, les essais en environnement extérieur peuvent être longs à mettre en œuvre et peuvent présenter des risques pour les participants et le matériel. Pour surmonter ces défis, un simulateur de FRM est une solution la plus adaptée. Il offre la possibilité de simuler un large éventail de scénarios de locomotion en FRM, ce qui permet d'implémenter, de tester et de valider le système d'assistance dans un environnement virtuel contrôlé et sécurisé, assurant ainsi la fiabilité du système avant son déploiement en conditions réelles.

Dans cette perspective, cette thèse vise à développer un système d'assistance pour FRM-AE. Ce système doit être centré sur l'interaction entre l'utilisateur, le FRM-AE et la géométrie du sol, tout en tenant compte des contraintes liées aux limites physiques imposées par cette interaction. Il doit être stable pour assurer la sécurité de l'utilisateur et robuste face aux perturbations et incertitudes. L'objectif de ce système est de fournir une assistance personnalisée répondant aux besoins spécifiques et aux préférences de l'utilisateur, afin de maximiser l'efficacité mécanique du déplacement, minimiser l'effort développé par l'utilisateur, et réduire la répétition des mouvements de propulsion.

Afin de mettre en œuvre ce système d'assistance et de pouvoir valider sa fonctionnalité ainsi que les tests utilisateurs, il est nécessaire de recourir à un simulateur de FRM. Cette thèse s'inscrit dans le cadre du projet ANR CapaCITIES (ANR-19-CE19-0007). Ce projet est mené en collaboration avec plusieurs partenaires : le LAMIH (Laboratoire d'Automatique, de Mécanique et d'Informatique Industrielles et Humaines), l'ENSAM-IBHGC (École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers - Institut de Biomécanique Humaine Georges Charpak), l'IRISA (Institut de Recherche en Informatique et Systèmes Aléatoires) et l'INI/CERAH (Institution Nationale des Invalides / Centre d'Études et de Recherche sur l'Appareillage des Handicapés). Le LAMIH, intervient dans le work package visant le développement d'un simulateur de fauteuil roulant réaliste (voir Figure 1). Le simulateur PSCHITT-PMR se compose de 6 écrans fixés de manière à offrir un angle visuel de 150°, d'un ergomètre à rouleaux sur lequel est fixé un FRM instrumenté, le tout étant monté sur une plateforme hexapode.

La principale contribution de cette thèse au projet CapaCITIES consiste à développer une interface haptique et dynamique capable de reproduire le comportement d'un fauteuil roulant dans le simulateur PSCHITT-PMR. Cette interface vise à simuler en temps réel les déplacements en ligne droite, en virage, en pente, et en dévers. Son rôle est de créer une communication fluide entre l'utilisateur, le simulateur et l'environnement virtuel. Elle génère un retour de force haptique au niveau des mains courantes et un retour sensoriel dynamique en pente et en dévers grâce à la plateforme hexapode. Une validation expérimentale, à l'aide de scénarios standardisés, sera effectuée avec des participants sains et des personnes à mobilité réduite pour évaluer le réalisme haptique et dynamique du simulateur. Une fois la fonctionnalité du simulateur validée, un système d'assistance sera conçu et soumis à des tests fonctionnels ainsi qu'à des évaluations

utilisateurs.



FIGURE 1 – Plateforme de Simulation Collaborative Hybride, Intermodale en Transport Terrestre-Personne à Mobilité Réduite (PSCHITT-PMR).

Cette thèse est composée de cinq chapitres structurés comme suit :

— **Chapitre 1 : État de l'art**

Ce chapitre examine la littérature sur l'interaction entre l'utilisateur et le fauteuil roulant manuel, ainsi que l'interaction du FRM avec l'environnement, notamment le sol. Une vue d'ensemble des outils de quantification de la biomécanique de la propulsion en FRM sera présentée, en particulier le simulateur de FRM. Nous passerons en revue les simulateurs existants et poserons les critères de réalisme d'un simulateur de fauteuil roulant manuel. Le chapitre évalue également les systèmes d'assistance électrique pour FRM, en discutant leurs avantages et inconvénients. Enfin, il expose les enjeux et objectifs de la thèse, qui sont centrés sur le développement de solutions d'assistance innovantes pour améliorer la mobilité et l'ergonomie des personnes utilisant un FRM-AE.

— Chapitre 2 : Modélisation de l'interaction Utilisateur-FRM-Environnement

Ce chapitre décrit le développement d'un modèle dynamique de l'interaction entre l'utilisateur, le fauteuil roulant manuel, et le sol, destiné à être intégré en temps réel dans le simulateur PSCHITT-PMR. Les contributions principales comprennent une modélisation précise des résistances au roulement et au pivotement, ainsi que l'intégration des forces de propulsion et des contraintes liées à la géométrie du sol, comme les pentes et les dévers. Un protocole expérimental est également présenté, couvrant les étapes d'identification et de validation du modèle.

— Chapitre 3 : Conception d'une interface de contrôle haptique pour le simulateur de FRM

Ce chapitre aborde la conception d'une commande capable de gérer les défis liés à la non-linéarité de l'interaction entre l'utilisateur, le fauteuil roulant manuel, et le banc à rouleaux. Cette architecture pilote le simulateur, génère des forces de frottement haptique adaptées aux conditions de locomotion, et rejette de manière robuste les forces perturbatrices externes. Une validation expérimentale est menée avec une cohorte de personnes saines et de personnes à mobilité réduite pour évaluer la fonctionnalité et le réalisme du simulateur.

— Chapitre 4 : Assistance haptique basée sur un indice d'accessibilité empirique

Ce chapitre décrit le développement de deux stratégies d'assistance pour le FRM-AE, basées sur une commande optimale. Ces stratégies ajustent automatiquement le niveau d'assistance en fonction des efforts développés de l'utilisateur et des caractéristiques du terrain. La première approche module directement le couple moteur ajouté au couple propulsif de l'utilisateur, tandis que la seconde ajuste l'assistance en fonction de l'effort perçu par l'utilisateur, intégré dans une fonction coût dynamique de l'algorithme d'optimisation. Une comparaison des deux stratégies est effectuée pour évaluer leur efficacité dans diverses conditions d'utilisation.

— Chapitre 5 : Assistance adaptative basée sur un paramètre optimal du niveau d'assistance

Ce chapitre développe une approche permettant de quantifier et d'ajuster en temps réel le niveau d'assistance des fauteuils roulants équipés d'une assistance électrique, en utilisant une commande optimale et des évaluations de performance via le simulateur PSCHITT-PMR. Le niveau d'assistance est calculé dynamiquement et intégré dans une fonction de coût adaptative, afin de moduler l'assistance en fonction des efforts de propulsion développés par l'utilisateur et des conditions environnementales. Les performances de cette stratégie seront validées par une série d'évaluations objectives, basées sur des indicateurs tels que la vitesse et l'effort perçu, ainsi que par des retours subjectifs des utilisateurs. Une validation expérimentale est réalisée, incluant un test-utilisateur, pour comparer les trois stratégies d'assistance dans divers contextes de déplacement.

— Conclusion générale et Perspectives

Le chapitre de conclusion générale présente les objectifs atteints au cours de cette thèse, les limites identifiées dans les différents travaux menés, ainsi que les perspectives et orientations pour les recherches futures. Ce chapitre offre une synthèse des résultats obtenus et conclut les travaux effectués dans le cadre de cette thèse.

Liste des publications

1. Revues scientifiques avec comité de lecture

- A. A. Ait Ghezala, C. Sentouh, Member, IEEE, P. Pudlo, T. Poulain, G. Conreur, T. Bentaleb. “User-Wheelchair Interaction-Based Robust Linear Parameter Varying Control for Haptic Interface in Manual Wheelchair Simulator.” *IEEE Journals and Transactions on CST*, 2024 Under review (In process for publication).
- B. A. Ait Ghezala, C. Sentouh, Member, IEEE, P. Pudlo, T. Poulain, G. Conreur. “User-Centred Adaptive Assistance for Powered Assistive Wheelchairs.” *IEEE Journals and Transactions on SMC*, 2025 (In process for submission).
- C. A. Ait Ghezala, C. Sentouh, Member, IEEE, P. Pudlo, T. Poulain, G. Conreur. “Optimal Assistance Based on an Adaptive Linear Parameter Varying (LPV) Cost Function for Powered Assistive Wheelchairs.” *IEEE Journals and Transactions Mechatronics*, 2025 (In process for submission).

2. Conférences internationales avec publications

- A. A. Ait-Ghezala, C. Sentouh, T. Bentaleb, P. Pudlo, T. Poulain, et al. “Haptic Interface Design for a Novel Wheelchair Simulator using Linear Time-Varying MPC Framework.” *2023 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*, Jun 2023, Seattle (USA), Washington, United States, pp.172-178, <10.1109/AIM46323.2023.10196197>. <hal-04481276>.
- B. A. Ait Ghezala, C. Sentouh, P. Pudlo, T. Poulain, G. Conreur. “Haptic Wheelchair Locomotion Simulator : Design with Experimental Validation.” *DSC 2023*, Antibes.
- C. T. Bentaleb, A. Ait Ghezala, C. Sentouh, P. Pudlo. “Numerical Simulator for Manual Wheelchair Propulsion based on a MPC Approach.” *4th IFAC Workshop on Cyber-Physical and Human Systems (CPHS 2022)*, Dec 2022, Houston (Texas), USA, pp.154-159, <10.1016/j.ifacol.2023.01.119>. <hal-04481301>.
- D. A. Ait-Ghezala, C. Sentouh, P. Pudlo. “Direct Model-Reference Adaptive Control for Wheelchair Simulator Control via a Haptic Interface.” *15th IFAC Symposium on Analysis, Design and Evaluation of Human Machine Systems (HMS 2022)*, San José, USA, 12-15 September 2022, Vol. 55, Issue 29, pp.49-54, ISSN 2405-8963, <<https://doi.org/10.1016/j.ifacol.2022.10.230>>.

2. Conférences nationales avec publications

- A. Louise Demestre, Amel Ait Ghezala, Théo Rouvier, Thierry Poulain, Gérald Conreur, et al. “Analyse biomécanique de la propulsion en fauteuil roulant manuel lors de la locomotion sur des pentes dans un environnement simulé.” *Conférence Handicap 2024*, Jun 2024, Paris, France. <hal-04550571>.

3. Autres communications

- A. Amel Ait Ghezala, Toufik Bentaleb, Chouki Sentouh, Philippe Pudlo. “Simulateur numérique pour la propulsion d’un fauteuil roulant manuel basé sur une approche MPC.” *Journée*

Régionale des Doctorants en Automatique, Université du Littoral Côte d'Opale (ULCO), Boulogne sur Mer, 08 juillet 2024.

- B. Amel Ait Ghezala, Chouki Sentouh, Philippe Pudlo. “Assistance Haptique pour la Propulsion en Fauteuil Roulant Manuel (FRM) basée sur une Évaluation des Capacités Biomécaniques de l’Usager.” *Mardi des chercheurs*, Valenciennes, 13 juin 2023 (Prix du meilleur poster).
- C. Amel Ait Ghezala, Chouki Sentouh, Philippe Pudlo. “Contrôle prédictif pour un système LPV appliqué à un simulateur de fauteuil roulant.” *Journée Régionale des Doctorants en Automatique*, Douai, 14 juin 2022.
- D. Amel Ait Ghezala, Chouki Sentouh, Philippe Pudlo. “Contrôle adaptatif par modèle de référence pour le contrôle d’un simulateur de fauteuil roulant via une interface haptique.” *Journée du Comité Technique Automatique et Transport Terrestre*, Valenciennes, 6 et 7 Avril 2022.
- E. Amel Ait Ghezala, Chouki Sentouh, Philippe Pudlo. “Assistance Haptique pour la Propulsion en Fauteuil Roulant Manuel (FRM) basée sur une Évaluation des Capacités Biomécaniques de l’Usager.” *Journée de la recherche au féminin*, Valenciennes, octobre 2021 [[Demestre 2024](#)].

État de l'art

Contents

1.1	Introduction	24
1.2	Fauteuil roulant manuel	25
1.2.1	Définition d'un fauteuil roulant manuel	25
1.2.2	Types de fauteuils roulants manuels	26
1.3	Interaction entre l'utilisateur-FRM et FRM-sol	27
1.3.1	Analyse cinématique de la propulsion en fauteuil roulant	27
1.3.2	Analyse dynamique de la propulsion en fauteuil roulant manuel	28
1.3.3	Impact des contraintes liées à la géométrie du sol sur la propulsion en FRM.	30
1.3.3.1	Types de contraintes liées à la géométrie du sol	30
1.3.3.2	Quantification des contraintes liées à la géométrie du sol	31
1.3.4	Synthèse sur l'interaction entre l'utilisateur-FRM-sol	33
1.4	Simulateur de fauteuil roulant manuel	34
1.4.1	Critères de réalisme et de fiabilité d'un simulateur de FRM	34
1.4.2	Les simulateurs de FRM existants	35
1.4.2.1	Simulateurs de FRM avec un casque de réalité virtuelle	36
1.4.2.2	Simulateurs de FRM avec un écran d'affichage	36
1.4.3	Méthodologie de simulation de l'interaction entre l'utilisateur-FRM-sol	39
1.4.3.1	Modèles de référence	40
1.4.3.2	Commande haptique pour piloter le simulateur de FRM	42
1.4.4	Limites des simulateurs de FRM existants	44
1.5	Assistance électrique à la propulsion en FRM	46
1.5.1	Systèmes d'assistance existants	46
1.5.2	Avantages de l'intégration de l'interaction entre l'utilisateur et FRM-AE dans un système d'assistance en boucle fermée	49
1.5.3	Intérêt d'une commande d'assistance optimale	50
1.6	Architecture d'assistance proposée dans cette thèse	53
1.6.1	Développement de l'interface haptique et dynamique	53
1.6.1.1	Modèle d'interaction entre utilisateur-FRM-sol	53
1.6.1.2	Commande haptique	54
1.6.2	Stratégies d'assistance basées sur les capacités de l'utilisateur et des contraintes environnementales	55
1.6.3	Simulateur PSCHITT-PMR	55
1.7	Conclusion	56

1.1 Introduction

Le fauteuil roulant manuel (FRM) est une aide technique essentielle permettant d'offrir une mobilité à une personne en situation de handicap moteur. [Unsworth 2021]. Les utilisateurs, souvent affectés par des pathologies comme les lésions de la moelle épinière, les maladies neuromusculaires, les amputations ou les troubles articulaires, l'utilisent pour compenser le maximum leur handicap [Chénier 2012, Hybois 2019]. Cependant, l'utilisation régulière du FRM peut entraîner des troubles musculo-squelettiques (TMS) en raison de la répétition des mouvements de propulsion et des conditions environnementales difficiles [Mercer 2006].

Lors des dernières années, divers progrès technologiques ont été réalisés pour améliorer l'ergonomie de l'utilisation du FRM. Ces avancées comprennent l'introduction de solutions mécaniques telles que la propulsion par manivelle ou levier, la conception de fauteuils roulants électriques ou scooters de mobilité, ainsi que le développement de dispositifs avec assistance électrique à la propulsion pour fauteuils roulants manuels (FRM-AE) [Crichlow 2011]. Chacun de ces outils présente des avantages et des inconvénients. Par exemple, la propulsion par manivelle ou levier offre une meilleure efficacité mécanique et une activité physique accrue pour l'utilisateur, mais peut être fatigante sur de longues distances. Les fauteuils roulants électriques et les scooters de mobilité permettent une locomotion sans la sursollicitation des membres supérieurs, mais ils peuvent être plus lourds et nécessitent une infrastructure de charge adaptée. De plus, ils ne favorisent pas l'activité physique de l'utilisateur. Enfin, le FRM avec assistance électrique à la propulsion (FRM-AE) combinent la simplicité du FRM manuel avec une assistance électrique pour réduire l'effort physique tout en permettant à l'utilisateur de conserver une certaine activité physique. Dans ce contexte, le FRM-AE apparaît comme la solution la plus adaptée pour les utilisateurs ayant une capacité active des membres supérieurs, car il permet de réduire l'effort de l'utilisateur tout en optimisant la puissance mécanique de déplacement. Cependant, deux questions scientifiques demeurent : à quel moment doit-on fournir une assistance et quelle quantité d'assistance est nécessaire pour l'utilisateur ?

Pour répondre à ces interrogations, une analyse approfondie des interactions entre l'utilisateur et le FRM, ainsi qu'entre le FRM et son environnement de déplacement, est nécessaire. En effet, une compréhension des capacités physiques de l'utilisateur, de la puissance mécanique de déplacement du FRM et des caractéristiques géométriques du sol pourrait permettre de déterminer le niveau optimal d'assistance.

Ce chapitre se divise en quatre parties distinctes. Nous débutons par une description succincte des différents types de fauteuils roulants manuels existants.

La deuxième partie est consacrée aux interactions entre l'utilisateur et le FRM, ainsi qu'aux relations entre ce dernier et l'environnement urbain. Nous y abordons également les bases biomécaniques de la propulsion en fauteuil roulant, en mettant en lumière l'influence de l'environnement urbain sur cette dynamique. Divers modèles mécaniques sont ensuite explorés pour évaluer les pertes d'énergie lors de la locomotion en FRM.

La troisième partie se concentre sur les outils de quantification de la biomécanique de la propulsion en fauteuil roulant manuel, avec une attention particulière portée aux simulateurs de FRM. Une synthèse des travaux de recherche est présentée, incluant la quantification de la propulsion dans diverses situations (ligne droite, virages, pentes et dévers) ainsi que l'évaluation de la précision des mesures, validée par des tests utilisateurs.

Enfin, la quatrième partie offre une revue des fauteuils roulants manuels assistés (FRM-AE) disponibles sur le marché et examine les différentes architectures d'assistance à la propulsion, optimisées ou non. Une synthèse comparative est réalisée pour évaluer l'impact de chaque type d'assistance sur la biomécanique de la propulsion.

1.2 Fauteuil roulant manuel

L'interaction biomécanique entre l'utilisateur, le fauteuil roulant manuel (FRM) et l'environnement est influencée par les caractéristiques techniques du fauteuil, les conditions environnementales (hauteur de seuil de porte, amplitude de l'angle de pente ou angle de dévers, etc) et les capacités physiques de l'utilisateur. Des facteurs tels que la rigidité du châssis, les dimensions de l'assise et du dossier, le type de système de propulsion, ainsi que les propriétés des matériaux, des pneus et du sol, jouent un rôle clé dans cette dynamique. Cette section analyse les aspects cinématiques (vitesse, accélération) et dynamiques (forces, moments) de la propulsion en FRM.

1.2.1 Définition d'un fauteuil roulant manuel

Le FRM est un dispositif médical couramment utilisé par les individus présentant un handicap moteur au niveau des membres inférieurs, et ayant la capacité à réaliser une propulsion manuelle active. Il se compose de quatre principaux systèmes interdépendants (Figure 1.1) :

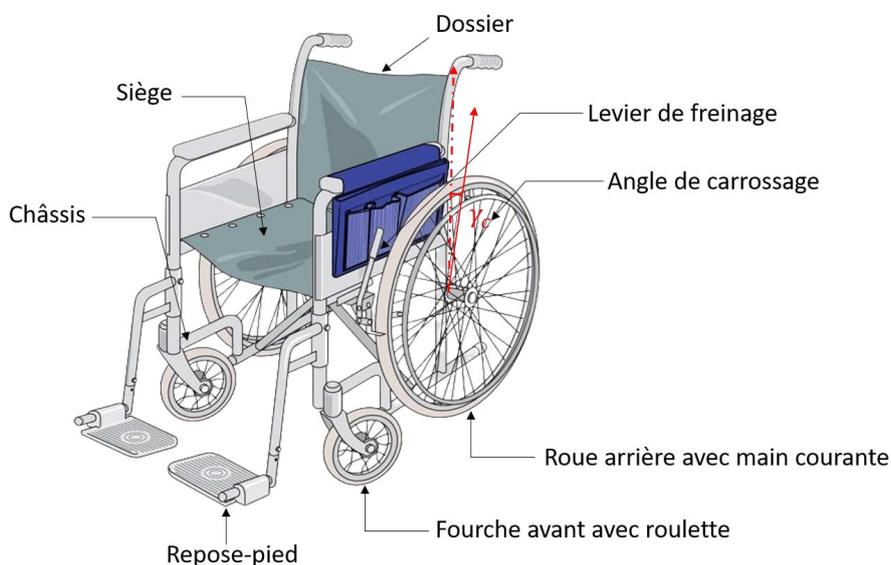


FIGURE 1.1 – Caractéristiques d'un fauteuil roulant manuel.

- **Châssis du FRM** : Ce composant, généralement fabriqué en aluminium, titane ou récemment en fibre de carbone, forme une structure rigide. Il joue le rôle fondamental stabilisant pour le fauteuil roulant manuel, avec la possibilité d'être soudé en un bloc ou pliable afin de faciliter les transferts dans un véhicule.
- **Système de soutien du corps** : Le système de soutien se compose du dossier, du siège et des palettes repose-pieds. Le siège, souvent fabriqué en matériau souple, peut être équipé d'un coussin anti-escarres. Le dossier, ajustable pour soutenir les régions cervicale, thoracique et lombaire, est souvent amovible ou rabattable afin de faciliter le rangement et le transport. Les palettes repose-pieds, quant à elles, peuvent être relevables pour offrir plus de flexibilité ou conçues en monobloc pour une meilleure stabilité.
- **Système de roues** : Les FRM ont des roues arrière motrices et des roulettes avant directionnelles. Elles peuvent être équipées de pneus pneumatiques, pleins ou hybrides. Le système de propulsion principalement utilisée sont les mains courantes, avec des alternatives moins habituelles comme les manivelles ou les leviers pendulaires.

- **Système de freinage** : Le système de freinage d'un fauteuil roulant manuel assure la sécurité en permettant de ralentir ou d'immobiliser le fauteuil. Il comprend des leviers pour bloquer les roues, des freins appliquant une pression sur les pneus et des mains courantes pour contrôler la vitesse, bien que cela puisse causer des problèmes aux mains.

1.2.2 Types de fauteuils roulants manuels

La configuration des quatre composants du FRM crée divers types de fauteuils, chacun pouvant modifier les caractéristiques de propulsion selon l'objectif d'utilisation (intérieur, extérieur, terrain accidenté, etc.). Les différents modèles de FRMs sont résumés dans le Tableau 1.1 :

	Types	Description
	Fauteuil roulant standard	Ce type de fauteuil est souvent utilisé pour un usage quotidien. Il peut être pliable et peut être transporté facilement.
	Fauteuil roulant actif	Destiné aux utilisateurs actifs, ce FRM possède des caractéristiques ergonomiques pour faciliter la propulsion. Il est souvent utilisé par des personnes ayant de plus grandes capacités physiques.
	Fauteuil roulant tout-terrain	Conçu pour une utilisation en extérieur, ce fauteuil est équipé de pneus robustes et peut gérer des terrains variés tels que le sable, la boue ou les chemins de terre.
	Fauteuil roulant à dossier inclinable	Permet à l'utilisateur de modifier l'inclinaison du dossier pour plus de confort et réduire le risque d'escarres.
	Fauteuil roulant manuel assisté	Intègre un système d'assistance motorisé pour aider l'utilisateur à propulser le fauteuil plus facilement.

TABLE 1.1 – Description des différents types de FRM [Hybois 2019].

1.3 Interaction entre l'utilisateur-FRM et FRM-sol

Dans cette section, nous examinons en détail la mécanique de l'interaction entre l'utilisateur, le fauteuil roulant manuel et le sol, ainsi que les obstacles environnementaux qui peuvent influencer cette interaction, notamment les défis liés à l'accessibilité. Nous aborderons comment divers facteurs, tels que la nature du terrain, les caractéristiques des matériaux de revêtement et la géométrie du sol, impactent la propulsion et l'effort nécessaire pour l'utilisateur. En outre, nous explorerons les principales méthodes actuelles d'évaluation de la propulsion en FRM, en mettant en lumière les dispositifs utilisés pour mesurer les forces et la cinématique, ainsi que leurs limites en termes de précision et de pertinence dans des conditions réelles.

1.3.1 Analyse cinématique de la propulsion en fauteuil roulant

La propulsion en FRM peut être caractérisée par une propulsion synchrone et asynchrone [Astier 2019]. La propulsion synchrone est définie comme un mouvement simultané des deux bras pour propulser le FRM, et est souvent observée chez les utilisateurs expérimentés. En revanche, la propulsion asynchrone se caractérise par un mouvement alterné des membres supérieurs, fréquemment utilisé par les utilisateurs novices et certains athlètes paralympiques [Astier 2019, Chénier 2012]. Ces techniques de propulsion peuvent entraîner fatigue et blessures, soulevant des questions sur les implications biomécaniques et l'impact de l'environnement sur la biomécanique de la propulsion en FRM. Dans la suite de cette analyse, nous nous concentrons sur la propulsion synchrone. Le cycle de propulsion synchrone comprend une phase de poussée, où le contact entre la main de l'utilisateur et la main courante forme une chaîne cinématique fermée, suivie d'une phase de relâchement, sans contact entre la main et la main courante, au cours de laquelle la main revient à sa position initiale. (Figure 1.2).

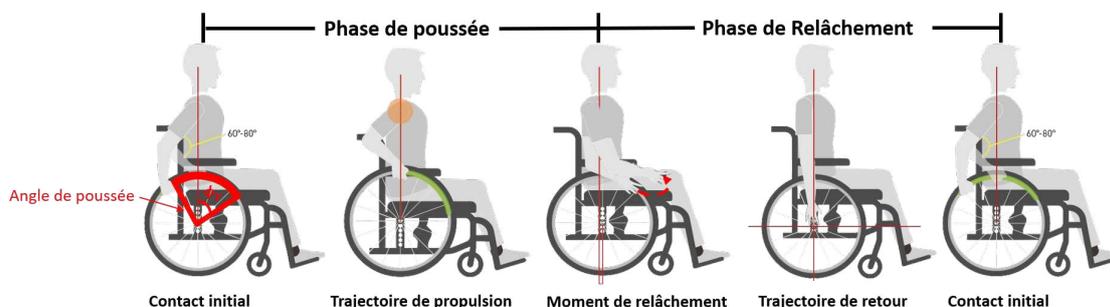


FIGURE 1.2 – Schéma descriptif d'un cycle de propulsion synchrone en FRM.

La phase de poussée est caractérisée par un angle de poussée (l'angle de rotation de la roue arrière lorsque la main est en contact avec la main courante, illustré par le contact initial dans la Figure 1.2). Pour la phase de relâchement, étant donné que la main est libre, plusieurs trajectoires de la main sont possibles [Chénier 2012]. Dans la littérature, les techniques de propulsion sont classées en quatre types, la trajectoire de type arc (Figure 1.3.a), la boucle simple (Figure 1.3.b), la boucle double (Figure 1.3.c) et la trajectoire semi-circulaire (Figure 1.3.d) [Rozendaal 2003, Astier 2019, Chénier 2012, Sauret 2010].

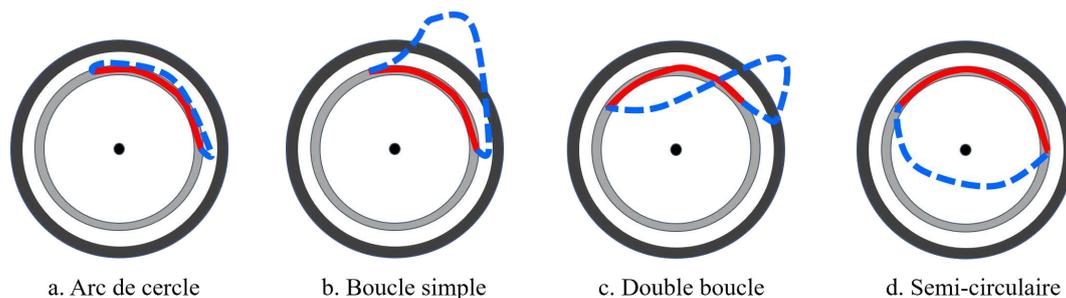


FIGURE 1.3 – Techniques de la propulsion en fauteuil roulant.

La trajectoire réalisée par l'utilisateur est souvent liée à ses capacités physiques ainsi qu'à son expérience en matière de propulsion [Astier 2019]. Il est généralement recommandé d'adopter une trajectoire semi-circulaire pendant la phase de relâchement [Chénier 2012], car cette trajectoire maximise l'angle de poussée et favorise naturellement un retour semi-circulaire de la main [Shimada 1998, Boninger 1997, Chénier 2012, Hybois 2019]. Selon Boninger et al. [Boninger 2002], il existe une corrélation entre les différentes techniques de propulsion et la fréquence de propulsion. Plus particulièrement, l'adoption de la technique semi-circulaire est associée à une légère diminution de cette fréquence. Toutefois, bien que cette technique présente certains avantages en termes de fréquence, son impact sur la charge des membres supérieurs reste sujet à discussion. En effet, bien que la force appliquée puisse être efficace pour déplacer le fauteuil roulant, le moment de force au niveau de l'épaule peut atteindre des amplitudes élevées, augmentant ainsi le risque de surutilisation ou de blessure. De plus, selon les travaux de Cooper et al. [Cooper 1990], Rozendaal et al. [Rozendaal 2003] et Bregman et al. [Bregman 2009], l'adoption de la technique semi-circulaire ne réduit pas systématiquement la charge au niveau des membres supérieurs, des épaules, des coudes ou des poignets. Dans la section suivante, nous détaillerons cette analyse du mouvement de propulsion d'un point de vue dynamique.

1.3.2 Analyse dynamique de la propulsion en fauteuil roulant manuel

L'analyse dynamique de la propulsion en fauteuil roulant se fait souvent dans le plan sagittal, ce qui signifie que l'angle de carrossage est nul (voir la Figure 1.1). Dans cette configuration, la force appliquée par l'utilisateur se compose de deux forces : la force tangentielle et la force radiale [Boninger 1997, Cooper 1997]. La force tangentielle est tangente à la circonférence de la main courante, tandis que la force radiale agit perpendiculairement à celle-ci, en direction du centre de la roue. La force tangentielle est propulsive et permet de déplacer le fauteuil roulant manuel vers l'avant ou vers l'arrière, ainsi que d'effectuer des mouvements de rotation en combinant les forces appliquées sur les mains courantes gauche et droite. La force radiale, quant à elle, permet à l'utilisateur de s'agripper à la main courante, assurant ainsi la stabilité des roues arrière pendant la propulsion. Cependant, lorsque le carrossage est présent, la force exercée par l'utilisateur se décompose en trois composantes : la force tangentielle, la force radiale et la force latérale [Cooper 1997, Boninger 1997, Silva 2017]. La force latérale, qui apparaît en raison de l'inclinaison des roues, joue alors un rôle supplémentaire dans la stabilité et la direction du FRM.

En considérant la propulsion dans le plan sagittal, Veeger et al. [Veeger 1992, Veeger 1999] ont identifié deux cas de propulsion illustrés dans la Figure 1.4. Dans le premier cas, représenté par la Figure 1.4.a, l'utilisateur applique une force sur la main courante composée d'une force tangentielle et d'une force radiale. Dans le deuxième cas, la Figure 1.4.b montre que l'utilisateur

applique une force complètement tangentielle.

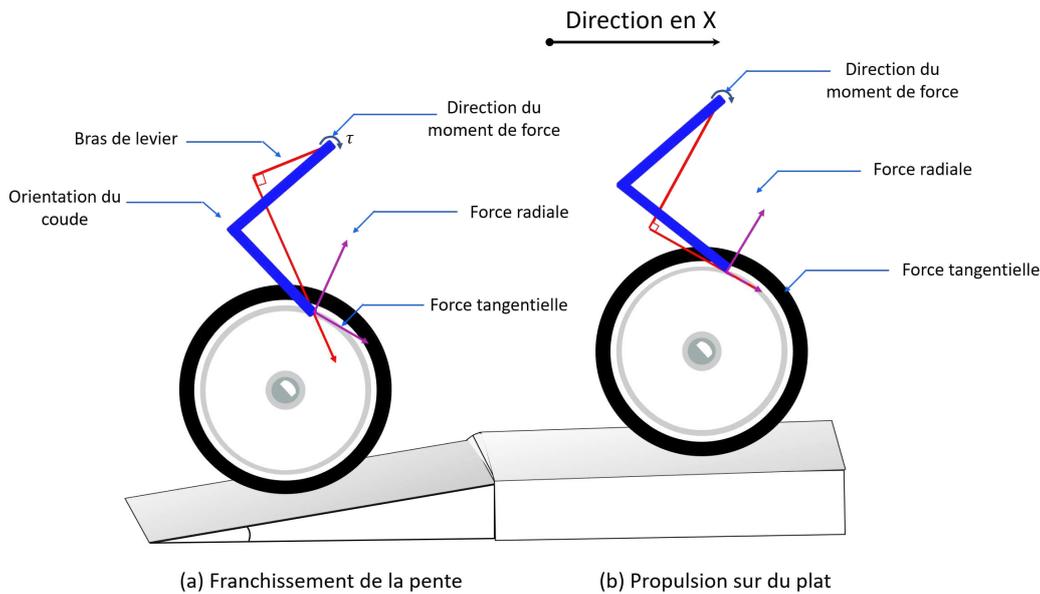


FIGURE 1.4 – Illustration du conflit entre l'efficacité mécanique et charge articulaire biomécanique [Cooper 1990, Chénier 2012].

Veeger et al. [Veeger 1999] démontrent que dans le premier cas (Figure 1.4.a), la force appliquée sur la main courante n'est pas mécaniquement efficace, mais le bras de levier au niveau de l'épaule est minimal. En revanche, dans le deuxième cas (Figure 1.4.b), l'utilisateur applique une force entièrement tangentielle, entraînant un bras de levier plus long entre le pivot de l'épaule et la force appliquée sur la main courante, ce qui génère un moment de force important à l'épaule. Chénier et al. [Chénier 2012] nomment cette observation le "conflit entre l'efficacité mécanique de déplacement et la charge à l'épaule". L'efficacité mécanique (MEF) peut être quantifiée par une relation définie par Boninger et al. [Boninger 1997] comme le rapport entre le carré du couple propulsif F_{tan} appliqué sur la main courante et le carré du couple total F_{totale} , incluant la force tangentielle et la force radiale.

$$MEF_{\%} = \frac{F_{tan}^2}{F_{totale}^2} \times 100\% \quad (1.1)$$

Plus la MEF se rapproche de 1, plus la poussée est efficace. [Chénier 2016]. En d'autres termes, une propulsion plus efficace mécaniquement ($MEF = 1$) peut se traduire par une charge de forte amplitude au niveau de l'épaule en raison d'un plus grand bras de levier.

La quantification de la charge à l'épaule due à la propulsion en FRM a fait l'objet de peu d'études. Parmi les rares travaux existants, Louis et al. [Louis 2010] ont proposé une équation heuristique basée sur des paramètres cinématiques tels que l'amplitude et la position articulaires, le surpoids, ainsi que l'incertitude de l'équation :

$$I_{charge \text{ à l'épaule}} = \alpha (\text{amplitude articulaire}) + \beta (\text{position articulaire}) + \gamma (\text{surpoids}) + \delta (\text{incertitude de l'équation}) \quad (1.2)$$

Marchiori et al. [Marchiori 2023] ont proposé une autre méthode de quantification de la charge à l'épaule basée sur la cinématique du membre supérieur, utilisant une approche de logique floue. L'indice de charge est défini par une loi de défuzzification (somme pondérée).

L'évaluation de l'efficacité mécanique de propulsion (MEF) en relation avec la charge à l'épaule est encore peu étudiée. Chénier et al. [Chénier 2012] ont proposé une méthode utilisant le biofeedback haptique via un simulateur de FRM pour entraîner les utilisateurs à améliorer la MEF sans augmenter la charge à l'épaule. Les résultats ont montré une augmentation de 10% de la MEF par rapport à la MEF initiale lorsque l'angle de poussée passait de 40 deg à 50 deg. Cependant, il reste à déterminer si cette amélioration de la MEF entraîne une augmentation de la charge à l'épaule, car celle-ci n'a pas été estimée dans l'étude.

En plus de la technique de propulsion, les contraintes liées à la géométrie du sol jouent un rôle important dans l'augmentation du conflit entre l'efficacité mécanique et la charge à l'épaule [Liampas 2021, Tannert 2019, Kim 2010, Chow 2009, Richter 2007, Holloway 2015, Cooper 2012, Lam 2001, Hurd 2008]. Leur impact sera abordé dans la prochaine section.

1.3.3 Impact des contraintes liées à la géométrie du sol sur la propulsion en FRM.

1.3.3.1 Types de contraintes liées à la géométrie du sol

Les contraintes environnementales liées à la géométrie du sol peuvent prendre différentes formes :

- **Pente longitudinale :**

Les pentes sont fréquentes dans l'expérience de mobilité en fauteuil roulant manuel, en particulier sur les trottoirs et les rampes d'accès [Madeuf 2020, Richter 2007]. Ces pentes ont un impact significatif sur l'efficacité de la propulsion et la sécurité des utilisateurs. Chow et al. [Chow 2009] ont étudié la propulsion en fauteuil roulant sur des rampes avec des inclinaisons allant de 0° à 8° chez de jeunes hommes paraplégiques. Ils ont constaté que l'inclinaison du tronc augmentait proportionnellement à la pente, et que l'activité musculaire variait entre la phase de poussée et la phase de relâchement. Une augmentation significative de la charge à l'épaule et de l'activité musculaire a été observée pour des pentes comprises entre 4 deg et 10 deg, suggérant une demande énergétique plus élevée par rapport à la propulsion sur terrain plat. De plus, Kim et al. [Kim 2010] ont montré que la résistance au roulement augmente lorsque le sol est moins adhérent sur une pente. Ils ont également observé une diminution de la vitesse et une augmentation de la fréquence cardiaque proportionnelles à l'inclinaison de la pente. Cependant, ces effets ne deviennent significatifs qu'à partir d'une pente de 2 deg, soit environ 3,45% d'inclinaison.

- **Pentes transversales (dévers) :**

Les dévers, en particulier sur des surfaces à faible adhérence, représentent un défi plus important que les pentes classiques dans l'expérience de mobilité en fauteuil roulant manuel (FRM) [Richter 2007]. Lorsqu'un FRM est propulsé sur un dévers, le fauteuil a tendance à dévier vers le côté descendant. Cela oblige l'utilisateur à compenser en appliquant une force supplémentaire de ce côté pour maintenir une trajectoire droite. Cette compensation entraîne une fatigue musculaire accrue, surtout sur de longues distances [Holloway 2015].

Ces défis liés aux dévers ont été explorés dans plusieurs études. Par exemple, Cooper et al. [Cooper 2012] ont mené une étude avec 107 participants qui ont évalué 66 scénarios. Les résultats ont révélé que les pentes transversales sévères étaient perçues comme plus difficiles à franchir que les portes étroites (13,6% des participants) et les portes coulissantes (34,8%). Les conditions météorologiques défavorables, telles que la pluie, la neige et la glace, rendent les surfaces plus glissantes, ce qui accroît encore cette difficulté. Ces résultats montrent que les pentes transversales augmentent significativement les moments de force au niveau des épaules, renforçant ainsi la nécessité de limiter les déplacements sur des dévers autant que possible [Richter 2007].

- **Longues distances et virage :**

Lors de la propulsion en ligne droite en fauteuil roulant manuel, les forces de réaction articulaires maximales ont été observées principalement du côté de la main dominante, avec des variations en fonction des articulations concernées [Lam 2001, Lin 2015, Rouvier 2023, Chaikhot 2023]. Ces forces, qui se dirigent majoritairement de manière médiale, antérieure et vers le bas, exercent une pression significative sur les poignets, les coudes et les épaules. En moyenne, la force observée au poignet atteint 57,94 N, au coude 52,58 N et à l'épaule -14,53 N du côté dominant [Lam 2001]. En comparaison avec la propulsion en ligne droite, les virages, qu'ils soient à gauche ou à droite, imposent des contraintes beaucoup plus importantes sur les articulations. Lors d'un virage à droite, par exemple, le bras non dominant doit pousser la roue vers l'avant tandis que le bras dominant stabilise la trajectoire. Durant cette manœuvre, les forces articulaires maximales sont observées du côté non dominant, avec des valeurs de 95.62 N au poignet, 90.56 N au coude, et 82.27 N à l'épaule [Lam 2001]. Ces forces sont nettement plus élevées que celles mesurées lors de la propulsion en ligne droite, ce qui suggère que les manœuvres de virage augmentent considérablement les contraintes musculosquelettiques. Selon Lam et al. [Lam 2001], ces manœuvres de virage, en raison des efforts qu'elles exigent, peuvent contribuer de manière significative aux risques de blessures musculosquelettiques chez les utilisateurs de fauteuil roulant.

1.3.3.2 Quantification des contraintes liées à la géométrie du sol

La quantification de l'impact des contraintes environnementales est souvent réalisée à l'aide d'un ergomètre mobile, un fauteuil roulant équipé de capteurs pour mesurer les torseurs cinématiques (vitesse et accélération) et les torseurs dynamiques (forces et moments de forces). Cela permet de quantifier le travail mécanique effectué par une personne dans différentes situations de déplacement, telles que les lignes droites, les virages, les pentes, les dévers et les freinages [Tomlinson 2000, Hybois 2019, Rouvier 2023]. Les mesures réalisées peuvent viser à : quantifier des actions mécaniques exercées par l'utilisateur sur le fauteuil roulant et la mesure des interactions mécaniques entre le fauteuil roulant manuel et le sol.

- **Quantification de l'interaction Utilisateur-FRM**

La mesure des mouvements et des efforts associés à l'interaction entre l'utilisateur et le FRM est généralement réalisée dans un environnement de laboratoire contrôlé pour garantir la sécurité de l'utilisateur. Par exemple, dans les travaux de Rouvier et al [Rouvier 2023], les contraintes liées à la géométrie du sol sont reproduites à l'aide de plateformes en bois configurées pour simuler des seuils de porte, des pentes et des dévers (voir Figure 1.5).

À l'aide des capteurs situés au niveau des roues arrière et de l'assise, les six composantes du torseur dynamique sont mesurées : les forces (F_x, F_y, F_z) et les moments (M_x, M_y, M_z) appliqués par l'utilisateur sur la main courante, ainsi que la répartition de la masse en fonction du mouvement du tronc. Les données cinématiques des roues et du point médian de l'essieu arrière sont également recueillies à l'aide d'accéléromètres [Sauret 2011, Bascou 2012, Hybois 2019]. Les données obtenues permettent d'évaluer les variations des forces appliquées au cours du mouvement et d'analyser les contraintes biomécaniques sur les membres supérieurs [Sauret 2011, Bascou 2012].



a. Dévers

b. Pente

FIGURE 1.5 – Évaluation de l'influence des contraintes environnementales (a. dévers, b. pente) sur la propulsion en fauteuil roulant manuel avec un fauteuil roulant ergomètre de terrain (FRET) [Rouvier 2023].

• Quantifier l'interaction FRM-Sol

L'évaluation de l'interaction entre le FRM et le sol consiste à mesurer ou quantifier les résistances au mouvement lors de la propulsion en FRM, notamment les résistances sur l'axe longitudinal et les résistances sur l'axe latéral. La résistance longitudinale inclut la résistance au roulement et la résistance de l'air, tandis que la résistance transversale inclut la résistance au pivotement et la résistance du vent latéral [de Saint Rémy 2003, Sauret 2012, Bascou 2012].

— Résistance sur l'axe longitudinal

Sur l'axe longitudinal, les deux résistances qui agissent sur le mouvement FRM sont la résistance aérodynamique et la résistance au roulement. La résistance aérodynamique, non négligeable lors de vents forts ou de descentes rapides sur des pentes avec des angles de grandes amplitudes, est mesurée en soufflerie, avec une dynamique longitudinale inférieure à 5 m.s^{-1} . Selon Coutts et al. [Coutts 1994], elle représente environ 10 % de la résistance au roulement à une vitesse de 1.6 m.s^{-1} , augmentant proportionnellement avec la vitesse. La résistance au roulement résulte de la déformation non conservatrice entre les roues du fauteuil roulant et le sol, générant un moment résistant dû à l'écrasement du pneu sous le poids combiné de l'utilisateur et du fauteuil roulant. Sauret et al. [Sauret 2011, Sauret 2013], ont montré que le moment de résistance augmente avec la diminution du rayon des roues, principalement généré par l'interaction des roues avant avec le sol. Cette résistance devient plus significative avec l'augmentation de la vitesse [Andersen 2015, Soleymani 2023], bien que certaines recherches indiquent une constance dans une plage de valeur de vitesse entre 1.4 m.s^{-1} et 1.6 m.s^{-1} [Chua 2010].

— Résistance sur l'axe transversal

Les manœuvres de rotation, telles que celles observées lors de déplacements en virages et sur un sol avec dévers, nécessitent la génération d'un couple rotatif autour du centre de masse, entraînant des résistances au roulement et au pivotement [Bascou 2012]. Ces résistances, peu étudiées, augmentent avec la masse du châssis et sa distribution longitudinale [Lin 2015], et dépendent de la charge et du rayon de courbure. Des études montrent que la répartition de la charge sur les roues avant influence la résistance au pivotement, et d'autres facteurs comme l'accélération latérale et l'angle de carrossage jouent également un rôle [Caspall 2013, Falot 2021]. Silva et al. [Silva 2017] ont développé un banc d'essai pour mesurer ces paramètres afin d'étudier l'impact

de la résistance au pivotement sur les membres supérieurs. Ces recherches montrent que les forces nécessaires pour surmonter cette résistance peuvent provoquer des troubles TMS, en raison des contraintes supplémentaires sur les muscles et les articulations. La Figure 1.6 décrit l'action des forces agissant au niveau du contact Roues-Sol.

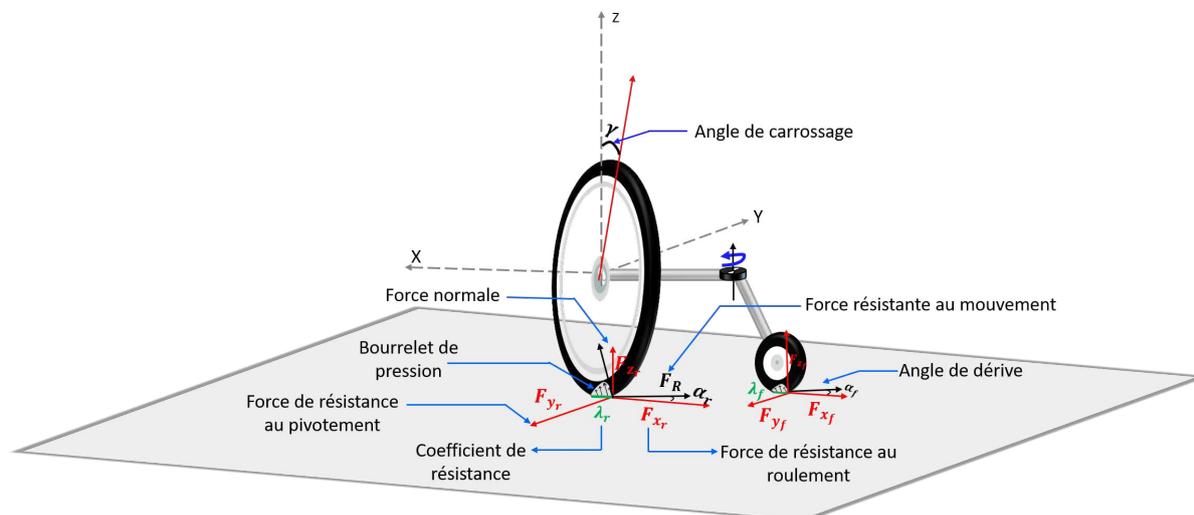


FIGURE 1.6 – Schéma descriptif des forces agissant au niveau du contact Roues-Sol.

1.3.4 Synthèse sur l'interaction entre l'utilisateur-FRM-sol

L'interaction entre l'utilisateur, le FRM et la géométrie du sol revêt une importance capitale dans l'analyse biomécanique de la locomotion en FRM. En effet, la propulsion mobilise intensément les membres supérieurs et le buste, en raison des pertes d'énergie liées aux résistances au roulement et au pivotement générées au point de contact roue-sol, particulièrement accentuées par des obstacles environnementaux tels que les pentes, les dévers ou des surfaces peu adhérentes. Ainsi, la caractérisation de ces interactions devient essentielle pour comprendre les forces impliquées.

Pour cela, des méthodes conventionnelles ont été employées, telles que la reproduction des configurations de sol via des plateformes en bois et l'utilisation d'ergomètres mobiles afin de mesurer la vitesse, ainsi que les forces et moments appliqués par l'utilisateur. La cinématique des membres supérieurs et du buste est également étudiée grâce à des capteurs de mouvement. Cependant, ces méthodes présentent certaines limites, notamment des risques pour l'utilisateur lors des essais, justifiant souvent la présence d'une personne de sécurité, ce qui peut altérer le comportement biomécanique observé.

Face à ces limitations, des simulateurs de FRM ont été développés pour offrir des environnements contrôlés et sécurisés. Ces dispositifs, comme le simulateur à tapis roulant utilisé pour évaluer la propulsion en ligne droite ou encore le simulateur à banc à rouleaux permettant de simuler des virages, permettent de recréer divers environnements de manière fiable. Ils offrent ainsi des données précises sur l'interaction entre l'utilisateur, le FRM et la géométrie du sol, contribuant à une meilleure compréhension des dynamiques en jeu.

Dans la prochaine section, nous nous intéresserons à la littérature consacrée aux simulateurs de FRM et aux avancées qu'ils apportent en termes de quantification et d'évaluation de la propulsion en FRM.

1.4 Simulateur de fauteuil roulant manuel

Le simulateur de locomotion en fauteuil roulant manuel est un outil conçu pour reproduire de manière réaliste la propulsion d'un FRM dans un environnement virtuel (EV). Il est équipé d'un ergomètre à tapis roulant ou à rouleaux pour mesurer diverses données biomécaniques, telles que la vitesse du FRM, la force de propulsion, ainsi que la cinématique des membres supérieurs. Des données physiologiques, comme le taux d'oxygène, peuvent également être collectées [Cooper 2005, Demestre 2024]. L'intégration de l'environnement virtuel permet de simuler diverses situations de locomotion, incluant une variété de revêtements de sol, et d'évaluer l'accessibilité dans différentes situations. Le simulateur de FRM offre également la possibilité d'apprendre à manœuvrer un fauteuil roulant en toute sécurité avant de l'utiliser dans la vie quotidienne. Il peut être utilisé pour tester la performance physique des utilisateurs et évaluer la fatigue dans des contextes spécifiques, tels que monter une pente ou gérer un dévers.

Bien que des simulateurs de FRM existent déjà, le niveau de réalisme envisagé dans cette étude présente un défi ambitieux, nécessitant une simulation à la fois haptique, dynamique et immersive. Le principal obstacle scientifique consiste à répondre aux exigences des critères de réalisme, en ajustant en temps réel les résistances appliquées aux roues en fonction du sol et des actions du sujet, pour toutes sortes de situations de déplacement. Reproduire la dynamique vestibulaire est également un enjeu crucial ; sa prise en compte permettrait de réduire le mal des simulateurs et d'accroître le réalisme perçu.

Dans cette section, nous définirons les critères de réalisme, passerons en revue les simulateurs existants, et présenterons la méthodologie utilisée pour concevoir des interfaces haptiques et vestibulaires.

1.4.1 Critères de réalisme et de fiabilité d'un simulateur de FRM

Dans la littérature, quatre critères ont été définis pour caractériser le niveau de réalisme d'un simulateur de FRM [Crichlow 2011, Sauret 2010, Chénier 2012] :

- **Interaction avec l'utilisateur** : La conception du simulateur doit être centrée sur l'utilisateur pour assurer une interaction fluide et sécurisée entre l'utilisateur et le simulateur en boucle fermée. Un simulateur de FRM qui reproduit fidèlement la trajectoire voulue par l'utilisateur permet de résoudre les problèmes de conflits haptiques au niveau de la main courante et améliorer ainsi l'acceptabilité des simulateurs par les utilisateurs [Chénier 2012, Crichlow 2011].
- **Perception visuelle** : le simulateur doit être équipé d'un outil visuel qui permet à l'utilisateur d'avoir un vaste champ de vision (minimum 180 deg) pour garantir une immersion visuelle [Harrison 2000]. Il est à noter que la qualité graphique et le réalisme visuel d'une simulation sont immédiatement perceptibles par les utilisateurs [Alapakkam Govindarajan 2022].
- **Retour haptique** : Le retour haptique au niveau des mains courantes est un critère primordial pour assurer le réalisme d'un simulateur. Il consiste à générer des couples résistants au mouvement ainsi que le moment d'inertie de translation perceptible lors du relâchement des mains courantes par l'utilisateur. Ce retour haptique permettra également à l'utilisateur de ressentir les caractéristiques et le type du terrain et les collisions avec des objets présents sur son chemin. Ces résistances sont générées au moyen des moteurs des rouleaux [Cooper 1997, Chénier 2012, Salimi 2018, Ait Ghezala 2024].
- **Dynamique de l'hexapode** : Le simulateur doit être capable de reproduire en temps réel et avec précision le retour vestibulaires (perception des accélérations et des vitesses

de rotation) dans l'espace tridimensionnel en réponse aux actions de l'utilisateur et aux variations de la géométrie du sol simulé. Cette exigence implique une dynamique sur les six degrés de liberté ($X, Y, Z, \phi, \theta, \psi$) afin d'offrir une expérience immersive [Crichlow 2011, Ait Ghezala 2024].

Le principal défi d'un simulateur réaliste réside dans l'intégration simultanée de l'interface haptique pour faire ressentir à l'utilisateur au niveau de la main courante les frottements liés au contact roues-sol, du mouvement de la plateforme pour le retour vestibulaire et d'une interface visuelle immersive, tout en maintenant la stabilité du simulateur et la sécurité de l'utilisateur [Crichlow 2011, Ait Ghezala 2024]. Pour relever ce défi, il est nécessaire d'adopter une approche de modélisation complète de la dynamique d'interaction entre l'utilisateur et le fauteuil roulant manuel, ainsi qu'entre le fauteuil roulant manuel et le sol [Crichlow 2011, De Klerk 2019, Bentaleb 2019, Ait Ghezala 2024]. Parallèlement, il est primordial de mettre en œuvre des algorithmes de contrôle pour assurer la stabilité globale du simulateur en interaction avec l'utilisateur et l'environnement virtuel [Cooper 2012, Chénier 2012, Salimi 2018, Bentaleb 2019, Ait Ghezala 2024]. Dans ce qui suit, nous présentons une revue de la littérature sur les simulateurs existants, ainsi que la méthodologie de développement des interfaces nécessaires à leur fonctionnement.

1.4.2 Les simulateurs de FRM existants

Il existe deux types de simulateurs de FRM : les simulateurs basés sur un ergomètre à tapis roulant [Veeger 1992, Langbein 1993, Stredney 1997, Devillard 2001, Cooper 2005] et les simulateurs basés sur un ergomètre à banc à rouleaux [Kurt 2008, Crichlow 2011, Chénier 2012, Salimi 2018, De Klerk 2020]. Les simulateurs à tapis roulant sont particulièrement considérés pour leur capacité à reproduire avec précision la propulsion en ligne droite, notamment grâce à la simulation des variations de résistance et d'accélération dues aux mouvements du tronc et des membres supérieurs [Langbein 1993, Stredney 1997, Chénier 2016, Andersen 2015]. Cependant, pour des raisons de sécurité, la vitesse de roulement de ces simulateurs est limitée, ce qui peut restreindre leur réalisme malgré une perception de la résistance sur les mains courantes proches de la réalité.

En revanche, les simulateurs à banc à rouleaux permettent non seulement de simuler la propulsion en ligne droite, mais aussi celle lors des virages [Chénier 2012, Salimi 2018]. Grâce à cette configuration, l'utilisateur n'a pas à corriger continuellement sa trajectoire, ce qui lui permet de se concentrer davantage sur sa propulsion. Avec un bon réglage de la résistance au roulement et de l'inertie de translation, le réalisme de la propulsion en ligne droite et en virage peut être très proche de la réalité. De plus, l'ajout d'une plateforme hexapode à ces simulateurs introduit six degrés de liberté supplémentaires, permettant de simuler des dynamiques plus complexes, telles que les inclinaisons longitudinales et transversales [Crichlow 2011, Ait Ghezala 2024]. Cette configuration rend les simulateurs à banc à rouleaux plus adaptés à la reproduction d'une large gamme de scénarios de locomotion par rapport aux simulateurs à tapis roulant [Chénier 2012].

Un autre aspect important des simulateurs est l'immersion visuelle. Dans la littérature, seuls les simulateurs utilisant un banc à rouleaux en bénéficient. L'immersion visuelle est assurée soit par des casques de réalité virtuelle (RV), soit par des écrans de projection. Par exemple, la réalité virtuelle est particulièrement efficace pour entraîner les utilisateurs à naviguer dans des espaces tridimensionnels complexes. Quant aux écrans de projection, bien qu'offrant une immersion acceptable, ils peuvent être enrichis par des dispositifs haptiques ou vestibulaires pour améliorer l'expérience sensorielle [Chaar 2023, Cooper 2005, Salimi 2018, Harrison 2000, Arlati 2019].

Dans la suite de cette revue, nous nous concentrerons sur les simulateurs à banc à rouleaux intégrant une interface visuelle.

1.4.2.1 Simulateurs de FRM avec un casque de réalité virtuelle

Les simulateurs de FRM intégrant des casques de réalité virtuelle sont largement utilisés pour l'apprentissage des techniques de propulsion dans des situations exigeant des compétences spécifiques. Par exemple, dans le travail de Pérez et al. [Pérez 2020] (voir Figure 1.7), un environnement virtuel a été développé pour la locomotion dans un site archéologique avec des couloirs étroits afin d'élargir les perspectives de carrière des personnes handicapées mobiles.

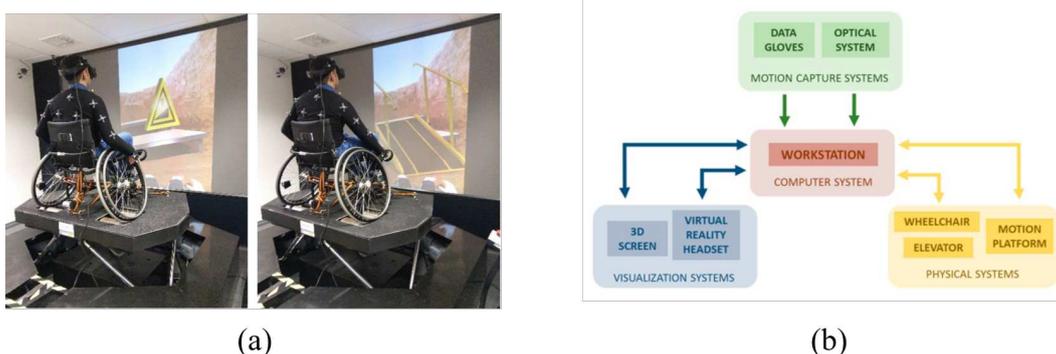


FIGURE 1.7 – (a) Application d'un Simulateur de Fauteuil Roulant Manuel — (b) Schéma d'Interface RV-Plateforme Hexapode [Pérez 2020].

Ces simulateurs sont également utilisés pour l'apprentissage des techniques de propulsion dans des situations de locomotion complexes telles que le franchissement de seuils, les pentes et les dévers prononcés [Harrison 2000, Mahajan 2012, Archambault 2012, Genova 2022]. Cependant, ces systèmes présentent des limitations. La synchronisation en temps réel entre l'interface du retour d'effort, la plateforme dynamique et le casque de réalité virtuelle constitue un vrai défi. A cause de l'absence souvent d'une interface haptique et d'une dynamique de mouvement avec la plateforme à hexapode, un léger biais perceptuel peut entraîner des effets indésirables comme le malaise ou des nausées chez l'utilisateur [Crichlow 2011, Chénier 2012, Ait Ghezala 2024]. En effet, Alapakkam et al. [Alapakkam Govindarajan 2022] ont comparé les effets des casques de RV et des écrans de projection, montrant des symptômes de mal du simulateur plus élevés avec les casques de RV.

1.4.2.2 Simulateurs de FRM avec un écran d'affichage

Les simulateurs utilisant un écran pour afficher un environnement virtuel sont souvent utilisés pour mesurer et étudier la biomécanique de la propulsion ainsi que la qualité de l'accessibilité en milieu urbain [Cooper 1997, Yamada 2003, Harrison 2000, Chénier 2012, Blouin 2014, Crichlow 2011, Salimi 2018, Bentaleb 2019, Genova 2022, Ait Ghezala 2024]. L'écran est souvent fixé au simulateur, ce qui facilite la synchronisation entre l'environnement virtuel, le système haptique et la dynamique vestibulaire.

Parmi les simulateurs existants, présenté dans la figure 1.8, utilise un ergomètre fixe [Niesing 1990]. Ce simulateur est ajustable manuellement pour diverses positions d'angle sur l'axe transversal et intègre un système de contrôle électronique qui simule des résistances au roulement. Il est également équipé d'un écran fournissant en temps réel des informations sur la

vitesse et la direction réelles et requises du fauteuil roulant, permettant ainsi un retour d'information au sujet. Une validation expérimentale, menée avec deux groupes pilotes, l'un composé de personnes en bonne santé et l'autre de personnes handicapées, a montré que les données cardio-respiratoires mesurées reflètent fidèlement celles obtenues lors de la propulsion réelle du fauteuil roulant. Cependant, l'étude est limitée aux déplacements en ligne droite, ce qui peut ne pas couvrir toutes les situations de mobilité en fauteuil roulant.

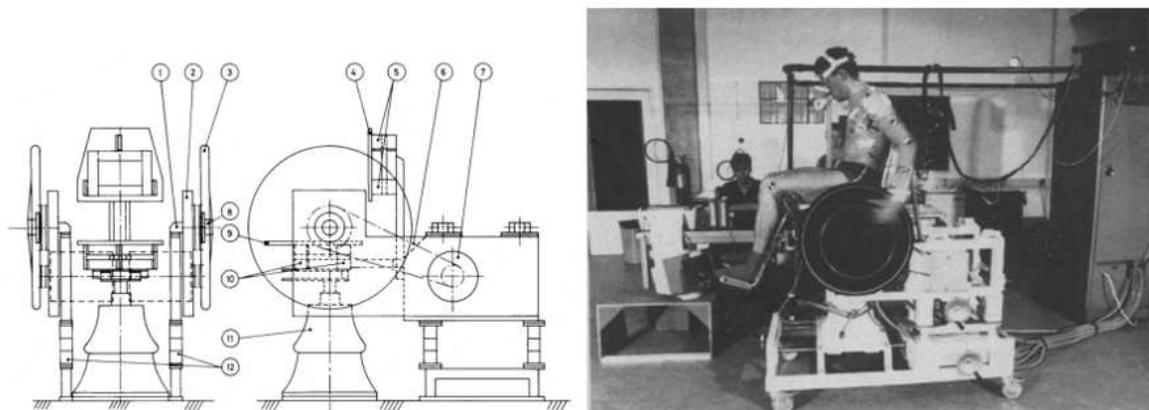


FIGURE 1.8 – Exemple de simulateur de FRM pour la propulsion en ligne droite [Niesing 1990].

Harrison et al. [Harrison 2004] ont développé un simulateur avec un écran incurvé offrant un champ de vision de 150 deg par 40 deg. Il dispose d'un banc à rouleaux générant une résistance haptique. Une validation fonctionnelle a été réalisée. Concernant les tests-utilisateurs, le cas d'usage a été limité uniquement à la ligne droite.

Un autre simulateur développé par Crichlow et al. [Crichlow 2011] offre la possibilité de réaliser des simulations en dynamique grâce à un système de mouvement à six degrés de liberté, permettant ainsi d'avoir un bon retour vestibulaire. L'immersion visuelle dans l'environnement virtuel est assurée grâce à un écran panoramique de 240 deg (voir Figure 1.9). Cependant, aucune information concernant le retour haptique au niveau de la main courante n'a été fournie.

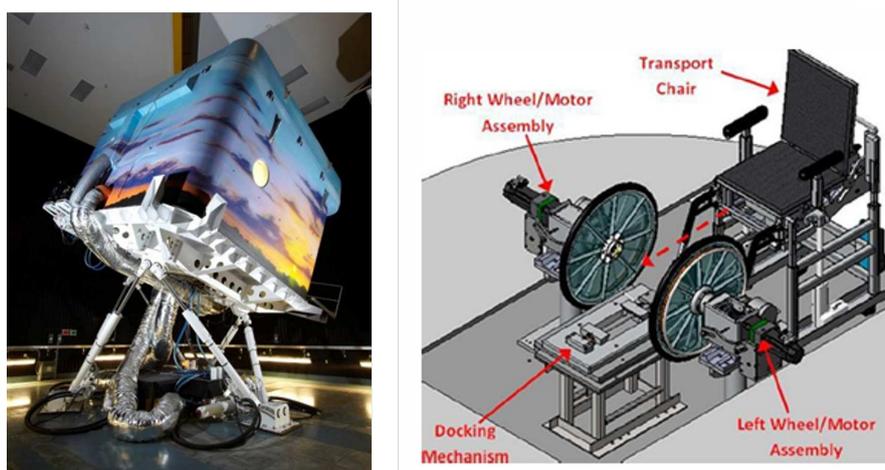


FIGURE 1.9 – Exemple de simulateur de FRM à mouvement de 6 degrés de liberté (DoF) [Crichlow 2011].

Chenier et al. [Chénier 2012] ont développé un simulateur fournissant un biofeedback haptique

pour améliorer l'efficacité mécanique de la propulsion en FRM (Voir la Figure 1.10). Le simulateur permet de reproduire la propulsion en ligne droite et en virage. Bien que fonctionnel, aucune expérience utilisateur n'a été rapportée quant au réalisme perçu.

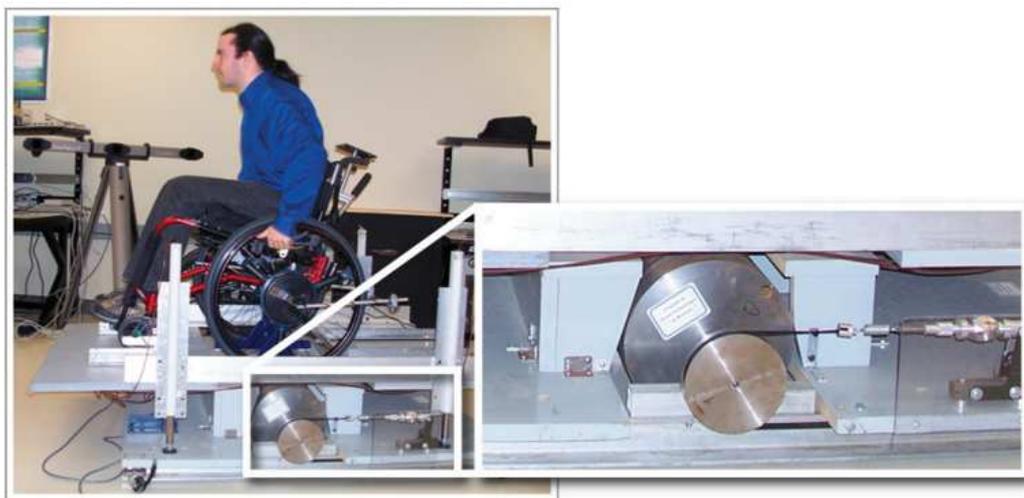


FIGURE 1.10 – Exemple de simulateur de FRM pour la propulsion en ligne droite et en virage [Chénier 2012].

Goncalves et al. [Goncalves 2014] ont développé le simulateur AccesSim, intégrant une plateforme robotique avec des rouleaux actifs. Une expérimentation utilisateur a montré qualitativement la fidélité du simulateur, bien que les données objectives telles que la vitesse du fauteuil roulant et le profil du couple de l'utilisateur n'aient pas été présentés.

D'autres simulateurs, tels que ceux développés par Steyn et al. [Steyn 2015] et de Klerk et al. [De Klerk 2020], intègrent à la fois une interface haptique et un écran d'affichage visuel. Ces dispositifs reproduisent fidèlement le comportement de la propulsion en ligne droite d'un FRM. L'avantage principal de ces simulateurs réside dans leur configuration standardisée, qui permet de fournir des mesures biomécaniques très proches de celles observées lors d'une propulsion réelle. Une validation fonctionnelle à travers des tests utilisateurs a confirmé la précision de la propulsion en ligne droite, bien que ces simulateurs n'intègrent pas encore la dynamique vestibulaire.

Pour résumer, le Tableau 1.2 présente les caractéristiques des simulateurs de fauteuil roulant manuel cités précédemment, en les évaluant en fonction des critères de réalisme définis : l'interface utilisateur, la perception visuelle, le retour haptique et le retour dynamique de l'hexapode.

Comme l'indique le Tableau 1.2 précédent, les simulateurs actuels présentent plusieurs limitations : tout d'abord, un manque de validation utilisateur rigoureuse est fréquemment observé. La majorité des simulateurs ne fournit pas de données quantitatives ou qualitatives sur l'expérience utilisateur. Cette absence de retour d'information précis empêche d'évaluer scientifiquement si les simulateurs répondent adéquatement aux besoins des utilisateurs en situation réelle, laissant ainsi une lacune importante dans leur validation. Ensuite, le retour haptique, qui simule les sensations tactiles et les résistances physiques, est également souvent négligé. Pourtant, il est essentiel pour offrir une expérience réaliste et immersive. De nombreux simulateurs omettent cet aspect, réduisant la qualité de la simulation en ne reproduisant pas fidèlement les sensations physiques ressenties, par exemple, lors de la propulsion d'un fauteuil roulant. La dynamique de l'hexapode, indispensable pour simuler les mouvements dans un espace tridimensionnel, est aussi rarement intégrée. Très peu de simulateurs offrent une dynamique complète à six degrés de liberté.

Auteur	Type de Simulateur	Centré sur utilisateur	Perception visuelle	Retour haptique	Dynamique vestibulaire
Cooper et al. [Cooper 1990]	Simulateur à banc à rouleaux stationnaire	Oui	Non	Non mentionné	Non mentionné
Veeger et al. [Veeger 1992]	Simulateur à banc à rouleaux stationnaire	Oui	Non	Non mentionné	Non mentionné
Kurt et al. [Kurt 2008]	Simulateur à banc à rouleaux	Oui	écran de projection	Non mentionné	Plateforme hexapode pour 6 DoF
Chénier et al. [Chénier 2012]	Simulateur à banc à rouleaux	Oui	écran de projection	Oui	Non mentionné
Pérez et al. [Pérez 2020]	Simulateur avec RV	Oui	Casque de réalité virtuelle	Non mentionné	Non mentionné
Harrison et al. [Harrison 2000]	Simulateur avec à banc à rouleaux	Oui	écran de projection	Oui	Non mentionné
Crichlow et al. [Crichlow 2011]	Simulateur à banc à rouleaux	Oui	Écran panoramique de 240°	Non mentionné	Plateforme hexapode pour 6 DoF
Goncalves et al. [Goncalves 2014]	Simulateur à banc à rouleaux	Oui	Non mentionné	Oui	Non mentionné
Steyn et al. [Steyn 2015]	Simulateur stationnaire	Oui	Non mentionné	Oui	Non mentionné

TABLE 1.2 – Synthèse des simulateurs de FRM selon les critères de réalisme et de fiabilité

Enfin, la synchronisation entre les interfaces visuelle, haptique et vestibulaire demeurent un défi technique majeur. Lorsque ces éléments ne sont pas parfaitement coordonnés, des effets indésirables peuvent apparaître, comme le mal du simulateur ou une diminution de l’immersion, ce qui affecte négativement la qualité globale de l’expérience simulée.

Nous allons à présent détailler la méthodologie employée pour simuler la propulsion en FRM dans un simulateur.

1.4.3 Méthodologie de simulation de l’interaction entre l’utilisateur-FRM-sol

La capacité d’un simulateur de FRM à reproduire fidèlement un comportement réaliste du mouvement de propulsion et du déplacement du fauteuil dans l’environnement virtuel dépend du réalisme du modèle mécanique de l’interaction entre l’utilisateur, le FRM et le sol [Chénier 2012]. Afin de réaliser physiquement cette interaction, une interface de commande haptique est souvent conçue [Cooper 1998, Chénier 2012, Bentaleb 2019, Salimi 2018] pour établir l’interface entre l’utilisateur, l’ergomètre-FRM et l’environnement virtuel comme illustré dans la Figure 1.11. L’interface est basée sur un modèle mécanique de propulsion en FRM, utilisé comme un modèle de référence pour prédire le comportement de déplacement d’un FRM en considérant différents types de sol (béton, bitume, carrelage,...), différentes configurations du fauteuil (dimensions du FRM, poids de l’usager,...), et différentes situation de propulsion (ligne droite, virage, pente, dé-

vers,...). Une architecture de commande pilote le banc à rouleaux en interaction avec l'utilisateur pour reproduire le comportement du modèle de référence. Dans le cas où on souhaite reproduire le ressenti vestibulaire (sensations des accélérations et des vitesses de rotation par l'utilisateur) pour améliorer le réalisme du simulateur, il est nécessaire de piloter la plateforme également à travers les six actionneurs d'un l'hexapode.

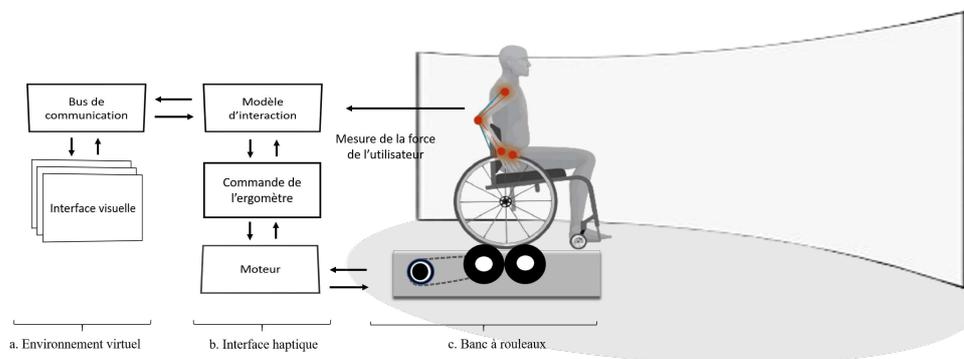


FIGURE 1.11 – Schéma de fonctionnement standard d'un simulateur de fauteuil roulant manuel.

1.4.3.1 Modèles de référence

- **Modèle rectiligne**

La propulsion rectiligne constitue le mode de simulation le plus reproduit par les simulateurs de FRM en raison de la simplicité relative de sa modélisation [Langbein 1993, Devillard 2001, Cooper 1998, Van der Woude 2001, Van der Woude 2003]. Ce modèle est formulé au moyen d'hypothèses simplificatrices, de sorte à considérer la dynamique du FRM dans le référentiel du châssis au centre de masse théorique. Il intègre la force de propulsion exercée par l'utilisateur, l'accélération longitudinale, ainsi qu'une résistance au frottement constante et proportionnelle à la vitesse prédite par le modèle. Par exemple, dans le modèle de Van Der Woude et al. [Van der Woude 2001], quatre hypothèses simplificatrices sont introduites : le bilan des forces est fait sur une surface plane avec un type de sol défini. Le mouvement antéropostérieur du tronc est négligé, et la dynamique des roues avant n'est pas prise en compte.

Dans certains cas, la modélisation de la dynamique du FRM sur un sol en pente est également considérée. Par exemple, Goncalves et al. [Goncalves 2014, Cuerva 2016] explorent l'impact de l'inclinaison sur la force de propulsion. Ces études montrent que l'inclinaison du sol affecte de manière significative la dynamique de la propulsion, bien que ces effets ne soient pas toujours inclus dans les modèles standards.

- **Modèle curviligne**

Des modèles de fauteuils roulants plus avancés ont été élaborés, notamment pour la simulation des manœuvres de virage.

Parmi ces modèles, nous pouvons citer celui proposé dans [De La Cruz 2011] qui intègre le mouvement latéral du FRM afin de prendre en compte le couplage des dynamiques longitudinale et latérale lors des prises de virages. Cependant, le comportement lié à la résistance au roulement et au pivotement n'a pas été considéré. De plus, bien qu'ils aient employé un schéma de commande pour générer les mouvements du FRM, la dynamique des roues avant (roues folles) a été considérée comme une perturbation à éliminer dans la boucle de contrôle.

Chenier et al. [Chénier 2012] ont élaboré un modèle intégrant la dynamique latérale au centre de masse dans le repère du châssis du FRM. Ce modèle incorpore directement les couples propulsifs ainsi qu'une résistance au roulement proportionnelle aux coefficients de répartition de la charge et de la force normale. L'intégration de la cinématique des roues avant dans ce modèle a contribué à améliorer sensiblement sa précision. Cependant, il est à noter que la prise en compte de la cinématique seule ne suffit pas pour aborder la résistance au roulement générée par les roues avant.

Salimi et al. [Salimi 2018] ont développé deux modèles de simulateurs de fauteuil roulant manuel (FRM) pour simuler l'inertie liée à la translation et à la rotation. Le premier modèle vise à générer une résistance au roulement, créant ainsi une sensation haptique au niveau de la main courante lors de la propulsion du fauteuil. Le second modèle utilise une compensation visuelle pour simuler l'effet de l'inertie rotationnelle sur la perception du mouvement du fauteuil lors des rotations, à différentes vitesses. Cependant, l'amplitude de la force de résistance au roulement n'a pas été comparée à des valeurs de référence connues, ce qui limite la validation du modèle [Sauret 2012]. De plus, la résistance au pivotement, essentielle lors des virages, n'a pas été abordée dans cette étude, ce qui constitue une autre limitation importante.

Nguyen et al. [Nguyen 2019] ont proposé un modèle dynamique complet comprenant sept degrés de liberté, dédié à la locomotion en ligne droite et en virage. Ce modèle intègre la dynamique longitudinale couplée à la dynamique latérale, la dynamique du lacet, ainsi que la dynamique des roues avant et arrière. Le modèle d'interaction roue-sol est inspiré du modèle d'effort de Pacejka [Pacejka 2005] utilisé dans le domaine automobile. Les résultats présentés montrent que les données de prédiction du modèle sont représentatives d'une propulsion réelle en ligne droite à basse vitesse (inférieure à 2 m/s). Cependant, à des vitesses plus élevées et en situation de virage, les sorties du modèle cinématique sont surestimées. Cela est dû à une méthode d'identification des paramètres qui manque de précision et de robustesse, car elle repose sur une approche d'essai-erreur, entraînant des ajustements approximatifs et limitant la fiabilité des prévisions dans des conditions complexes.

- **Modèle avec l'influence de l'angle de pente et de dévers**

La modélisation complète de la dynamique de l'interaction utilisateur-FRM-sol, en vue de la reproduire avec des simulateurs FRM, est peu explorée dans la littérature. Parmi les rares travaux existants, on peut citer le simulateur présenté par Crichlow et al. [Crichlow 2011]. Un modèle de FRM à neuf degrés de liberté a été développé, intégrant la dynamique longitudinale et latérale en considérant les pentes et les dévers. Cependant, la validation fonctionnelle du simulateur par rapport au modèle de référence n'a pas été réalisée.

- **Synthèse des modèles proposés dans la littérature**

La littérature présente plusieurs modèles cherchant à simuler fidèlement l'expérience de propulsion et de manœuvre des fauteuils roulants manuels (FRM). Ces modèles se concentrent principalement sur deux aspects : la simulation des forces physiques, telles que l'inertie et la résistance au roulement, et la reproduction des perceptions sensorielles, y compris les retours haptiques et visuels.

Cependant, aucun de ces simulateurs ne parvient à reproduire parfaitement le réalisme souhaité. L'analyse des modèles révèle que la complexité provient principalement de la prise en compte des phénomènes non linéaires et des incertitudes, notamment dans l'interaction entre l'utilisateur, le FRM et le sol. Les forces de contact entre la roue et le sol, ainsi que les frottements de roulement, de pivotement et de contact roues-rouleaux, sont particulièrement difficiles à modéliser avec précision.

En conséquence, les modèles simplifiés, notamment ceux qui se basent sur une représentation approximative du contact roue-sol, ne parviennent pas à reproduire de manière réaliste les résistances perçues par l'utilisateur. De plus, l'incertitude liée à la dynamique des contacts roues-rouleaux altère considérablement la fidélité des simulations. Enfin, une modélisation moins détaillée des accélérations longitudinales et latérales du FRM compromet la reproduction du ressenti vestibulaire de l'utilisateur, ce qui peut aggraver le phénomène de mal du simulateur.

1.4.3.2 Commande haptique pour piloter le simulateur de FRM

La propulsion sur un sol réel diffère de celle sur un simulateur de FRM non piloté (le couple moteur est d'amplitude nulle) [Chénier 2012, Bentaleb 2019, Ait Ghezala 2024]. Sur un sol réel, la propulsion est caractérisée par une résistance lors de la phase de poussée, ainsi qu'une inertie de translation lorsque l'utilisateur relâche les mains courantes. Sur un simulateur de FRM équipé de rouleaux, la résistance au contact entre les roues et les rouleaux est inférieure à celle observée sur un sol réel. De plus, lorsqu'un utilisateur relâche les mains courantes, la résistance des rouleaux augmente, mais l'inertie reste faible, ce qui provoque un arrêt quasi instantané des roues. Ce comportement de la propulsion sur le simulateur est dû aux caractéristiques non linéaires du frottement de contact entre les roues du FRM et les rouleaux du banc à rouleau (Figure 1.11). Pour reproduire une propulsion fidèle sur le simulateur, il est nécessaire de commander les moteurs du banc à rouleaux afin de les forcer à suivre le modèle de référence.

Les techniques de contrôle traditionnelles, telles que la commande PID (Proportionnelle, Intégrale, Dérivée) [Cooper 1998] ou la commande par retour d'état [De Klerk 2020], sont couramment utilisées pour reproduire la dynamique de propulsion du FRM en ligne droite et peuvent offrir des performances adéquates à faible vitesse. Cependant, pour les applications nécessitant des actions à grande vitesse (supérieur à 3 rad.s^{-1}), des mouvements en virage ou en inclinaison, ces techniques deviennent inefficaces. Ce constat est illustré par le simulateur conçu par Chénier et al. [Chénier 2012]. Ces auteurs ont développé une commande proportionnelle-intégrale (PI) pour que les roues du FRM du simulateur suivent la trajectoire prédite par un modèle de référence non-linéaire, reproduisant à la fois le mouvement en ligne droite et en virage. Cette commande est utilisée pour éliminer l'erreur à l'état stationnaire entre les vitesses mesurées et les vitesses de référence, garantissant ainsi que l'utilisateur ressent un retour de force fidèle à celui qu'il aurait en propulsant un véritable fauteuil roulant. Cependant, une limitation clé de ce type de commande est que la stabilité de l'ergomètre n'est pas garantie, ce qui peut mettre en danger l'utilisateur. L'utilisation d'un système de commande de type PI ou PID pour ces situations peut ne pas toujours garantir la stabilité, la robustesse, ou la prise en compte des contraintes liées aux limites physiques du simulateur.

Pour résoudre ce problème, on peut envisager d'utiliser des méthodes de commande plus sophistiquées qui considèrent les contraintes en limite physique du système réel (interaction utilisateur-simulateur), telle que la commande prédictive (MPC) qui est une méthode de contrôle largement utilisée dans la recherche et l'industrie [Bentaleb 2015, Borrelli 2017]. Le principal avantage de la commande MPC est son aptitude à intégrer les contraintes liés aux limites physiques du système (saturation d'entrée en couple moteur et saturation de sortie en vitesse) dans le processus de commande. L'application de la commande MPC pour piloter un simulateur de FRM a été réalisée par Bentaleb et al. [Bentaleb 2019]. Les auteurs ont conçu une commande MPC pour simuler la propulsion en fauteuil roulant manuel dans un environnement virtuel pour des déplacements en ligne droite et en virage, en offrant un retour de force réaliste. Le schéma de commande est illustré à la Figure 1.12. Dans cette architecture de commande, la commande MPC permet de générer une commande optimale pour que le simulateur suive la trajectoire de

vitesse de référence, tout en tenant compte des contraintes de saturation en entrée-sortie du simulateur, correspondant respectivement au couple moteur et à la vitesse des roues du FRM. Le frottement de contact entre les roues du FRM et les rouleaux, qui agit comme une perturbation, est compensé par une commande PI. De plus, un prédicteur de Smith est ajouté pour compenser le retard de la vitesse dû au temps de calcul de la commande MPC.

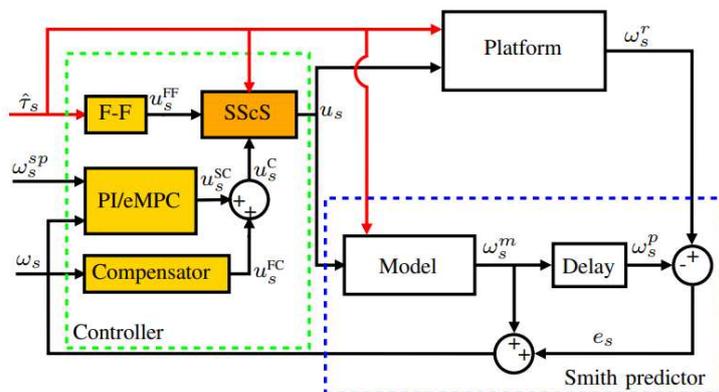


FIGURE 1.12 – Schéma de commande d'un simulateur de FRM développé par Bentaleb et al. [Bentaleb 2019]

Prini et al. [Prini 2020] ont développé une interface haptique basée sur un algorithme de commande prédictive à variables mixtes pour simuler de manière immersive l'utilisation d'un fauteuil roulant manuel sur un simulateur avec plateforme hexapode. Le modèle de référence combine un modèle de fauteuil roulant manuel à deux roues et un modèle vestibulaire humain, qui reproduit la perception des rotations et des forces spécifiques par l'oreille interne. Les vitesses et accélérations prédites de ce modèle sont envoyées à l'algorithme MPC pour déterminer la trajectoire optimale de l'hexapode. Cependant, cette approche n'a été validée que par simulation numérique, et la stabilité en boucle fermée n'est pas démontrée.

Les deux principaux inconvénients de la commande MPC sont une adaptabilité limitée et une robustesse réduite face aux perturbations rapides. L'adaptabilité est limitée car le système (utilisateur + simulateur) varie en fonction des caractéristiques anthropométriques de l'utilisateur, du bruit des capteurs ou du réglage mécanique du FRM [Bentaleb 2019]. Les performances de l'algorithme de la commande optimale MPC peut se détériorer si les caractéristiques de l'utilisateur ou du FRM changent, ce qui nécessite un recalibrage itératif des paramètres de la commande MPC. Concernant la robustesse, le système peut avoir du mal à gérer des perturbations imprévues (ex : les roues du FRM légèrement dégonflées, ce qui peut augmenter le couple de frottement de contact), surtout si le temps de calcul nécessaire pour déterminer la commande optimale est long [Mayne 2000].

Si les approches de commande actuelles des simulateurs de FRM, telles que la commande MPC, ont permis d'intégrer les contraintes physiques du système et d'assurer un suivi des trajectoires de vitesse de référence, elles présentent néanmoins des limitations significatives. En particulier, la gestion des variations temporelles de l'interaction entre l'utilisateur et le simulateur, ainsi que la robustesse face aux incertitudes et aux perturbations, restent des domaines insuffisamment explorés dans la littérature existante. Ces aspects méritent une attention accrue pour améliorer la fidélité et la fiabilité des simulateurs dans des conditions réelles.

1.4.4 Limites des simulateurs de FRM existants

Le tableau 1.3 classe les caractéristiques des simulateurs de FRM répertoriés dans la littérature, en fonction du type de modèle mécanique à reproduire ainsi que des trois critères de réalisme : retour haptique, dynamique et visuel.

TABLE 1.3 – Caractéristiques des simulateurs de FRM répertoriés dans la littérature.

Simulateurs	Modèle	Système haptique	Système visuel	Retour vestibulaire
Niesing et al. [Niesing 1990]	Ligne droit & pente	Résistance au roulement	Non	2 DoF
Langbein et al. [Langbein 1993]	Ligne droit	Résistance au roulement	Non	Non
Devillard et al. [Devillard 2001]	Ligne droite	Yes	Non	Non
Harrison et al. [Harrison 2000]	Ligne droite	Résistance au roulement	EV	Non
Yamada et al. [Yamada 2003]	Ligne droite & Virage	Résistance au roulement	RV	Non
Cooper et al. [Cooper 2005]	Ligne droite	Non	RV	Non
Archambault et al. [Archambault 2008]	Ligne droite, virage & pente	Inertie longitudinale	RV	2 DoF
Crichlow et al. [Crichlow 2011]	Ligne droite, virage, pente & dévers	Résistance & inertie	EV	6 DoF
Chénier et al. [Chénier 2012]	Ligne droite & virage	Résistance au roulement	EV	Non
Wu et al. [Yang 2021]	Ligne droite & virage	Résistance & inertie	EV	Non
Goncalves et al. [Goncalves 2014]	Ligne droite & pente	Résistance & inertie	RV	2 DoF
Blouin et al. [Blouin 2014]	Ligne droite & virage	Résistance au roulement	EV	Non
klaesner et al. [Klaesner 2014]	Ligne droite & virage	Résistance au roulement	EV	Non
Teran et al. [Teran 2017]	Ligne droite & virage	Résistances	Non	Non
Salimi et al. [Salimi 2018]	Ligne droite & virage	Résistance au roulement	EV	Non
Arlati et al. [Arlati 2019]	Ligne droite, virage, pente & dévers	Non	RV	Non
Perez et al. [Pérez 2020]	Ligne droite, virage, pente & dévers	Non	RV	6 DoF
De Klerk et al. [De Klerk 2020]	Ligne droite	Résistance au roulement	EV	Non
Genova et al. [Genova 2022]	Ligne droite, virage, pente & dévers	Non	RV	Non
Lancini et al. [Lancini 2023]	Ligne droite & virage	Résistance au roulement	Non	Non
Nguyen, Belatelb et al. [Nguyen 2019, Bentaleb 2019]	Ligne droite & virage	Résistance au roulement	EV	Non

Ce tableau met en évidence les limites des simulateurs existants qui peuvent perturber l'harmonie de l'interaction entre l'utilisateur et le simulateur :

- **Système haptique** : L'absence de retour haptique dans un simulateur peut entraîner une déconnexion entre les actions de l'utilisateur et les réactions perçues, réduisant ainsi le réalisme et l'immersion. Cette situation peut également conduire à l'adoption de mauvaises habitudes, notamment l'application de forces incorrectes dans des situations critiques, ce qui peut avoir des conséquences graves et être difficile à corriger.
- **Dynamique de l'hexapode** : L'hexapode est utilisé pour simuler des mouvements sur six degrés de liberté, ce qui est idéal pour reproduire des déplacements sur des pentes ou des dévers. Cependant, si la dynamique de ces mouvements n'est pas fidèlement reproduite, cela peut provoquer une incohérence sensorielle entre ce que l'utilisateur voit et ressent physiquement, entraînant ainsi un malaise ou des symptômes de mal des transports.
- **Stabilité et la robustesse** : Un simulateur qui manque de robustesse peut subir des plantages, des ralentissements ou des interruptions inattendues en cas de perturbations, compromettant ainsi sa stabilité et posant un danger potentiel pour l'utilisateur. Cette instabilité peut également entraîner une perte de confiance de la part de l'utilisateur, qui pourrait commencer à douter de la précision et de la fiabilité du simulateur.

Ces défis soulignent la nécessité de développer un simulateur réaliste capable de surmonter les limitations actuelles et de reproduire fidèlement la propulsion dans des situations de déplacement typiques des utilisateurs de FRM. Un tel simulateur offrirait un environnement contrôlé pour concevoir et optimiser des systèmes d'assistance répondant précisément aux besoins et exigences des utilisateurs, tout en permettant de valider de manière fiable les fonctionnalités des assistances avec un grand nombre de sujets.

1.5 Assistance électrique à la propulsion en FRM

Le fauteuil roulant manuel avec assistance électrique offre les avantages d'un fauteuil roulant manuel, grâce à ses mains courantes, tout en intégrant ceux d'un modèle électrique, grâce à des moteurs installés sur le moyeu des roues arrière. Lorsque l'utilisateur applique une force sur la main courante, le moteur s'active pour augmenter la puissance de propulsion. Le passage à ce type de fauteuil roulant peut avoir un impact positif non seulement sur la fonction des bras et le système cardiopulmonaire, mais aussi sur la performance des activités quotidiennes et la participation sociale [Kloosterman 2013, Kryt 2020]. Parmi les systèmes d'assistance disponibles sur le marché, on peut citer les roues Alber E-motion (voir Figure 1.13), le modèle Yamaha JWII et le système DeltaGlide. Chaque modèle intègre différentes technologies visant à fournir une assistance électrique [Kloosterman 2013, Kryt 2020].



FIGURE 1.13 – Fauteuil roulant avec assistance électrique Alber E-motion.

L'un des principaux défis dans la conception des systèmes d'assistance consiste à tenir compte des capacités de l'utilisateur ainsi que les contraintes liées à la géométrie du sol, ce qui nécessite un contrôle précis et sécurisé. Les systèmes de contrôle doivent s'adapter à des contraintes telles que les couples des moteurs, l'autonomie de la batterie et la sécurité de l'utilisateur.

Dans ce qui suit, nous présentons une vue d'ensemble des architectures de commande pour FRM-AE répertoriées dans la littérature.

1.5.1 Systèmes d'assistance existants

Le marché des systèmes d'assistance pour FRM-AE propose généralement des dispositifs qui ajoutent un couple moteur pour faciliter la propulsion des roues arrière à l'aide des mains courantes. Certains systèmes, tels que ceux utilisés par l'Alber E-motion et le DeltaGlide, adoptent une approche où l'assistance est déterminée par un réglage prédéfini, ce qui signifie que la puissance délivrée par les moteurs reste constante, quelle que soit la demande spécifique de l'utilisateur. Un autre type de système d'assistance, représenté par les roues Yamaha JWII, ajuste la puissance fournie par les moteurs en temps réel en fonction de la force appliquée par l'utilisateur [Kloosterman 2013].

La plupart des architectures utilisées dans la littérature reposent sur une assistance proportionnelle au couple appliqué par l'utilisateur sur les mains courantes. C'est le cas de Cooper et al. [Cooper 2002], qui ont proposé un système d'assistance qui utilise une stratégie de gain d'assistance variant dans le temps (gain scheduling) basée sur la mesure du couple utilisateur.

Le schéma d'assistance conçu par Cooper et al. est illustré dans la Figure 1.14. Le contrôle est activé par le contact entre la main de l'utilisateur et la main courante, modélisé par un modèle d'admittance du premier ordre, générant un couple d'assistance proportionnel au couple exercé par l'utilisateur.

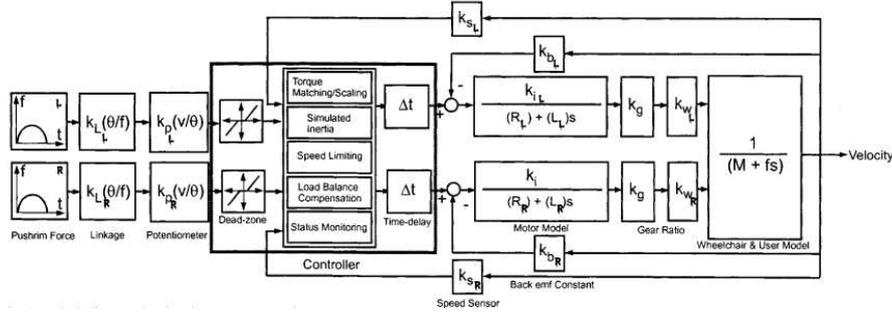


FIGURE 1.14 – Schéma d'assistance standard développé par Cooper et al. [Cooper 2002].

Bien que le système d'assistance proportionnelle soit facile à mettre en œuvre et moins coûteux [Cooper 2002], il amplifie directement le couple exercé par l'utilisateur. L'inconvénient de ce type de système est qu'il ne considère ni les capacités de l'utilisateur ni les caractéristiques du sol pour déterminer le niveau d'assistance nécessaire pour répondre aux besoins d'assistance pour l'utilisateur.

Pour intégrer les capacités de l'utilisateur, certains systèmes d'assistance se basent sur l'identification de l'intention de l'utilisateur. Par exemple, dans le travail de Khalili et al. [Khalili 2019], un estimateur de l'intention de l'utilisateur basé sur un algorithme d'apprentissage supervisé permet de classifier une série de données du couple de l'utilisateur comme entrée en fonction des réponses en termes de direction et de vitesse de déplacement du FRM-AE. Cet estimateur a ensuite été utilisé dans un algorithme adaptatif permettant d'ajuster le gain d'assistance en fonction de la direction ou de la vitesse souhaitée par l'utilisateur (voir Figure 1.15) [Khalili 2021].

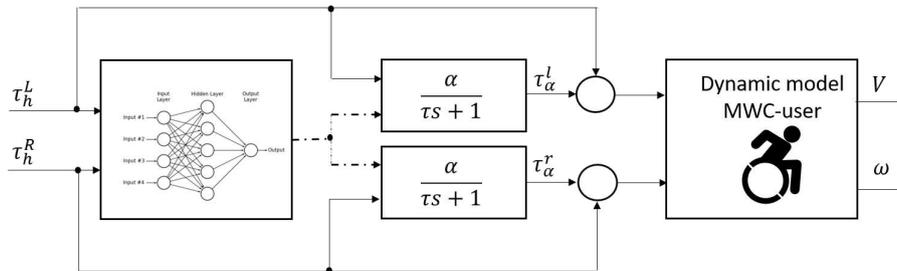


FIGURE 1.15 – Contrôleur basé sur l'intention de l'utilisateur [Khalili 2019, Khalili 2021]

Cette approche d'assistance présente un inconvénient majeur lié à la non-gestion des écarts entre les prédictions de l'algorithme en termes de trajectoire de déplacement souhaité par l'utilisateur et la trajectoire réelle du du FRM-AE, entraînant une désynchronisation qui peut réduire la confiance de l'utilisateur. De plus, le rejet de perturbation et la sécurité ne sont pas considérés, augmentant ainsi les risques d'erreurs de décision présent par l'algorithme du système d'assistance.

Plutôt que de mesurer directement les couples propulsifs pour estimer l'intention de l'utilisateur, certains travaux utilisent des capteurs d'électromyographiques (EMG) pour détecter cette intention. Par exemple, Oonishi et al. [Oonishi 2010] ont développé un système qui combine les

signaux EMG mesurés sur les muscles de l'utilisateur avec une estimation du couple propulsif réalisée par un observateur de perturbations. Cet observateur est basé sur un modèle de l'interaction entre l'utilisateur, les roues du fauteuil roulant et le sol. La commande du système utilise ensuite ces informations pour ajuster le couple d'assistance fourni par les moteurs. L'architecture de ce système d'assistance est illustrée dans la Figure 1.16.

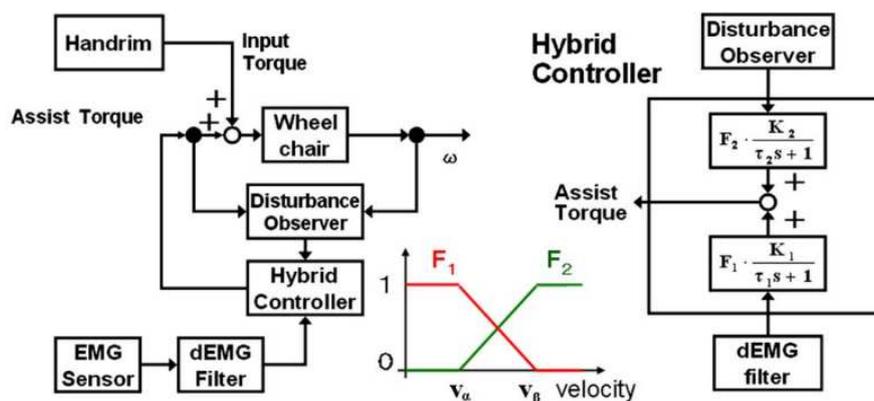


FIGURE 1.16 – Système d'assistance intégrant l'intention de l'utilisateur à partir du signal EMG [Oonishi 2010].

L'inconvénient des systèmes basés sur des signaux physiologiques, tel que les signaux EMG, réside dans plusieurs aspects. Ils nécessitent un placement précis des capteurs sur les muscles, ce qui peut être contraignant et inconfortable pour l'utilisateur. La présence de fils et d'équipements peut limiter la mobilité, surtout en extérieur. De plus, les capteurs EMG sont sensibles aux interférences, aux mouvements de la peau et à la sueur, ce qui peut affecter la précision des mesures.

Les systèmes d'assistance peuvent être équipés de dispositifs de freinage intégrés aux roues arrière du FRM-AE, afin d'accroître la sécurité de l'utilisateur lors des déplacements [Seki 2009, Oh 2014, Oh 2013]. Par exemple, Seki et al. [Seki 2009] ont proposé une stratégie de freinage électrique qui sécurise la propulsion en descente tout en économisant l'énergie grâce au freinage régénératif (voir la Figure 1.17.a). À basse vitesse, un freinage dynamique élimine l'accélération du FRM, tandis qu'à des vitesses intermédiaires, le système suit un profil de vitesse optimal généré par une approche polynomiale pour minimiser le jerk.

En plus du système de freinage, Seki et al. [Seki 2012, Seki 2022] ont développé un système capable de compenser la force de perturbation gravitationnelle sur une pente (voir Figure 1.17.b) activé par l'action de l'utilisateur. Ce système propose deux modes opérationnels : le "mode LPF" (filtre passe-bas avec gain d'assistance) et le "mode flou", qui intègre un algorithme de logique floue. En "mode LPF", le couple d'assistance augmente proportionnellement au couple exercé par l'utilisateur, accélérant ainsi le FRM-AE. Le "mode flou", activé par l'utilisateur lors de la montée ou de la descente de pentes, l'algorithme basé sur la logique floue, réduit le couple d'assistance afin de maintenir une vitesse faible tout en compensant les effets de la force gravitationnelle.

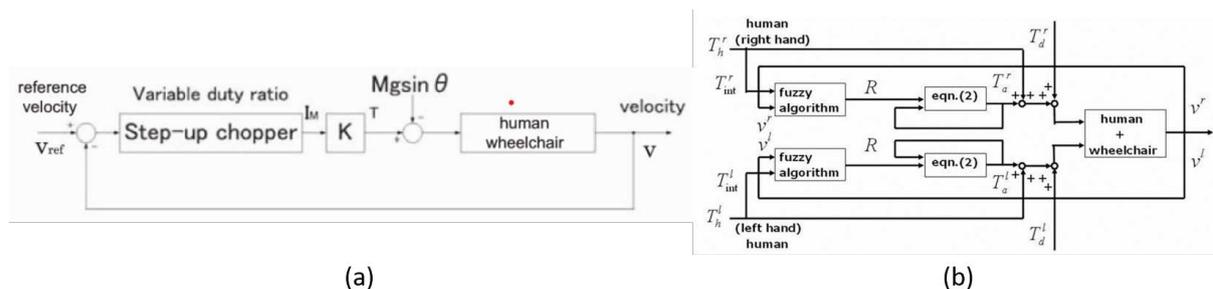


FIGURE 1.17 – (a) Schéma descriptif du système de freinage régénératif et (b) schéma de la gestion des perturbations, tous deux intégrés dans la boucle d'assistance.

Ce type de système d'assistance présente plusieurs inconvénients. Tout d'abord, l'intégration d'un système de freinage, d'un système de gestion des perturbations, et d'un système d'assistance peut augmenter la consommation d'énergie de la batterie, entraînant une décharge rapide et limitant l'autonomie, ce qui peut augmenter la frustration de l'utilisateur. Ensuite, le "mode flou", activé par l'utilisateur lorsqu'il relâche les mains de la main courante, peut poser des problèmes de sécurité, notamment en cas de baisse de la charge de la batterie. Cela pourrait entraîner une sous-estimation ou une surestimation de la demande de l'utilisateur, se traduisant potentiellement par une augmentation imprévue de la vitesse.

Les limitations des architectures d'assistance actuelles montrent la nécessité d'intégrer l'interaction entre l'utilisateur et le FRM-AE dans des systèmes d'assistance en boucle fermée. Cette intégration permet d'atteindre des performances telles que la fourniture d'une assistance adaptée aux besoins de l'utilisateur, tout en assurant une gestion plus efficace des perturbations et en garantissant la sécurité. Par ailleurs, l'utilisation de systèmes d'assistance optimisés offrirait une gestion plus efficace de l'énergie des batteries, maximisant ainsi l'autonomie du FRM-AE tout en répondant aux objectifs de performance précédemment établis.

1.5.2 Avantages de l'intégration de l'interaction entre l'utilisateur et FRM-AE dans un système d'assistance en boucle fermée

Une assistance qui intègre l'interaction entre l'utilisateur et le FRM-AE dans un système d'assistance en boucle fermée est appelée "assistance centrée sur l'utilisateur". Elle repose sur une architecture qui considère l'action de l'utilisateur dans la boucle de commande d'assistance. Cette architecture considère à la fois l'action de l'utilisateur sur le système et la réponse du système à l'utilisateur, afin de proposer un mode opératoire capable d'assister l'utilisateur en fonction de ses besoins, tout en maintenant de bonnes performances du système [O'MALLEY 2006, Devigne 2019, Philips 2007, Li 2011, Vander Poorten 2012]. Dans le domaine de la robotique d'assistance, ce concept est souvent désigné sous le terme "assistance as needed" (AAN) [Emken 2007].

Dans la littérature des technologies d'assistance à la mobilité, ce type de système a été exploité pour développer une solution d'assistance pour fauteuil roulant électrique. Par exemple, dans le travail de Nguyen et al. [Nguyen 2023], les auteurs ont proposé un schéma d'assistance à la conduite pour fauteuil roulant électrique, basé sur une approche de commande optimale. Cette méthode considère la dynamique de l'interaction entre la main de l'utilisateur, le joystick et le fauteuil roulant électrique, en modélisant les erreurs de position et les intentions de l'utilisateur en termes de vitesse et d'orientation. La Figure 1.18 illustre le schéma descriptif du fonctionnement de ce système d'assistance centré sur l'utilisateur.

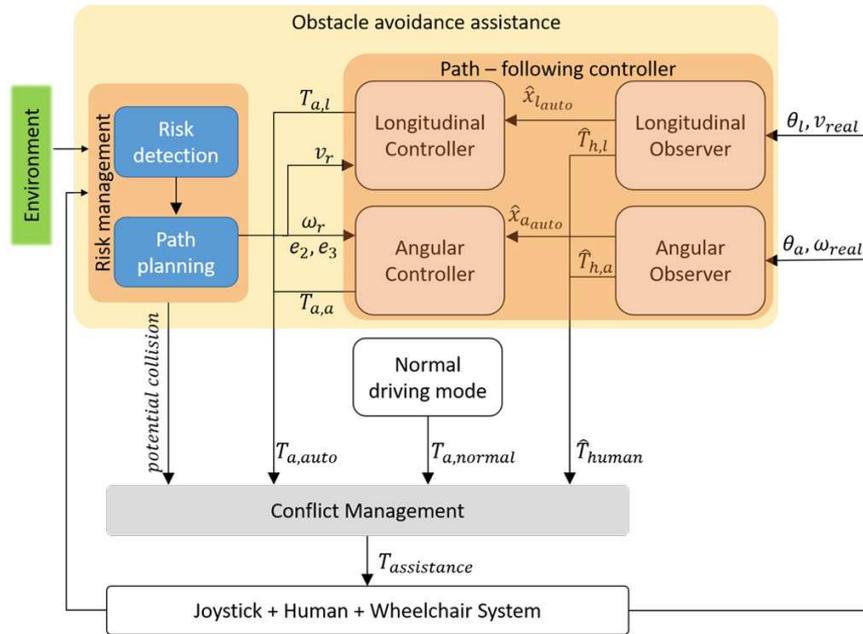


FIGURE 1.18 – Architecture du système d’assistance centré sur l’utilisateur proposé par Nguyen et al. [Nguyen 2023].

L’avantage de ce système d’assistance réside dans son intégration de deux modes opératoires. Le premier mode, activé en l’absence de risque de collision, génère une assistance visant à minimiser l’effort nécessaire pour manipuler le joystick. Le second mode, appelé Assistance d’évitement d’obstacles, s’active lorsqu’un risque de collision est détecté afin d’éviter toute collision. Cette stratégie présente l’avantage de générer de façon optimale la minimisation de l’effort de l’utilisateur et d’assurer sa sécurité en cas d’obstacle.

Un autre travail a également exploré un système d’assistance similaire, en utilisant un observateur pour estimer le couple humain en temps réel et générer des trajectoires de référence basées sur les intentions de direction de l’utilisateur [Feng 2021]. De plus, une approche de commande optimale robuste a été employée pour garantir le suivi de la vitesse de référence, assurer la stabilité du contrôle du FRM-AE par l’utilisateur, et garantir la robustesse face à des perturbations telles qu’un terrain accidenté, même en présence de saturations des actionneurs et d’incertitudes liées aux conditions d’utilisation. La boucle de commande d’assistance est illustrée dans la Figure 1.19. L’objectif de ce système est d’améliorer l’expérience utilisateur tout en maintenant une interaction harmonieuse et sécurisée entre l’utilisateur et le FRM-AE.

1.5.3 Intérêt d’une commande d’assistance optimale

Une commande optimale est une stratégie ou une loi de commande qui permet à un système dynamique de fonctionner de manière optimale, tout en respectant certains critères de performance définis. Elle présente l’avantage de considérer une fonction de coût intégrant un ou plusieurs objectifs, tout en respectant les contraintes physiques inhérentes au système. L’objectif est d’atteindre des performances de fonctionnement optimales en optimisant la réponse du système en fonction des critères spécifiés [Bryson 1996].

L’intérêt d’utiliser un système d’assistance pour un FRM-AE basé sur une commande optimale réside dans sa capacité à intégrer des critères de performance objectifs tels que :

- Minimisation de l’écart entre la trajectoire de référence et la trajectoire réelle :

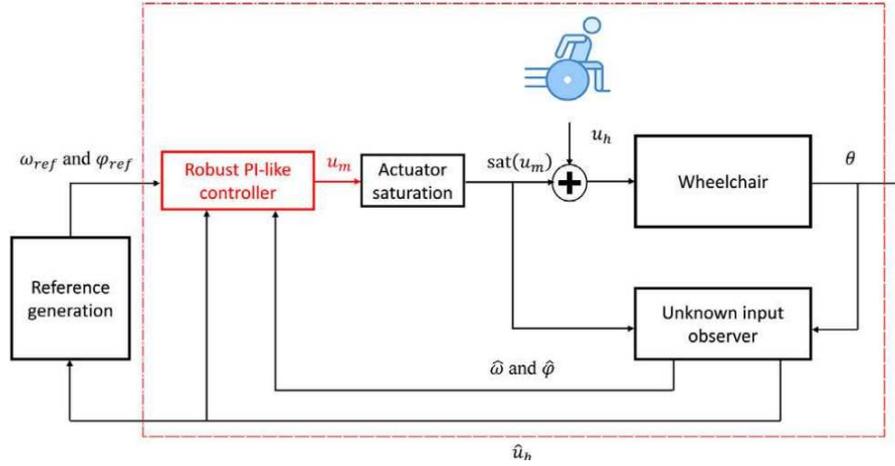


FIGURE 1.19 – Architecture d’assistance développée par [Feng 2021].

Le système peut prédire une trajectoire idéale en se basant sur un modèle de l’intention de l’utilisateur, puis ajuster la commande pour que la trajectoire réelle du fauteuil se rapproche au maximum de cette référence.

- **Minimisation de l’effort de l’utilisateur** : En optimisant la commande, le système peut réduire au minimum l’effort nécessaire de la part de l’utilisateur pour propulser le FRM, rendant l’utilisation plus confortable et moins fatigante.
- **Minimisation de l’énergie consommée par les moteurs** : La minimisation de l’énergie de la commande optimale peut être intégrée dans les critères de performance afin de maximiser l’autonomie des batteries d’alimentation.

Dans l’approche de commande proposée par Feng et al. [Feng 2021], la fonction de coût J à minimiser considère un vecteur de performance comportant plusieurs critères $z = [T_h, u_a, e]$, avec la minimisation de l’effort de propulsion de l’utilisateur T_h , la minimisation de la consommation d’énergie de la commande u_a et la minimisation de l’erreur de suivi de trajectoire de référence e . Un critère de rejet de perturbation a également été utilisé, exprimé par $\gamma \int_0^\infty w^2 dt$, où w représente la fonction de perturbation.

$$\begin{aligned}
 J &= \int_0^T (Q_1 e^2 + Q_2 T_h^2 + R_1 u_a^2) dt \\
 J &< \gamma \int_0^\infty w^2 dt
 \end{aligned} \tag{1.3}$$

La minimisation de l’effort de l’utilisateur peut être abordée selon différents critères de performance. Par exemple, dans le cas de Cooper et al. [Cooper 1990], une fonction de coût a été introduite pour minimiser le coût métabolique $C(v, T_h)$ du mouvement de propulsion en ligne droite.

$$J = \int_0^T C(v, T_h) dt \tag{1.4}$$

Cette fonction peut facilement être intégrée à une architecture de commande optimale pour générer une assistance à la propulsion.

Ackermann et al. [Ackermann 2014] ont élaboré une stratégie de contrôle optimal basée sur le principe du maximum de Pontryagin (PMP) pour déterminer la trajectoire de propulsion la plus optimale en ligne droite. Cette stratégie prend en compte un modèle dynamique décrivant

l'interaction entre le membre supérieur de l'utilisateur et la roue du fauteuil roulant manuel. Le problème d'optimisation a été formulé afin de minimiser une fonction de coût intégrant l'énergie des couples aux articulations du coude (T_c) et de l'épaule (T_e) :

$$J = \int_0^T (T_e^2 + T_c^2) dt \quad (1.5)$$

Cette modélisation peut être exploitée pour assister un fauteuil roulant manuel à assistance électrique.

Dans une autre approche, Dos Santos, Ackerman et al. [Dos Santos 2016] ont développé un contrôleur pour assister l'utilisateur lors du mouvement de wheelie avec un FRM-AE. L'approche de commande est basée sur le principe de Pontryagin, le modèle utilisé est formulé sous la forme d'un pendule inversé. Cette approche permet au contrôleur de soulever le fauteuil roulant et de rejeter les perturbations. La fonction de coût est formulée pour minimiser l'énergie du couple propulsif :

$$J = \int_0^T T_h^2 dt \quad (1.6)$$

Toutefois, cette approche de commande n'a pas encore été utilisée dans un véritable FRM-AE.

Un critère intéressant à explorer est le compromis optimal entre le travail mécanique de déplacement et la minimisation du coût métabolique, comme dans l'étude de Oukacha et al. [Oukacha 2020], qui utilise une commande optimale basée sur le principe du maximum de Pontryagin. La fonction de coût J considère à la fois un critère de puissance mécanique appliqué par l'utilisateur à minimiser et un coût métabolique à maximiser.

$$J = \int_0^T \frac{T_h \omega}{C(T_h, \omega)} dt \quad (1.7)$$

Toutefois, dans cette étude, la maximisation de la puissance mécanique de déplacement n'est pas considérée. Une approche plus optimale serait de minimiser le coût métabolique tout en maximisant la puissance mécanique de déplacement.

En conclusion, les systèmes d'assistance existants sur le marché présentent plusieurs limites. Beaucoup de ces systèmes fournissent une assistance sans prendre en compte les besoins spécifiques ou les capacités de l'utilisateur. De plus, les contraintes liées au terrain ne sont pas suffisamment intégrées, et les systèmes de sécurité et de rejet des perturbations sont souvent découplés de l'assistance principale, ce qui entraîne une consommation excessive d'énergie et réduit l'autonomie des batteries des FRM-AE.

L'intégration de l'interaction entre l'utilisateur et le FRM-AE dans un système d'assistance en boucle fermée offre une solution prometteuse pour relever ces défis. Ce type de système permet d'adapter dynamiquement l'assistance en fonction des besoins et des intentions de l'utilisateur, tout en optimisant les performances de déplacement du FRM-AE. Des travaux tels que ceux de Nguyen et al. [Nguyen 2023, Feng 2021] ont démontré l'efficacité de telles approches, en particulier pour minimiser l'effort de propulsion, optimiser la consommation énergétique, et sécuriser les déplacements grâce à des stratégies de commande optimale. Cependant, bien que ces approches considèrent l'interaction entre l'utilisateur et le fauteuil, elles ne prennent pas en compte l'interaction entre le fauteuil roulant et le sol. Or, comme nous l'avons vu dans la section 1.3.4, les frottements au sol, particulièrement sur des pentes et des dévers, augmentent significativement la charge de travail mécanique des membres supérieurs lors de la propulsion, ce qui souligne l'importance de considérer l'intégralité de l'interaction entre l'utilisateur, le FRM-AE et le sol.

1.6 Architecture d'assistance proposée dans cette thèse

Dans cette thèse, nous présentons un nouveau système d'assistance pour fauteuil roulant manuel avec assistance électrique, basé sur l'interaction entre l'utilisateur, le FRM, et les contraintes géométriques du sol dans diverses situations de déplacement, telles que la ligne droite, les virages, les pentes et les dévers. Plusieurs défis doivent être relevés pour concevoir un tel système. Il est d'abord nécessaire de modéliser précisément l'interaction entre l'utilisateur, le FRM-AE et le sol, en prenant en compte les forces de frottement et les effets des inclinaisons en pente et dévers. Ensuite, il faut développer une commande d'assistance optimale qui minimise l'effort de propulsion, tout en garantissant la stabilité, la sécurité, et l'efficacité énergétique du système. La validation en temps réel de la fonctionnalité et de la robustesse du système à travers différents scénarios et topographies constitue un autre défi majeur. Des tests utilisateurs avec une cohorte suffisante sont également essentiels pour évaluer l'efficacité et l'acceptabilité du système. Toutefois, les essais en environnement extérieur peuvent être longs à mettre en œuvre et peuvent présenter des risques pour les participants et le matériel.

Pour surmonter ces défis, un simulateur de FRM est une solution plus adaptée. Il offre la possibilité de simuler un large éventail de scénarios de locomotion en FRM, ce qui permet d'implémenter, de tester et de valider le système d'assistance dans un environnement virtuel contrôlé et sécurisé, assurant ainsi la fiabilité du système avant son déploiement en conditions réelles.

Dans cette perspective, cette thèse se compose de deux parties. La première partie consiste à développer une interface haptique et dynamique permettant de reproduire de façon réaliste le comportement d'un FRM dans un scénario de locomotion intégrant la ligne droite, le virage, la pente et le dévers. La deuxième partie de la thèse consiste à concevoir un système d'assistance optimal et adaptatif basé sur l'interaction entre l'utilisateur, le FRM-AE et le sol. Cette assistance permet d'évaluer les capacités de l'utilisateur face à une situation de déplacement donnée et de fournir une assistance adaptée.

La figure 1.20 illustre l'architecture de fonctionnement du simulateur en intégrant l'interface haptique et dynamique ainsi que l'application de l'assistance.

1.6.1 Développement de l'interface haptique et dynamique

L'interface haptique et dynamique permet d'établir une communication entre l'utilisateur, le simulateur et l'environnement virtuel. Elle est composée d'un modèle d'interaction de référence entre l'utilisateur, le FRM et le sol, ainsi que d'une architecture de commande permettant de piloter le simulateur de manière à suivre les trajectoires prédites par ce modèle de référence.

1.6.1.1 Modèle d'interaction entre utilisateur-FRM-sol

Une modélisation complète de l'interaction entre l'utilisateur, le FRM et le sol est proposée. Cette modélisation concerne la dynamique couplée des mouvements en ligne droite et en virage, ainsi que l'influence des inclinaisons de pente et de dévers. Une modélisation précise des résistances au roulement et au pivotement est également intégrée, incorporée aux dynamiques des roues avant et arrière du FRM, et adaptée aux déplacements en ligne droite, en virage, en pente et en dévers. Les vitesses des roues arrière prédites par le modèle sont envoyées comme vitesses de référence au contrôleur haptique, tandis que les sorties en position, vitesse et accélération du centre de masse sont envoyées comme trajectoire de référence de la plateforme à hexapode.

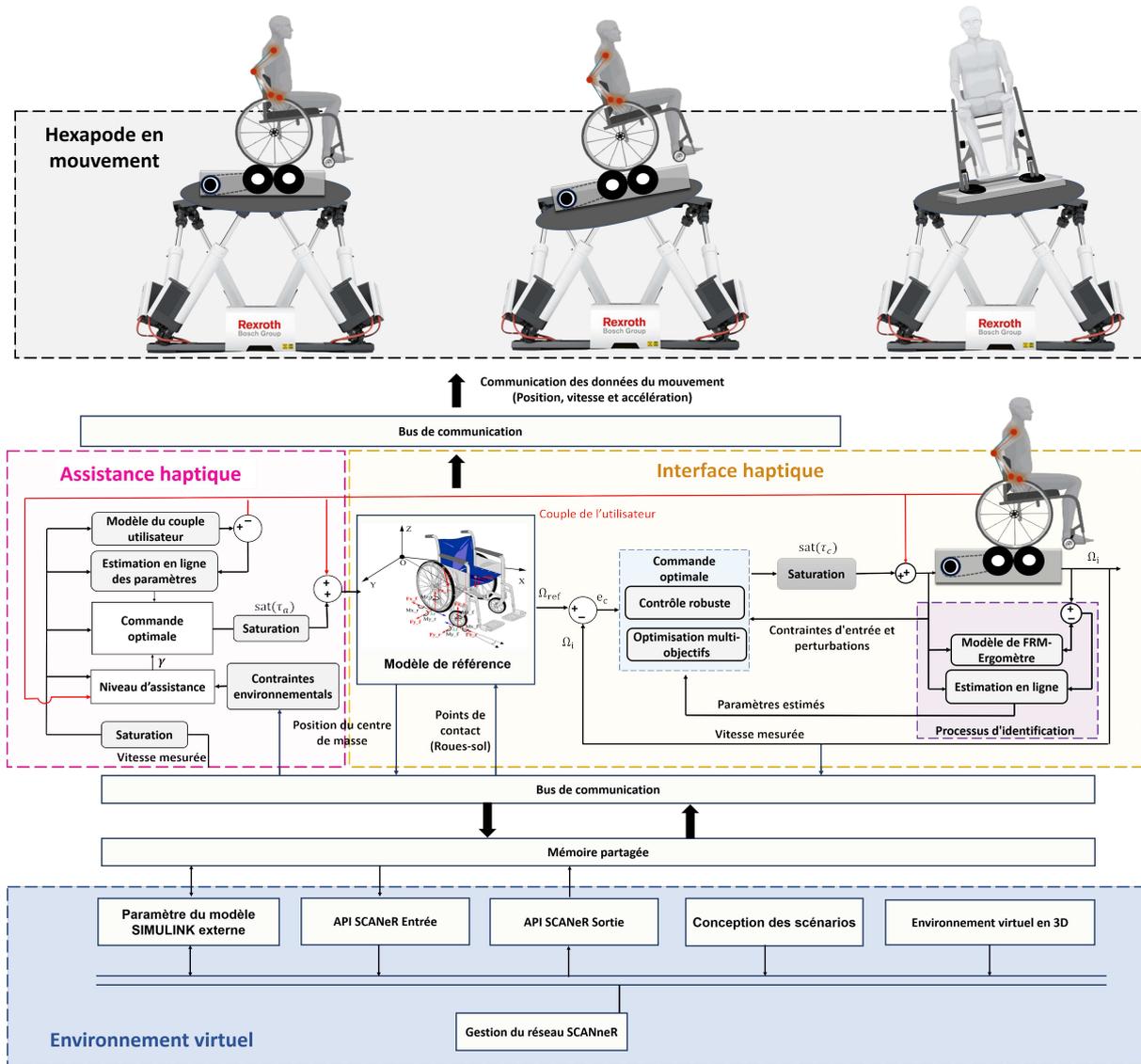


FIGURE 1.20 – Architecture complète de l’assistance haptique et de l’interface haptique et dynamique implémentées dans le Simulateur PSCHITT-PMR.

1.6.1.2 Commande haptique

La propulsion sur le simulateur sans contrôleur présente des variations de frottement différentes de celles du sol réel, avec moins de frottement pendant la poussée et davantage pendant le relâchement. Ces variations sont dues à l’interaction non linéaire entre les rouleaux et la masse de l’utilisateur sur les roues arrière du FRM. Pour compenser ces différences, un contrôleur haptique robuste est conçu pour piloter le simulateur de manière à suivre les vitesses prédites par le modèle de référence. Ce contrôleur considère la complexité des interactions entre l’utilisateur, le fauteuil roulant manuel, le banc à rouleaux et la dynamique de l’hexapode en mouvement. Il est capable de générer des forces de frottement haptique ressenties par l’utilisateur sur les mains courantes, en fonction des différentes situations de locomotion, tout en tenant compte des contraintes liées aux limites physiques du simulateur et en rejetant de manière stable et robuste les forces perturbatrices externes.

1.6.2 Stratégies d'assistance basées sur les capacités de l'utilisateur et des contraintes environnementales

L'architecture d'assistance proposée dans cette thèse se compose de trois niveaux. Le premier niveau consiste à construire un paramètre de niveau d'assistance, permettant de caractériser les capacités de l'utilisateur en fonctions des scénarios de déplacement. Le deuxième niveau implique la modélisation du couple de l'utilisateur et l'estimation en ligne de ses interactions avec la résistance au roulement, afin de quantifier ses actions. Enfin, le troisième niveau consiste en la formulation du problème d'optimisation, intégrant plusieurs approches de commande optimales pour générer une assistance optimale, tout en minimisant les efforts de l'utilisateur.

- **Quantification du paramètre de niveau d'assistance :** Le premier niveau consiste à quantifier le paramètre du niveau d'assistance pour déterminer le pourcentage d'assistance nécessaire pour un utilisateur en fonction de ses efforts et des contraintes spécifiques à la géométrie du sol, telles que l'inclinaison, le dévers ou le rayon de courbure. La quantification de ce paramètre est réalisée dans un premier temps par une approche empirique, ensuite en utilisant une approche de commande optimale permettant d'ajuster dynamiquement le niveau d'assistance. L'objectif de ce paramètre est de fournir une pondération optimale de l'amplitude du couple d'assistance afin de maintenir l'action de l'utilisateur tout en minimisant son effort.
- **Modélisation de l'interaction entre utilisateur-main courante :** Le deuxième niveau consiste en la modélisation de l'interaction entre le couple propulsif de l'utilisateur et la vitesse de rotation de la roue, en intégrant un paramètre variable dans le temps pour caractériser l'impédance ressentie sur la main courante. L'impédance, dans ce contexte, représente la résistance dynamique que l'utilisateur rencontre lors de l'application de force sur la main courante. Elle considère la relation entre la force exercée et la réponse de la roue, incluant des facteurs tels que le frottement, la rigidité et l'inertie, qui peuvent évoluer en fonction des conditions de la surface du sol et des actions de l'utilisateur.
- **Stratégies d'assistance :** Le troisième niveau consiste à concevoir une commande d'assistance optimale capable de gérer l'interaction de l'utilisateur avec la main courante en tenant compte de l'impédance ressentie, ainsi que des contraintes liées à la géométrie du sol, tout en intégrant le paramètre du niveau d'assistance. Cette commande a pour objectif de minimiser le couple exercé par l'utilisateur, de gérer les contraintes aux limites physiques de l'interaction entre l'utilisateur et le FRM-AE, et de rejeter toute force de perturbation ou incertitude, afin de garantir stabilité et robustesse.

1.6.3 Simulateur PSCHITT-PMR

Le simulateur PSCHITT-PMR est constitué d'un hexapode à six degrés de liberté, de six écrans embarqués pour avoir un angle de vue de 150 deg et un banc à rouleaux auquel est attaché un fauteuil roulant instrumenté, tous les deux fixés sur une plateforme à hexapode. Chaque côté du banc à rouleaux est équipé de rouleaux entraînés par un moteur brushless de 400 W, contrôlé par un convertisseur de fréquence permettant une vitesse angulaire maximale de 10 rad/s et un couple maximal de 5 Nm. Le fauteuil roulant manuel instrumenté est équipé de deux codeurs incrémentaux (TWK TBI 50-S) fixés au moyeu de chaque roue arrière pour mesurer les vitesses de rotation. De plus, deux capteurs de couple (SCAIME D2268-100Nm) sont fixés au centre de l'axe de la main courante pour mesurer le couple propulsif appliqué par l'utilisateur autour de l'axe de rotation des roues arrière.

L'environnement virtuel est développé à l'aide du logiciel SCANeR studio qui offre une représentation visuelle immersive en trois dimensions (3D) du mouvement virtuel du comportement du fauteuil roulant manuel. Le bus de communication entre chaque composant du simulateur est synchronisé à une fréquence d'échantillonnage de 100 Hz.

Les réglages du FRM comprennent l'angle d'assise par rapport à l'horizontale et l'angle du dossier par rapport à la verticale, ainsi que les hauteurs d'assise définies par rapport au sol. L'avancée de l'assise est mesurée comme la distance entre l'axe des roues et l'intersection entre le dossier et l'assise. Enfin, le carrossage est défini par rapport à la verticale.

La Figure 1.21 illustre le simulateur PSCHITT-PMR.



FIGURE 1.21 – Simulateur PSCHITT-PMR conçu aux LAMIH.

1.7 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté une vue d'ensemble de l'interaction entre l'utilisateur, le FRM et le sol. Nous avons mis en évidence l'inefficacité de cette interaction pour les utilisateurs de FRM, qui peut, à long terme, entraîner des blessures. Pour pallier ce problème, l'utilisation d'un fauteuil roulant électrique est souvent envisagée. Cependant, celui-ci favorise la sédentarité et peut, à long terme, entraîner des problèmes de santé plus graves.

Une alternative pour les personnes à mobilité réduite avec les membres supérieurs fonctionnels consiste en l'utilisation d'un fauteuil roulant manuel avec assistance électrique (FRM-AE), qui permet de réduire l'effort de l'utilisateur tout en maintenant l'activité de propulsion. Nous avons examiné les systèmes d'assistance existants pour les FRM-AE et constaté que ceux-ci fournissent généralement une assistance proportionnelle au couple appliqué par l'utilisateur. Cependant, cette stratégie n'est pas optimale pour répondre aux besoins spécifiques des utilisateurs. Les principales limites des systèmes d'assistance existants incluent l'absence de prise en compte des capacités de l'utilisateur et des caractéristiques du sol, ce qui peut conduire à une assistance inadaptée. Les systèmes basés sur l'estimation de l'intention de l'utilisateur peuvent souffrir de désynchronisation et ne gèrent pas bien les perturbations, compromettant ainsi leur fiabilité et leur sécurité. De plus, les dispositifs utilisant des signaux physiologiques, comme les signaux EMG, rencontrent des défis en termes de précision, de confort et de sensibilité aux interférences. Enfin, l'intégration de systèmes de freinage et de gestion des perturbations augmente la consom-

mation d'énergie, réduisant l'autonomie et posant des problèmes de sécurité, notamment en cas de décharge de la batterie.

Dans ce contexte, cette thèse propose une architecture d'assistance innovante pour les fauteuils roulants manuels avec assistance électrique, axée sur l'optimisation de l'efficacité mécanique et de l'ergonomie de la propulsion. Cette approche vise à minimiser les contraintes environnementales tout en maximisant l'efficacité du déplacement. Elle présente plusieurs avantages, notamment la réduction de la sollicitation excessive des membres supérieurs, diminuant ainsi les risques de blessures, et l'optimisation de l'efficacité mécanique et de l'ergonomie biomécanique en réduisant les pertes par frottement lors du déplacement.

Enfin, la précision dans la quantification de l'interaction entre l'utilisateur, le FRM et le sol, notamment grâce à l'utilisation de simulateurs de fauteuil roulant manuel, est un élément clé pour valider ce système d'assistance. Elle offre une base solide pour développer une assistance adaptative aux diverses conditions de déplacement, telles que les lignes droites, les virages, les pentes et les dévers.

Modélisation de l'interaction Utilisateur-FRM-Sol

Contents

2.1	Introduction	60
2.2	Repères référentiels	60
2.3	Modèle mécanique de l'interaction Utilisateur-FRM-Sol	62
2.3.1	Définition des angles de pente et de dévers	62
2.3.2	Cinématique du FRM	63
2.3.2.1	Étude des vitesses Utilisateur-FRM	63
2.3.2.2	Étude des accélérations Utilisateur-FRM	65
2.3.3	Dynamique du FRM	66
2.4	Modélisation des forces de contact roues-sol	67
2.4.1	Force de traction	68
2.4.2	Résistance au roulement	68
2.4.3	Forces latérales des roues	69
2.4.4	Résistance de pivotement au centre de masse	69
2.4.5	Forces normales	69
2.5	Validation expérimentale du modèle de FRM	72
2.5.1	Protocole expérimental	73
2.5.1.1	Système de mesures	73
2.5.1.2	Scénarios de mesures	73
2.5.2	Processus d'identification	74
2.5.3	Validation du modèle mécanique d'interaction en boucle ouverte	75
2.5.4	Intégration du modèle de FRM de référence dans l'interface haptique et vestibulaire	78
2.6	Conclusion	82

2.1 Introduction

La précision dans la quantification de la dynamique de locomotion en fauteuil roulant manuel repose sur la capacité du simulateur à reproduire fidèlement l'état sensorimoteur impliqué dans l'interaction entre l'utilisateur, le fauteuil roulant manuel et le sol. Cette interaction comprend l'application des forces de propulsion par l'utilisateur, le mouvement résultant (translation linéaire, virages, pentes, dévers) et la réaction du sol (résistances au roulement et au pivotement). Ces résistances varient selon la surface du sol, l'inclinaison du terrain, la vitesse du fauteuil roulant et d'autres paramètres environnementaux. Par conséquent, le développement d'un modèle mathématique précis est essentiel.

Comme discuté dans la littérature, les modèles existants se limitent souvent à la propulsion en ligne droite avec des paramètres simplifiés tels que la masse et une résistance au roulement constante. Cependant, cette approche ne rend pas compte de la complexité réelle du système FRM-utilisateur, notamment en virages, pentes et dévers.

L'objectif de ce chapitre est de développer un modèle dynamique de l'interaction entre l'utilisateur, le fauteuil roulant manuel (FRM) et le sol, implémenté en temps réel dans le simulateur PSCHITT-PMR. Nguyen et al. [Nguyen 2019] ont proposé un premier modèle dynamique qui considère la propulsion en ligne droite et en virage. Toutefois, ce modèle surestime les vitesses en virage et, par conséquent, les résistances au pivotement.

Dans cette étude, nous nous appuyons sur le modèle élaboré par Nguyen et al. [Nguyen 2019], en y intégrant les dynamiques spécifiques du fauteuil roulant manuel sur des surfaces en pente et en dévers. Cette approche permet une représentation plus fidèle des conditions réelles de déplacement. Ensuite, nous modélisons de manière précise les résistances au roulement et au pivotement pour le mouvement en ligne droite, en virage, en pente et en dévers, afin de capturer de manière plus précise les interactions entre le fauteuil roulant manuel et son environnement. Les contributions de ce travail se décomposent en plusieurs points clés :

1. **Couplage du modèle** : Nous intégrons le modèle de propulsion en ligne droite et en virage en considérant la géométrie de la route, notamment en pente et en dévers.
2. **Modélisation des résistances** : Nous modélisons les résistances au roulement et au pivotement pour les déplacements en ligne droite, en virage, en pente et en dévers.
3. **Identification paramétrique** : Nous utilisons l'algorithme "recursive least squares" (RLS) pour l'identification paramétrique des résistances et autres paramètres dynamiques.
4. **Validation en boucle fermée** : Le modèle augmenté est validé en boucle fermée dans le simulateur PSCHITT-PMR à l'aide de données expérimentales pour garantir sa précision et sa fiabilité dans des conditions réelles.

2.2 Repères référentiels

Le fauteuil roulant manuel, par sa nature de dispositif de mobilité, est doté de plusieurs systèmes de coordonnées permettant de décrire précisément sa position et ses mouvements dans l'espace. Le référentiel terrestre $R(O, X, Y, Z)$ est utilisé pour décrire les positions et les mouvements du fauteuil roulant sur la surface de la Terre. L'axe X représente la direction antéro-postérieure, l'axe Y la direction latérale ou transversale, et l'axe Z la direction verticale perpendiculaire au plan terrestre.

Un référentiel lié au fauteuil, $R_f(O_f, X_f, Y_f, Z_f)$, est centré sur le centre de masse du châssis, simplifiant l'analyse des mouvements complexes en réduisant les forces et les moments à un point unique. Ce repère est important en dynamique, permettant d'évaluer le système (sujet+FRM)

de manière plus efficace et stable. Pour les études de déplacements du système sujet-fauteuil, le référentiel terrestre R est supposé galiléen. Le référentiel R_{FRM} est nécessaire pour étudier les translations et rotations du fauteuil dans R , son origine O_{FRM} étant située au point barycentrique de l'assise. Avant le début du mouvement, lorsque le fauteuil est sur un plan horizontal, les axes de R_{FRM} sont parallèles à ceux de R et leurs vecteurs unitaires sont égaux.

Six autres référentiels, $R_D(O_D, X_D, Y_D, Z_D)$ et $R_G(O_G, X_G, Y_G, Z_G)$, sont liés aux roues arrière droite et gauche respectivement, leurs origines étant situées sur les axes des roues et leurs axes transversaux (Y_D et Y_G) ayant la même direction et le même sens que l'axe Y_{FRM} lié au fauteuil. $R_{aD}(O_{aD}, X_{aD}, Y_{aD}, Z_{aD})$ et $R_{aG}(O_{aG}, X_{aG}, Y_{aG}, Z_{aG})$, sont liés aux roues avant, droite et gauche respectivement, leurs origines étant situées sur les axes des roues et leurs directions varient selon les points pivot des axes verticaux des fourchettes avant. La Figure 2.1 illustre les repères référentiels de tous les segments du FRM par rapport au référentiel terrestre.

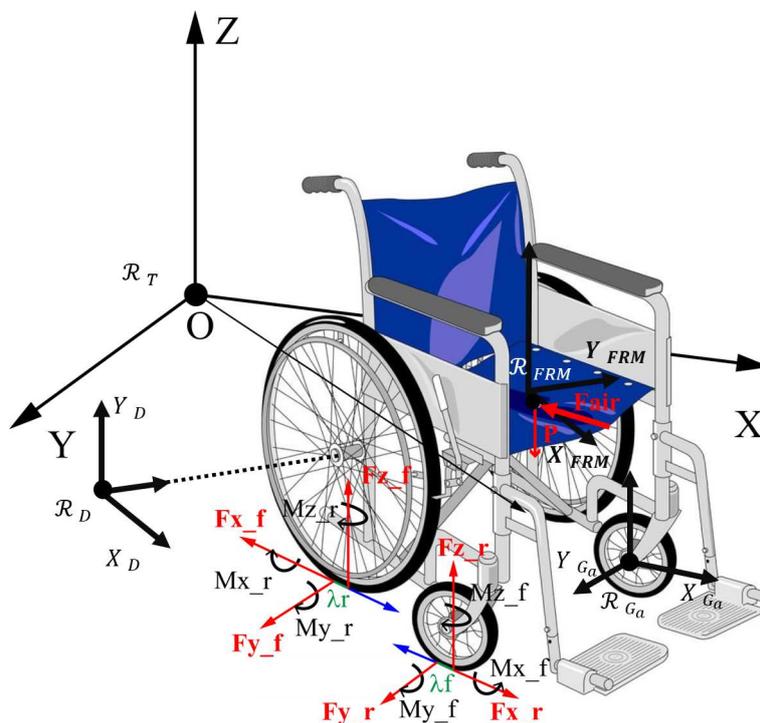


FIGURE 2.1 – Description schématique des repères référentiels lié à la position, au mouvement et à la dynamique du fauteuil roulant manuel.

Les référentiels liés aux châssis et roues arrière, R_{FRM} , R_D et R_G , effectuent en outre des rotations autour de l'axe Z_{FRM} . Lorsque les angles de pincement et de carrossage des roues sont nuls, ils peuvent tourner autour de chacun de ses axes selon les angles suivants :

- ϕ : rotation autour de l'axe X_{FRM} ,
- θ : rotation autour de l'axe Y_{FRM} ,
- ψ : rotation autour de l'axe Z_{FRM} .

La matrice de rotation $\mathcal{M}_{X_{FRM}}^R$ est utilisée pour le passage des coordonnées du référentiel lié au fauteuil (R_{FRM}) vers le référentiel absolu R , en fonction des angles de rotation ϕ , θ , et ψ est définie par :

$$\mathcal{M}_{X_{FRM}}^R = \begin{pmatrix} \cos \theta \cos \psi & \sin \phi \sin \theta \cos \psi - \cos \phi \sin \psi & \cos \phi \sin \theta \cos \psi + \sin \phi \sin \psi \\ \cos \theta \sin \psi & \sin \phi \sin \theta \sin \psi + \cos \phi \cos \psi & \cos \phi \sin \theta \sin \psi - \sin \phi \cos \psi \\ -\sin \theta & \sin \phi \cos \theta & \cos \phi \cos \theta \end{pmatrix}$$

2.3 Modèle mécanique de l'interaction Utilisateur-FRM-Sol

Dans cette section, nous présentons une vue d'ensemble de la modélisation du modèle mécanique de l'interaction utilisateur-FRM et FRM-sol. Cela inclut le modèle géométrique du sol ainsi que la cinématique et la dynamique du fauteuil roulant manuel.

2.3.1 Définition des angles de pente et de dévers

Dans ce travail, l'information sur l'angle de pente et l'angle de roulis est calculée de manière géométrique, ce qui est suffisant pour situer la locomotion en pente et en dévers. La dynamique du roulis et du tangage n'est pas considérée dans cette étude. En effet, la conduite d'un fauteuil roulant manuel ne nécessite pas l'application d'un couple pour lever le FRM et le faire pivoter selon un angle de roulis. En revanche, pour l'angle de tangage, l'utilisateur applique une pression et une différence de couple pour faire tourner le FRM autour de l'angle de tangage, par exemple, pour se mettre en position de wheeling afin de franchir un seuil ou un obstacle. Cependant, cette dynamique n'est pas étudiée dans cette thèse. Les seules situations de locomotion étudiées et reproduites sont la pente (2.2) et le dévers (2.3).

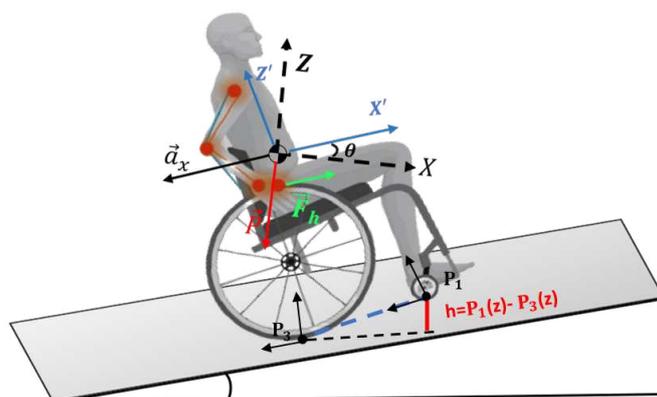


FIGURE 2.2 – Description schématique des forces s'exerçant sur un mouvement en pente.

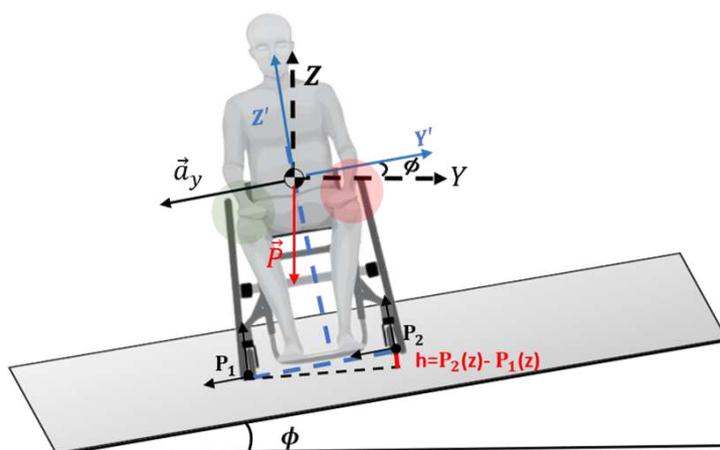


FIGURE 2.3 – Description schématique des forces s'exerçant sur un mouvement en dévers (pente transversale).

Le lien entre l'espace euclidien dans l'environnement virtuel et le modèle de référence est établi par les points de contact entre les quatre roues du FRM virtuel et le sol virtuel. Ces roues virtuelles sont caractérisées par le modèle mécanique développé dans cette thèse, à partir duquel les coordonnées géométriques des référentiels du FRM dans l'espace euclidien virtuel sont calculées. Tous les calculs cinématiques et dynamiques reposent sur ces points de contact. Ainsi, une fois calculées par le modèle, les positions X , Y , Z , ϕ , θ et ψ sont transmises à l'hexapode. Pour les mouvements en ligne droite et les virages, l'hexapode utilise la dynamique du modèle pour les translations et rotations sur l'axe Z en fonction de l'angle ψ . En revanche, les angles de pente (θ) et de dévers (ϕ) sont déterminés à partir des points de contact, notés par $p_i = (p_{x_i}, p_{y_i}, p_{z_i})$, où $i = \{1, 2, 3, 4\}$ correspond respectivement à la roue avant droite, à la roue avant gauche, à la roue arrière droite et à la roue arrière gauche :

$$\begin{aligned}\theta &= \sin^{-1} \left[\frac{\frac{(p_{z_1} + p_{z_2})}{2} - \frac{(p_{z_3} + p_{z_4})}{2}}{d_l} \right] \\ \phi &= \cos^{-1} \left[\frac{\frac{(p_{z_1} + p_{z_3})}{2} - \frac{(p_{z_2} + p_{z_4})}{2}}{w_r} \right]\end{aligned}\quad (2.1)$$

2.3.2 Cinématique du FRM

2.3.2.1 Étude des vitesses Utilisateur-FRM

Pour faciliter l'étude cinématique du système ($FRM + sujet$), cinq points ont été définis sur les segments (S_i). Ces points correspondent respectivement au pivot de la fourche avant droite, au pivot de la fourche avant gauche, au centre de la roue arrière droite, au centre de la roue arrière gauche, et au point barycentrique de l'assise (voir 2.4). Pour simplifier les calculs, chaque point des segments sera nommé par le symbole du segment. La position instantanée de ces points est donnée par l'équation suivante :

$$\begin{aligned}\overrightarrow{OO}_{S_i}^R &= \overrightarrow{OO}^R + \overrightarrow{O'O}_{S_i}^R \\ \overrightarrow{OO}^R &= \mathcal{M}_{R_{FRM}}^R \overrightarrow{OO}^{R'} \quad \text{et} \quad \overrightarrow{O'O}_{S_i}^R = \mathcal{M}_{R_{FRM}}^R \overrightarrow{O'O}_{S_i}\end{aligned}\quad (2.2)$$

où O' correspond à l'origine du point milieu de l'axe qui relie les deux roues arrière. Ainsi, la vitesse d'un segment $\overrightarrow{O'O}_{S_i}^R$ peut être calculée comme suit :

$$\begin{aligned}\frac{d}{dt} \overrightarrow{OO}_{S_i}^R &= \frac{d}{dt} \overrightarrow{OO}^R + \frac{d}{dt} \overrightarrow{O'O}_{S_i}^R \\ \vec{V}_{S_i}^R &= \vec{V}_{O'}^R + \vec{V}_{O'S_i}^R\end{aligned}\quad (2.3)$$

En considérant que $\overrightarrow{O'O}_{S_i}$ est fixe dans le référentiel R_{FRM} , nous aurons :

$$\vec{V}_{S_i}^R = \vec{V}_{O'}^R + \frac{d}{dt} \left(\mathcal{M}_{R_{FRM}}^R \overrightarrow{O'O}_{S_i} \right)\quad (2.4)$$

Nous obtenons finalement :

$$\vec{V}_{S_i}^R = \vec{V}_{O'}^R + \frac{d}{dt} \left(\mathcal{M}_{R_{FRM}}^R \right) \overrightarrow{O'O}_{S_i}\quad (2.5)$$

La vitesse au centre de masse (CoM) théorique $\vec{V}_{O'}^R = [v_{x_{CoM}}, v_{y_{CoM}}, v_{z_{CoM}}]$ peut être calculée en intégrant l'accélération mesurée d'un accéléromètre triaxial fixé sur le châssis du fauteuil roulant manuel. En utilisant l'équation (2.5), nous pouvons déduire la vitesse de chaque point S_i mentionné précédemment.

- Calcul de la vitesse au centre des roues arrière

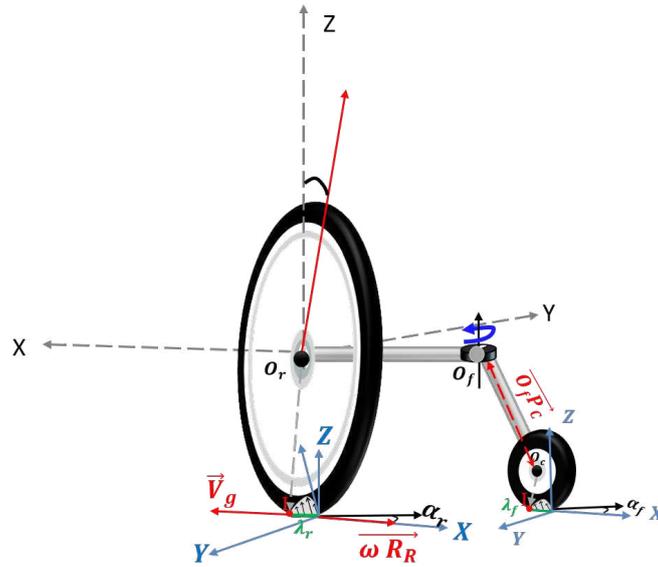


FIGURE 2.4 – Schéma graphique illustrant la cinématique des roues.

La vitesse des points localisée dans les limites de l'essieu arrière (le centre des roues de chaque coté) se calcule comme suit :

$$\vec{V}_{O_{D_i}}^R = \vec{V}_{O'}^R + \dot{\Psi}_R^R \wedge \overrightarrow{OO_{r_i}} \quad (2.6)$$

où $\vec{V}_{O_{r_i}}^R$ est la vitesse du point O_{D_i} (le centre de la roue arrière droite ou gauche) dans le repère R , $\vec{V}_{O'}^R$ est la vitesse du point O' (un point de référence du CoM) dans le repère R , $\dot{\Psi}_R^R$ est la vitesse angulaire du (*FRM + utilisateur*) dans le repère R et $\overrightarrow{OO_{r_i}}$ est le vecteur position du point O_{r_i} par rapport au point O' .

En considérant la vitesse de glissement de la roue, localisé dans le point de contact théorique I entre la roue et le sol (voir la figure 2.4), nous obtenons :

$$\vec{V}_{O_{r_i}}^R = \vec{V}_I^R + \omega_{J_{O_r}}^R \wedge \overrightarrow{O_r I} \quad (2.7)$$

Avec $\overrightarrow{O_r I}$ représentant le rayon de la roue, nous pouvons déduire la vitesse de glissement :

$$\vec{V}_I^R = \vec{V}_{O_r}^R - \omega_{J_{O_r}}^R \wedge \overrightarrow{O_r I} \quad (2.8)$$

- Calcul de la vitesse au centre des roues avant

Calcul de la vitesse au pivot de la fourche O_f :

$$\vec{V}_{O_f}^R = \vec{V}_{O'}^R + \dot{\Psi}_R^R \wedge \overrightarrow{O' O_f} \quad (2.9)$$

Afin de calculer la vitesse au centre de la roue avant $\vec{V}_{P_c}^R$ à partir du point localisé au niveau du pivot de la fourchette avant $\vec{V}_{O_f}^R$, nous utilisons l'équation de déplacement du torseur cinématique :

$$\vec{V}_{P_c}^R = \vec{V}_{O_f}^R + \phi_{O_c}^{R'} \wedge \overrightarrow{O_f P_c} \quad (2.10)$$

En appliquant les équations cinématiques de rotation et de translation, et en tenant compte des positions relatives et des orientations des composants du système (*FRM+Utilisateur*), tels que les roues arrière, les fourches de roues du fauteuil roulant, et à partir des accélérations mesurées avec l'accéléromètre, nous pouvons calculer les vitesses instantanées et leur évolution au cours du mouvement.

2.3.2.2 Étude des accélérations Utilisateur-FRM

L'étude de l'accélération du FRM implique le calcul de l'accélération au centre de masse. Celle-ci est obtenue à partir de la loi de composition des accélérations en dérivant la relation de composition des vitesses dans l'équation (2.10). Nous obtenons ainsi la relation suivante :

$$\overrightarrow{a_{S_{FRM}}^R} = \overrightarrow{a_{O'}^R} + \overrightarrow{a_S^{O'}} + \overrightarrow{a_c^R} \quad (2.11)$$

Où :

- $\overrightarrow{a_{S_{FRM}}^R}$: Accélération absolue de S_{FRM} dans R , représentant l'accélération totale ressentie par le point S_{FRM} lorsqu'il est observé depuis le référentiel inertiel R .
- $\overrightarrow{a_{O'}^R}$: Accélération d'entraînement de O' dans R , due au mouvement du référentiel mobile O' par rapport à R .
- $\overrightarrow{a_S^{O'}}$: Accélération relative de S_{FRM} dans R' , représentant le mouvement de G par rapport au référentiel mobile R' .
- $\overrightarrow{a_c^R}$: Accélération de Coriolis, une accélération fictive ressentie dans un référentiel en rotation.

- **Accélération d'entraînement :**

L'accélération d'entraînement $(\overrightarrow{a_{O'}^R})_R$ peut être décomposée en trois termes :

$$\overrightarrow{a_{O'}^R} = \underbrace{\overrightarrow{a_{O'}^R}}_A + \underbrace{\dot{\overrightarrow{\Omega}}_{R'}^R \wedge \overrightarrow{O'S_{FRM}}}_B + \underbrace{\overrightarrow{\Omega}_{R'}^R \wedge \left[\overrightarrow{\Omega}_{R'}^R \wedge \overrightarrow{O'S_{FRM}} \right]}_C \quad (2.12)$$

Où :

- A : Accélération linéaire de O' dans R . Elle est due au mouvement de translation de l'origine O' du référentiel mobile R' par rapport au référentiel inertiel R .
- B : Accélération tangentielle de S_{FRM} par rapport à O' . Elle est induite par la variation temporelle de la vitesse angulaire $\dot{\overrightarrow{\Omega}}_{R'}^R$ du référentiel mobile R' .
- C : Accélération centripète. Elle résulte de la rotation du référentiel mobile R' par rapport au référentiel inertiel R et agit perpendiculairement à la trajectoire de rotation.

Les composantes A et $\overrightarrow{\Omega}_{R'}^R$ sont mesurées à l'aide d'une IMU. Le vecteur $\overrightarrow{\Omega}_{R'}^R$ est exprimé comme suit :

$$\overrightarrow{\Omega}_{R'}^R = M_{R'}^R \overrightarrow{\Omega}_{R'}^R \quad (2.13)$$

où $M_{R'}^R$ est la matrice de transformation du référentiel R' vers R .

- **Accélération relative :**

L'accélération relative $\overrightarrow{a_{S_{FRM}}^{R'}}$ représente le mouvement de S_{FRM} dans le référentiel mobile R' . Comme S_{FRM} est fixe dans R' , nous avons :

$$\overrightarrow{V_G^{R'}} = 0 \quad \text{et} \quad \overrightarrow{\gamma_G^{R'}} = 0 \quad (2.14)$$

- **Accélération de Coriolis :**

L'accélération de Coriolis $\overrightarrow{\gamma_c^R}$ est donnée par :

$$\overrightarrow{\gamma_c^R} = 2 \left[\overrightarrow{\Omega}_{R'}^R \wedge \overrightarrow{V_G^{R'}} \right] = 0 \quad (2.15)$$

comme $\overrightarrow{V_G^{R'}} = 0$, il en résulte que $\overrightarrow{\gamma_c^R} = 0$.

- Accélération absolue de S_{FRM} dans R :

En combinant les termes précédents, l'accélération absolue de S_{FRM} dans R est donnée par :

$$\overrightarrow{a_{S_{FRM}}^R} = \overrightarrow{a_{O'}^R} + \overrightarrow{\Omega_{R'}^R} \wedge \overrightarrow{O'S_{FRM}} \quad (2.16)$$

2.3.3 Dynamique du FRM

Dans cette section, nous établirons le lien entre les accélérations et la dynamique d'interaction entre l'utilisateur, le fauteuil roulant manuel, et le sol. Cette analyse inclut une étude détaillée des forces en jeu dans cette interaction.

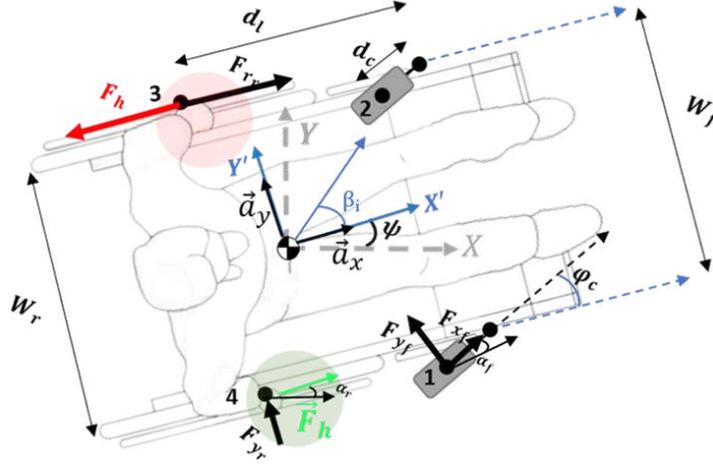


FIGURE 2.5 – Description schématique des forces sur les mouvements en ligne droite et en virage.

Le fauteuil roulant est un système complexe composé de sept corps rigides offrant sept degrés de liberté (DOF) [Nguyen 2019, Ait Ghezala 2024]. Ces composants incluent le châssis, les roues arrière gauche et droite, les fourches de roue gauche et droite, ainsi que les roues pivotantes gauche et droite. Dans cette étude, l'angle de carrossage des roues arrière et la dynamique du tronc de l'utilisateur sont négligés. Nous considérons uniquement les mouvements planaires du fauteuil roulant manuel, c'est-à-dire les mouvements longitudinaux, latéraux et de rotation. Les équations dynamiques du modèle de fauteuil roulant selon les axes longitudinal et transversal (voir Figure 2.5) sont données par les équations suivantes :

$$M_T(\dot{v}_x - \psi v_y) = \sum_{i=3,4} (F_{x_{r_i}} - F_{r_i}) - \sum_{i=1,2} F_{f_i} - M_T g \sin(\theta) \quad (2.17)$$

$$M_T(\dot{v}_y + \psi v_x) = \sum_{i=3,4} F_{y_{r_i}} + \sum_{i=1,2} F_{y_{f_i}} - M_T g \sin(\phi) \quad (2.18)$$

$$J_z \ddot{\psi} = \frac{d_l}{2} \sum_{i=1,2} F_{y_{f_i}} - \frac{d_l}{2} \sum_{i=3,4} F_{y_{r_i}} - T_{res} \quad (2.19)$$

avec $F_{y_{f_i}} = F_{y_{c_i}} \cos(\phi_c) + F_{x_{c_i}} \sin(\phi_c)$. Les forces $F_{x_{c_i}}$ et $F_{y_{c_i}}$ sont les forces longitudinales et latérales exercées par les roues avant sur le sol, et ϕ_c représente l'angle de pivot de ces roues.

La dynamique de la roue arrière inclut le couple de propulsions T_{h_i} , les forces de résistance au roulement F_{r_i} , ainsi que le couple de frottement visqueux, exprimés dans l'équation suivante :

$$\dot{\omega}_{r_i} = \frac{T_{h_i} - R_{r_i} F_{r_i} - \eta \omega_{r_i}}{J_{r_i}}, \quad i \in \{3, 4\} \quad (2.20)$$

La résistance au vent est considérée comme négligeable en raison de la faible dynamique en ligne droite du fauteuil roulant. La dynamique de la fourche avant et de la roue avant sont des facteurs clés de la génération de la résistance au roulement et au pivotement du fauteuil roulant manuel [Bascou 2012]. La dynamique des roues avant en fonction de la force de traction $F_{x_{f_i}}$, la force de résistance au roulement et du couple visqueux peut être décrite comme suit :

$$\dot{\omega}_{c_i} = \frac{(d_c + R_{c_i})F_{x_{c_i}} - R_{c_i}F_{f_{c_i}} - \eta\omega_{c_i}}{J_{c_i}}, \quad i \in \{1, 2\} \quad (2.21)$$

Les moments appliqués aux axes de rotation de la fourche avant sont décrits comme suit :

$$\ddot{\phi}_{f_i} = \frac{d_{c_i}(F_{y_{f_i}} - F_{x_{f_i}})}{J_{f_i}}, \quad i \in \{1, 2\} \quad (2.22)$$

2.4 Modélisation des forces de contact roues-sol

Les forces externes appliquées sur le fauteuil roulant sont générées par l'interaction complexe entre les pneus et le sol (géométrie, revêtement, ...). Ces forces comprennent les efforts d'accélération et de freinage longitudinaux dans l'axe antéro-postérieure, les forces latérales qui agissent sur l'axe transversal perpendiculaire à l'axe antéropostérieur pour contrôler les mouvements latéraux.

Comme expliqué dans le chapitre 1 (état de l'art), la résistance au roulement résulte des déformations non élastiques entre le pneu et le sol, générant un frottement qui représente une perte d'énergie significative par effet Joule pendant le déplacement. De manière similaire, la résistance à la rotation du fauteuil roulant, influencée par des déformations non élastiques dans l'axe latéral, peut être caractérisée par des paramètres tels que les angles de dérive latérale des pneus et les moments de résistance au pivotement. La modélisation précise de ces forces est indispensable pour générer une résistance haptique réaliste, permettant une simulation précise et réaliste de l'interaction Utilisateur-FRM-Environnement virtuel.

Dans ce qui suit, nous détaillerons les forces agissantes sur le FRM, lors de la propulsion, tel que l'illustre la Figure 2.6.

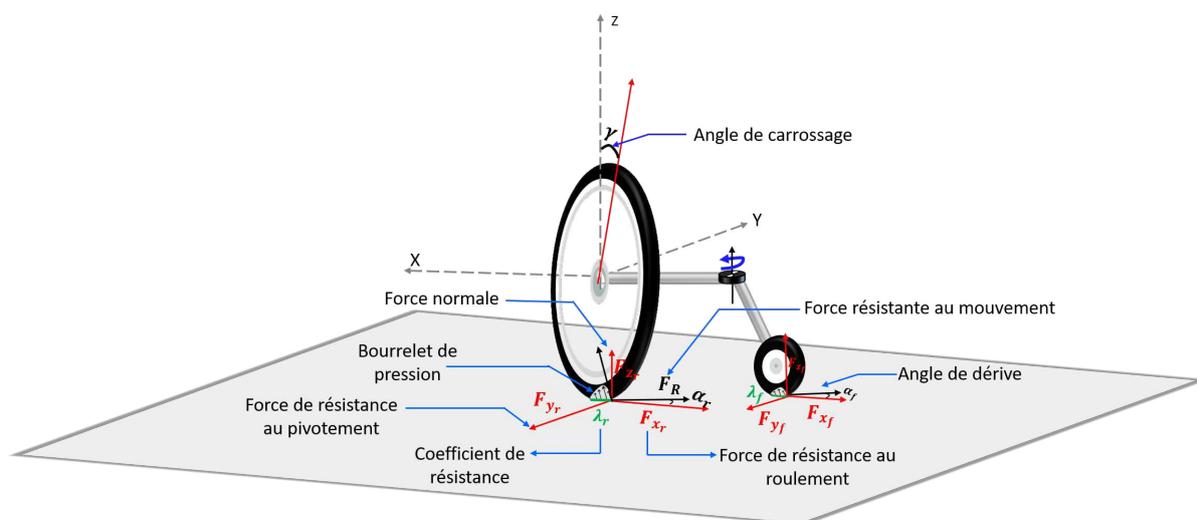


FIGURE 2.6 – Schéma descriptif des forces agissantes au niveau du contact Roues-Sol.

2.4.1 Force de traction

La force de traction F_{h_i} appliquée à la roue arrière est la force propulsive, qui est définie comme suit :

$$F_{h_i} = \frac{T_{h_i}}{R_r} \quad i \in \{3, 4\} \quad (2.23)$$

La force de traction appliquée au centre de masse (CoM) est la somme des forces propulsives appliquées par l'utilisateur :

$$F_{x_r} = \sum_{i=3}^4 F_{h_i} \quad (2.24)$$

La force de traction appliquée aux roues avant $F_{x_{f_i}}$, est supposée être une proportion de la force propulsive totale exercée par l'utilisateur, et elle est exprimée comme suit :

$$F_{x_{f_i}} = \mu_{\%} \frac{F_{x_r}}{2} \quad i \in \{1, 2\} \quad (2.25)$$

2.4.2 Résistance au roulement

Le modèle classique le plus utilisé pour modéliser la force de résistance au roulement est le modèle de Coulomb. Toutefois, ce modèle n'est pas suffisant pour décrire la déformation des pneus lorsqu'ils sont soumis à l'action du sol. En effet, plusieurs études ont démontré que d'autres facteurs doivent être considéré pour modéliser ce phénomène de manière précise. Par exemple, les recherches menées par Pacejka [Pacejka 2005], Silva [Silva 2017] et Pennestrì [Pennestrì 2016] ont montré que la force de friction $F_{l,i}$ exercée sur l'axe antéro-postérieur pendant le mouvement du fauteuil roulant dépend du taux de glissement antéro-postérieur $\sigma_{l,i}$, de la force normale $F_{z_{l,i}}$ et du coefficient de frottement de Stribeck [Pennestrì 2016] $\mu_{l,i}$. Cette relation est exprimée dans l'équation suivante :

$$\begin{aligned} F_{l_i} &= \mu_{l,k} F_{z_{l,i}} \sigma_{l,i} \quad \forall l \in \{f, r\}, i \in \{1, 2, 3, 4\} \\ \mu_{l,i} &= a_l + (b_l - a_l) \exp(-c_l \sigma_{l,i}) \end{aligned} \quad (2.26)$$

Les paramètres a_l et b_l représentent respectivement les coefficients de frottement cinétique et statique, influencés tous deux par la constante de décroissance exponentielle c_l . En utilisant le modèle de coefficient de résistance $\mu_{l,i}$, l'effet de Stribeck peut être considéré dans le modèle classique de Coulomb pour décrire les zones de frottement et d'adhérence à basse vitesse [Pennestrì 2016]. Le taux de glissement antéro-postérieur σ_l pour les roues avant et arrière est exprimé comme suit :

$$\sigma_r = \frac{R_{r_i} \omega_{r_i} - v_x}{v_x} \quad \text{et} \quad \sigma_f = \frac{R_{f_i} \omega_{f_i} - v_x}{v_x} \quad (2.27)$$

Les termes σ_r et σ_f sont respectivement les taux de glissement des roues arrière et avant. R_{r_i} et R_{f_i} représentent respectivement les rayons des roues arrière et avant, ω_{r_i} et ω_{f_i} sont les vitesses angulaires des roues arrière et avant et v_x est la vitesse longitudinale du fauteuil roulant au point théorique du centre de masse. Cette modélisation permet de prédire avec plus de précision les forces de résistance exercées lors du mouvement du fauteuil roulant, en prenant en compte les aspects cinétiques et dynamiques des interactions pneu-sol dans un environnement virtuel.

2.4.3 Forces latérales des roues

Les forces latérales exercées par les pneus sur les roues avant et arrière dépendent de deux paramètres : l'angle d'orientation des fourches avant (ϕ_{c_i}) par rapport au châssis pour les roues avant, et l'angle d'orientation par rapport au châssis pour les roues arrière, formulés comme suit :

$$\begin{aligned} F_{y_f} &= -C_{\alpha_{f_i}} \alpha_{f_i} F_{z_i} & \text{avec} & \quad \alpha_{f_i} = \frac{v_y + 0.5 d_l}{v_x} - \phi_{f_i} \\ F_{y_r} &= -C_{\alpha_{r_i}} \alpha_{r_i} F_{z_i} & \text{avec} & \quad \alpha_{r_i} = \frac{v_y - 0.5 d_l}{v_x} \end{aligned} \quad (2.28)$$

où $C_{\alpha_{f_i}}$ et α_{f_i} représentent respectivement le coefficient de rigidité du pneu et l'angle de dérive.

2.4.4 Résistance de pivotement au centre de masse

Le couple qui s'oppose au mouvement de lacet du fauteuil roulant manuel, T_{res} , est généralement considéré comme le moment d'alignement au contact pneu-sol [Silva 2017]. Ce moment d'auto-alignement est le phénomène par lequel un pneu, lorsqu'il tourne, crée un frottement au sol provoquant une rotation dans le sens opposé autour de son axe vertical. Selon le modèle de pneu de Pacejka [Pacejka 2005], ce moment dépend des angles de rotation latérale du pneu. Cependant, les résistances intervenant lors des mouvements complexes, tels que faire un virage à 180 deg sur place ou tourner de 90 deg en bloquant une roue, sont difficiles à reproduire. Pour modéliser ce comportement, Nguyen et al. [Nguyen 2019] ont proposé un nouveau modèle empirique basé sur le modèle de Stribeck [Pennestrì 2016]. Ce modèle de couple de résistance au pivotement dépend de la vitesse de rotation du lacet et est indépendant de l'angle de pivot latéral des roues.

$$T_{\text{res}}(\dot{\psi}) = \left(1 - e^{-s_1 \dot{\psi}}\right) \left(s_2 + s_3 \tanh\left(s_4 \dot{\psi} - s_5\right)\right) \quad (2.29)$$

Les paramètres s_i sont les paramètres du modèle de couple de résistance qui doivent être identifiés.

2.4.5 Forces normales

Dans un premier temps, nous introduisons le modèle vertical des roues sur une route plane, qui représente le cas le plus élémentaire et couramment étudié.

Les accélérations longitudinales et latérales (a_x et a_y) sont incorporées pour représenter l'inertie du châssis du FRM. La charge des roues varie en fonction des changements d'accélération. Lors de la propulsion du fauteuil roulant, une accélération positive entraîne un transfert de charge de l'essieu avant à l'essieu arrière, dû au déplacement du buste de l'utilisateur autour de l'axe latéral. La dérivation complète de la formule est détaillée dans [Wang 2013].

Par exemple, la force verticale exercée sur la roue avant peut être calculée à partir de la formule de l'équilibre des moments par rapport à l'essieu arrière. Les forces normales à l'essieu arrière sont exprimées par :

$$F_z = M_T g \frac{0.5 d_l}{d_l} - M_T a_x \frac{h}{d_l} \quad (2.30)$$

où F_z représente la force verticale totale englobant les roues droite et gauche, soit $F_z = F_{z_3} + F_{z_4}$, d'où :

$$F_z = M_T \left(\frac{0.5 d_l}{d_l} g - \frac{h}{d_l} a_x \right) \quad (2.31)$$

Les essieux avant et arrière sont considérés comme découplés. La masse virtuelle découplée résulte du mouvement longitudinal, où l'accélération et le freinage du véhicule peuvent significativement affecter la variation de cette masse virtuelle. La masse du fauteuil roulant manuel

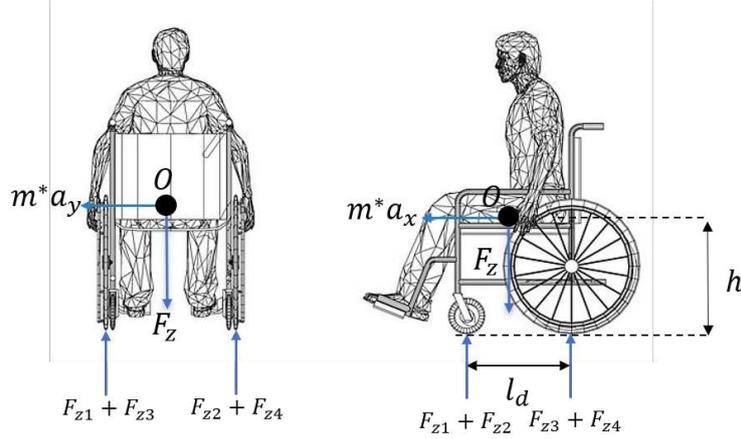


FIGURE 2.7 – Schéma descriptif de la distribution de la force verticale.

(FRM) et de l'utilisateur peut être transformée en une charge sur l'essieu avant, que nous appelons également masse virtuelle m :

$$m^* = \frac{F_z}{g} = M_T \left(\frac{0.5d_l}{d_l} - \frac{a_x h}{g d_l} \right) \quad (2.32)$$

À ce stade, la masse virtuelle est considérée comme un couplage des mouvements latéraux et longitudinaux sur les roues avant. Ainsi, le mouvement latéral est dû à l'inertie de la masse virtuelle, entraînant un transfert de charge d'un côté de la roue transversale à l'autre. La formule de l'équilibre des moments est développée au point de contact de la roue avant droite, comme montré dans la Figure 2.5.

$$F_{z1} = m^* g \frac{W_f}{2} - m^* a_y h \quad (2.33)$$

$$F_{z1} = \frac{1}{2} M_T g \frac{0.5d_l W_f}{d_l} - \frac{1}{2} M_T a_x \frac{h W_f}{d_l} - M_T a_y \frac{0.5d_l h}{d_l} + M_T a_x a_y \frac{h^2}{d_l g} \quad (2.34)$$

La relation $M_T a_x a_y \frac{h^2}{d_l g}$ représente le couplage entre la dynamique antéropostérieure et latérale, qui est négligeable à l'échelle de la dynamique du FRM. Par conséquent, cette composante couplée sera ignorée dans les calculs suivants.

L'angle de pente et de dévers du sol influence directement la distribution de la masse du FRM ainsi que les mesures des accélérations antéropostérieures et latérales. Pour minimiser les erreurs de modélisation potentielles, il est crucial de considérer ces effets. Il est également important de distinguer l'angle de dévers de la route (ϕ) et l'angle de roulis du châssis (α) par rapport au système de coordonnées de l'environnement. Les paramètres les plus critiques lors du calcul de la distribution de la masse verticale sont les accélérations antéropostérieures et latérales. Les forces normales dues à la gravité et à l'angle de pente et de dévers de la route affectent l'accélération antéropostérieure et l'accélération latérale lorsque le FRM est incliné autour des axes y et x .

Ainsi, une extension du modèle vertical des roues est développée pour des conditions de sol

en pente et en dévers, comme représenté dans les Figures 2.2 et 2.3 respectivement :

$$\begin{aligned}
 F_{z_1} &= \frac{1}{2}M_Tg \cos(\phi) \cos(\theta) \frac{d_{l_2}}{d_l} - \frac{1}{2}M_Ta_x \frac{h}{d_l} - M_Ta_y \frac{d_{l_2}h}{d_l W_r} \\
 F_{z_2} &= \frac{1}{2}M_Tg \cos(\phi) \cos(\theta) \frac{d_{l_2}}{d_l} - \frac{1}{2}M_Ta_x \frac{h}{d_l} + M_Ta_y \frac{d_{l_2}h}{d_l W_r} \\
 F_{z_3} &= \frac{1}{2}M_Tg \cos(\phi) \cos(\theta) \frac{d_{l_1}}{d_l} + \frac{1}{2}M_Ta_x \frac{h}{d_l} - M_Ta_y \frac{d_{l_1}h}{d_l W_f} \\
 F_{z_4} &= \frac{1}{2}M_Tg \cos(\phi) \cos(\theta) \frac{d_{l_1}}{d_l} + \frac{1}{2}M_Ta_x \frac{h}{d_l} + M_Ta_y \frac{d_{l_1}h}{d_l W_f}
 \end{aligned}$$

Les tableaux (2.1) et (2.2) présentent respectivement la description des variables physiques et des paramètres considérés dans le modèle du fauteuil roulant manuel.

TABLE 2.1 – Description des variables physiques de l'interaction Utilisateur-FRM-Sol (Partie 1)

Variables physiques	Description
\dot{v}_x, v_x	Accélération et vitesse longitudinales du centre de masse [$m.s^{-2}$], [$m.s^{-1}$].
a_x	Accélération longitudinale [$m.s^{-2}$].
\dot{v}_y, v_y	Accélération et vitesse latérale du centre de masse [$m.s^{-2}$], [$m.s^{-1}$].
a_y	Accélération latérale [$m.s^{-2}$].
$\psi, \dot{\psi}, \ddot{\psi}$	Angle, vitesse angulaire, accélération angulaire de lacet [rad],[$rad.s^{-1}$], [$rad.s^{-2}$].
$F_{x_{r_i}}$	Force de traction au centre de masse [N].
F_{r_i}	Force de résistance au roulement des roues arrière [N].
$F_{y_{f_i}}$	Force latérale appliquée aux fourchettes des roues avant [N].
$F_{y_{r_i}}$	Force latérale appliquée aux roues arrière [N].
T_{res}	Couple de résistance au pivotement [Nm].
$F_{x_{c_i}}$	Force longitudinale exercée par les roues avant [N].
$F_{y_{c_i}}$	Force latérale exercée par les roues avant [N].
ϕ_f	Angle de pivot des fourchettes des roues avant [rad].
T_{h_i}	Couple de propulsion appliqué aux roues arrière [Nm].
ω_{r_i}	Vitesse angulaire des roues arrière [$rad.s^{-1}$].
$F_{x_{f_i}}$	Force de traction longitudinale appliquée aux fourchettes des roues avant [N].
ω_{c_i}	Vitesse angulaire des roues avant [$rad.s^{-1}$].
F_{f_i}	Force de résistance au roulement des roues avant [N].
σ_{l_i}	Taux de glissement longitudinal.
$F_{z_1}, F_{z_2}, F_{z_3}, F_{z_4}$	Forces normales sur les roues avant et arrière [N].

TABLE 2.2 – Description des paramètres physiques de l'interaction Utilisateur-FRM-Sol (Partie 2)

Variabes physiques	Description
M_T	Masse totale du fauteuil roulant et de l'utilisateur [kg].
R_{r_i}	Rayon des roues arrière [m].
η	Coefficient de frottement visqueux.
J_{r_i}	Moment d'inertie des roues arrière [$kg.m^2$].
R_c	Rayon des roues avant [m].
g	Accélération due à la gravité [$m.s^{-2}$].
θ, ϕ	Angles de pente et dévers [rad].
J_z	Moment d'inertie en lacet [$kg.m^2$].
d_l	Distance entre les essieux avant et arrière [m].
J_{f_i}	Moment d'inertie des fourchettes avant [$kg.m^2$].
d_{c_i}	Distance entre l'axe de rotation de la fourche et le point de contact de la roue [m].
J_{c_i}	Moment d'inertie des roues avant [$kg.m^2$].
μ_i	Coefficient de frottement de Stribeck.
a_l	Coefficient de frottement cinétique.
b_l	Coefficient de frottement statique.
c_l	Constante de décroissance exponentielle.
α_{f_i}	Angle de dérive des roues avant [rad].
$C_{\alpha_{f_i}}$	Coefficient de rigidité des pneus avant.
α_{r_i}	Angle de dérive des roues arrière [rad].
$C_{\alpha_{r_i}}$	Coefficient de rigidité des pneus arrière.
s_i	Paramètres du modèle de couple de résistance aux pivote-ments.
h	Hauteur du centre de masse [m].
W_f	Largeur de la voie avant [m].
W_r	Largeur de la voie arrière [m].
m^*	Masse virtuelle [kg].

Dans la section suivante, nous présenterons la validation expérimentale du modèle de référence.

2.5 Validation expérimentale du modèle de FRM

Dans cette section, nous présentons la procédure d'identification et la validation expérimentale du modèle de fauteuil roulant manuel, basée sur des données mesurées. Ce modèle a été initialement identifié à partir d'autres scénarios spécifiques [Nguyen 2019], permettant de définir un ensemble de paramètres de base. Ces paramètres, utilisés comme valeurs initiales dans notre travail, servent de point de départ pour affiner le modèle dans des conditions expérimentales adaptées à notre étude. Nous décrivons également le protocole expérimental conçu pour cette validation, lequel vise à évaluer les performances du fauteuil roulant dans divers scénarios de locomotion, notamment les déplacements en ligne droite et en virage.

2.5.1 Protocole expérimental

2.5.1.1 Système de mesures

La validation expérimentale a été réalisée à l'aide d'un fauteuil roulant manuel instrumenté (voir Fig. 2.8). Ce dispositif est équipé de deux encodeurs fixés au centre de l'axe de rotation des roues arrière pour mesurer les vitesses de rotation. De plus, deux capteurs de couple sont installés dans les moyeux des roues arrière pour mesurer les efforts exercés par l'utilisateur. Une centrale inertielle IMU est fixée sous l'assise au centre de masse théorique pour mesurer les accélérations, les vitesses angulaires et les orientations du fauteuil roulant. Deux encodeurs sont installés sur le pivot des fourches des roues avant afin de mesurer leur orientation. L'acquisition et le traitement des données en temps réel sont assurés par un ordinateur Compact DAQ de National Instruments.

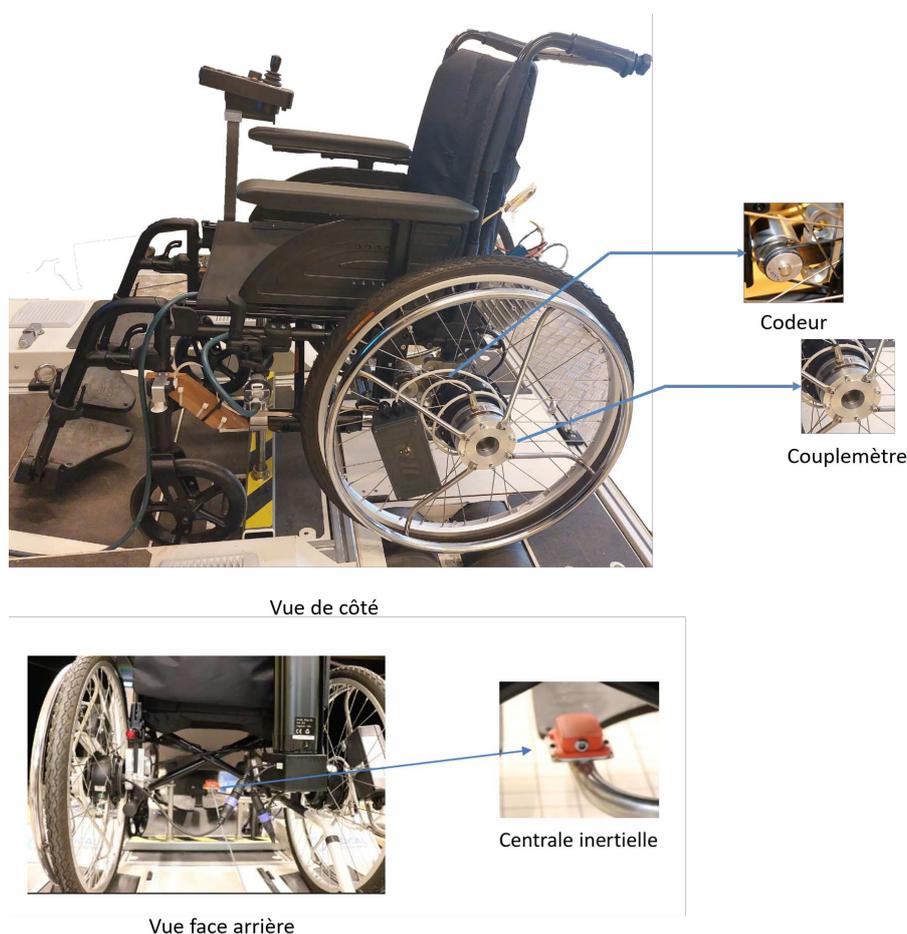


FIGURE 2.8 – Description du fauteuil roulant manuel équipé de capteurs.

2.5.1.2 Scénarios de mesures

Un scénario de locomotion a été défini, comprenant trois portions de ligne droite et deux virages de 90 deg, comme le montre la Figure 2.9.

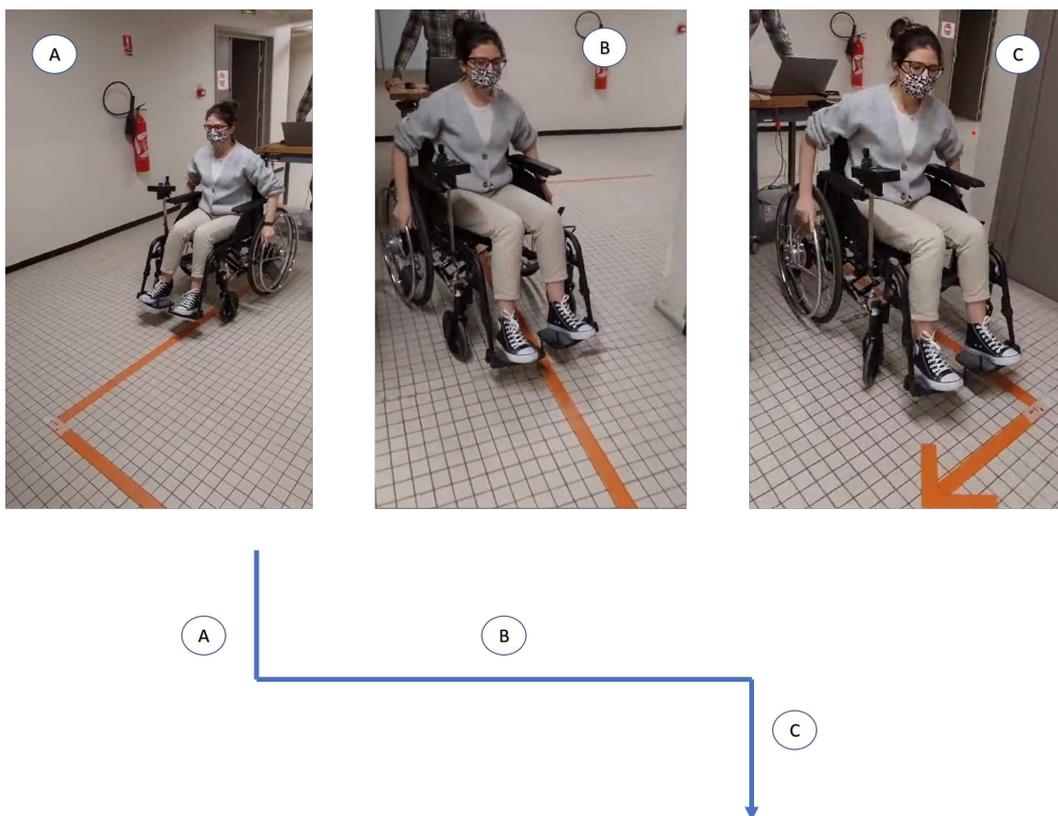


FIGURE 2.9 – Scénario d'acquisition pour les mesures du couple propulsif, de la vitesse des roues arrière, de l'orientation des roues avant et de la cinématique au centre de masse.

Les données mesurées incluent le couple propulsif sur les mains courantes, la vitesse angulaire des roues arrière, la cinématique du centre de masse et l'orientation des fourchettes des roues avant. Les mesures sont collectées en temps réel au moyen d'un protocole EDP. Une fois les données collectées, elles sont soumises à un filtrage initial avant d'être envoyées à l'algorithme d'identification des moindres carrés récurrents (RLS).

2.5.2 Processus d'identification

L'identification paramétrique a été réalisée à l'aide de la boîte à outils Parameter Estimator [Gavin 2019] du logiciel Matlab[®] Simulink. Cette interface permet de définir le modèle mathématique, de spécifier les paramètres à estimer et de fournir les données expérimentales d'entrée et de sortie.

Dans l'application du parameter estimator, l'algorithme de Levenberg-Marquardt, souvent utilisé pour les problèmes de moindres carrés non linéaires, est employé pour minimiser l'erreur quadratique moyenne entre les sorties du modèle et les données expérimentales en ajustant itérativement les valeurs des paramètres. Cet algorithme itératif vise à minimiser la somme des carrés des résidus entre les données expérimentales et les prédictions du modèle en ajustant de manière optimale les paramètres du modèle.

Algorithme 1 Algorithme de Levenberg-Marquardt pour les moindres carrés non linéaires

Data: Coefficients initiaux a_0 , paramètre d'amortissement λ_0 , seuils de convergence $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$

Result: Coefficients optimisés a

```

1 Initialiser  $a \leftarrow a_0$  Initialiser  $\lambda \leftarrow \lambda_0$  Calculer le coût initial  $\chi^2(a)$  et le Jacobien  $J$ 
2 while  $\max |J^T W(y - \hat{y}(a))| \geq \varepsilon_1$  ou  $\max \left| \frac{h}{a} \right| \geq \varepsilon_2$  ou  $|\chi^2(a) - \chi^2(a_{\text{nouveau}})| \geq \varepsilon_3$  do
3   Résoudre pour la mise à jour  $h : (J^T W J + \lambda I)h = J^T W(y - \hat{y}(a))$  Calculer les nouveaux
   coefficients  $a_{\text{nouveau}} \leftarrow a + h$  Calculer le nouveau coût  $\chi^2(a_{\text{nouveau}})$ 
4   if  $\chi^2(a_{\text{nouveau}}) < \chi^2(a)$  then
5     | Accepter la mise à jour :  $a \leftarrow a_{\text{nouveau}}$  Diminuer  $\lambda : \lambda \leftarrow \lambda/\nu$ 
6   else
7     | Rejeter la mise à jour Augmenter  $\lambda : \lambda \leftarrow \lambda \times \nu$ 
8   end
9   Vérifier les critères de convergence :
   — Convergence du gradient :  $\max |J^T W(y - \hat{y}(a))| < \varepsilon_1$ 
   — Convergence des coefficients :  $\max \left| \frac{h}{a} \right| < \varepsilon_2$ 
   — Convergence du coût :  $|\chi^2(a) - \chi^2(a_{\text{nouveau}})| < \varepsilon_3$ 
10 end

```

Les coefficients initiaux a_0 sont les valeurs de départ pour les paramètres à optimiser. Le paramètre d'amortissement λ_0 contrôle la transition entre la méthode de descente de gradient et la méthode de Gauss-Newton, en débutant souvent avec une valeur élevée pour garantir une descente robuste. Les seuils de convergence $\varepsilon_1, \varepsilon_2$, et ε_3 définissent les critères d'arrêt de l'algorithme : ε_1 pour la norme du gradient, ε_2 pour les changements relatifs des coefficients, et ε_3 pour les variations de la fonction de coût. Ces paramètres assurent que l'algorithme de Levenberg-Marquardt s'arrête lorsque les coefficients optimisés sont suffisamment proches de la solution optimale.

Cet algorithme présente de nombreux avantages, une convergence rapide, sa robustesse et sa flexibilité lui permettent de s'appliquer à une large gamme de modèles multiparamètres, ce qui est crucial pour saisir la complexité du modèle de FRM. De plus, la possibilité d'imposer des contraintes sur les paramètres garantit des valeurs réalistes et physiquement cohérentes.

2.5.3 Validation du modèle mécanique d'interaction en boucle ouverte

- Résultats de l'identification et discussions

La validation du modèle du fauteuil roulant manuel consiste à exciter le modèle à l'aide du couple propulsif mesuré lors du scénario décrit à la figure 2.9. Les sorties simulées du modèle sont ensuite comparées aux mesures expérimentales obtenues à partir du fauteuil roulant manuel instrumenté. La figure 2.10 illustre le profil du couple propulsif appliqué par l'utilisateur lors de ce scénario. Les variables de sortie utilisées pour la validation incluent l'angle de lacet, l'orientation des roues avant et la vitesse des roues arrière. Les résultats de cette validation sont illustrés graphiquement dans les figures suivantes : la figure 2.11 présente la comparaison entre l'angle de lacet mesuré et prédit ; la figure 2.12 illustre la comparaison des vitesses des roues arrière mesurées et prédites ; enfin, la figure 2.13 montre la comparaison des angles d'orientation des fourchettes des roues avant.

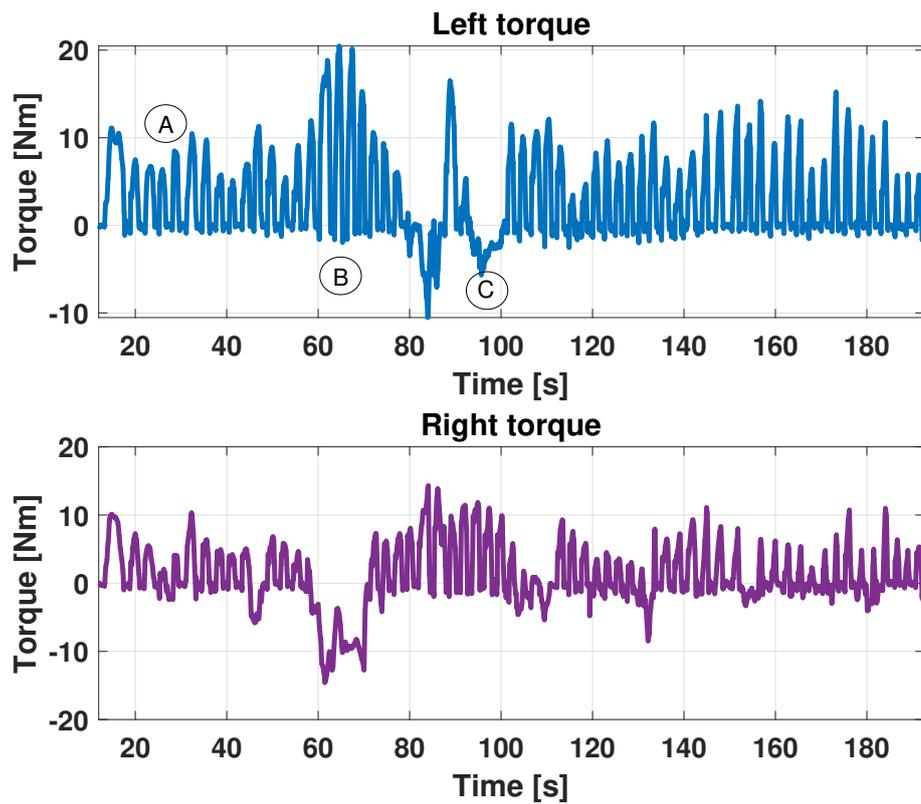


FIGURE 2.10 – Profil du couple propulsif appliqué par l'utilisateur.

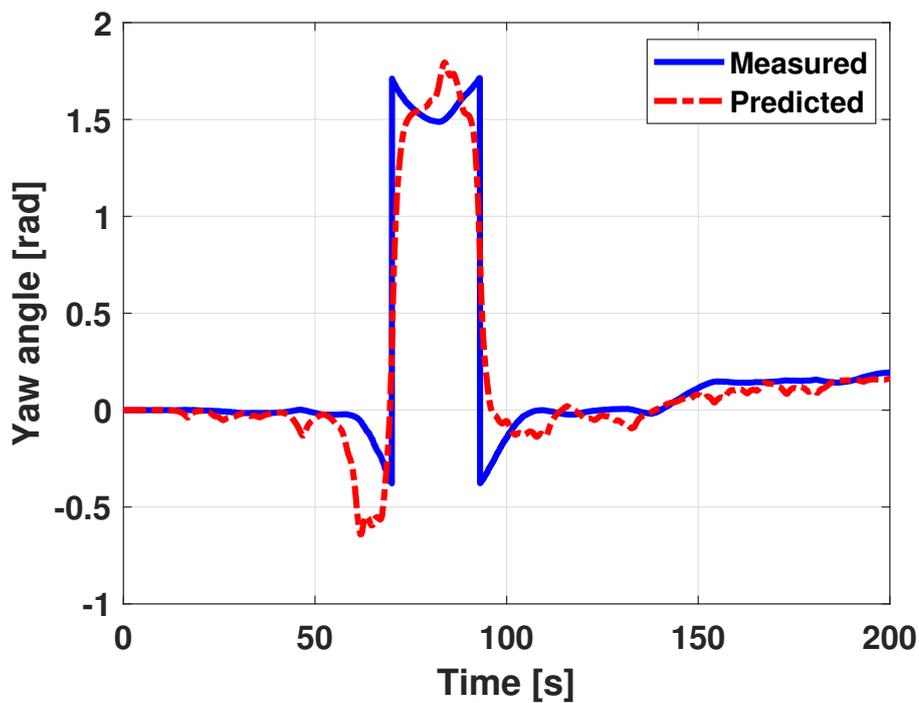


FIGURE 2.11 – Comparaison de l'angle de lacet mesuré et prédit par le modèle du FRM.

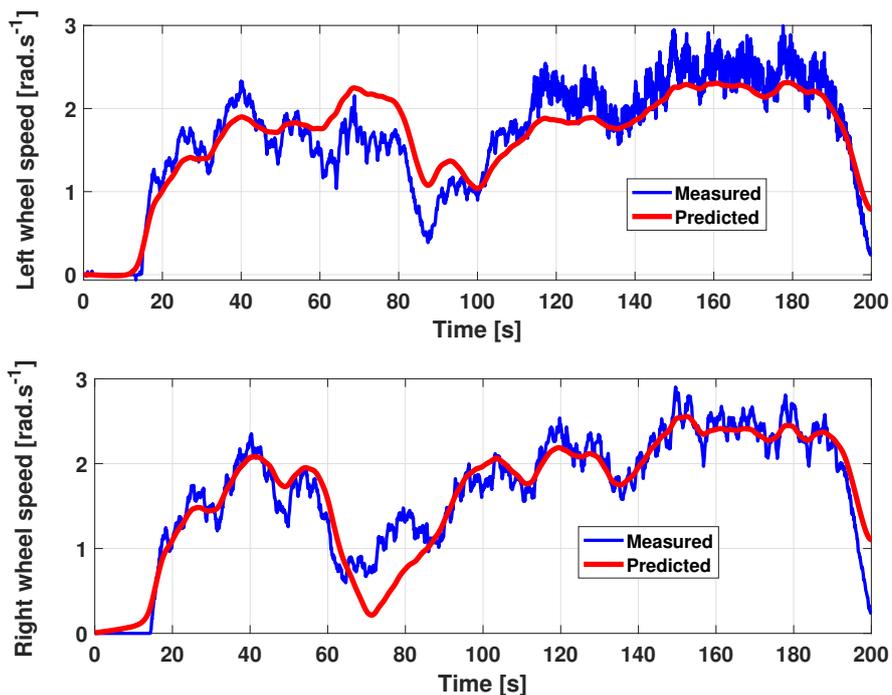


FIGURE 2.12 – Comparaison entre les vitesses mesurées et prédites des roues droite et gauche par le modèle FRM.

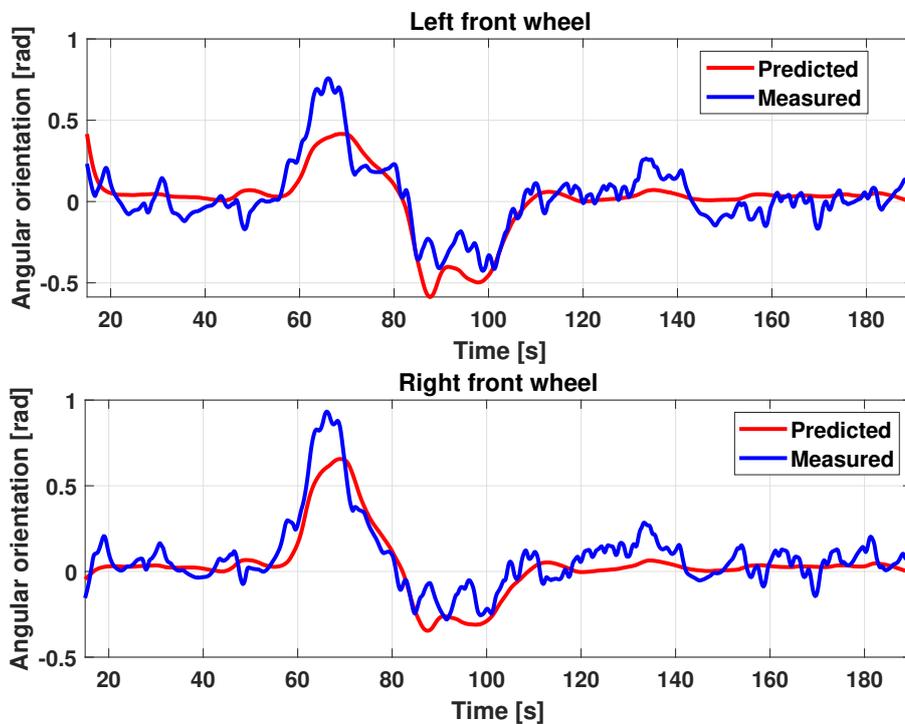


FIGURE 2.13 – Comparaison des angles d’orientation des roues avant mesurés et prédits.

Les valeurs des paramètres identifiés sont présentées dans le Tableau 2.3.

Une fois le modèle de référence validé, celui-ci est intégré à l'interface haptique et vestibulaire pilotant le simulateur.

- **Limites du modèle et axes d'amélioration :**

Le modèle développé dans cette thèse est relativement précis dans la prédiction des trajectoires et des vitesses des roues arrière ainsi que des positions du fauteuil roulant au centre de masse. Toutefois, certaines limites demeurent. Par exemple, les interactions entre les roues et le sol, les variations de frottement, ainsi que les influences des forces externes et des moments n'ont pas été validées avec des données expérimentales. Une perspective pour les futures recherches est l'usage de capteurs de force pour valider les modèles des forces de contact roues-sol. Un autre point d'amélioration concerne la dynamique du tronc, qui n'a pas été considérée, ainsi que la dynamique du mouvement de wheeling. Les travaux futurs visent à améliorer la robustesse et la précision du modèle complet du FRM en intégrant ces dynamiques et en les validant en temps réel.

TABLE 2.3 – Paramètres du modèle du fauteuil roulant manuel.

Paramètres	Symbole	Valeur [Unité]
Masse utilisateur-fauteuil	M_T	85 [kg]
Gravité terrestre	g	9,81 [$m.s^{-2}$]
Inertie au centre de masse	J_z	5 [$kg.m^2$]
Inertie roue avant	J_{f_k}	0,05 [$kg.m^2$]
Inertie roue arrière	J_{r_k}	1,5 [$kg.m^2$]
Inertie de la fourche	J_{c_k}	0,1 [$kg.m^2$]
Empattement arrière	w_r	0,57 [m]
Empattement	d_l	0,5 [m]
Rayon roue avant	R_{f_k}	0,065 [m]
Rayon roue arrière	R_{r_k}	0,31 [m]
Coefficient de raideur de dérive	$C_{\alpha_{ri}}$	291,84 [$kg.m^{-1}$]
Coefficient de raideur de dérive	$C_{\alpha_{fi}}$	125,075 [$kg.m^{-1}$]
Coefficient visqueux	η_f	0,65 [$kg.m^2.s^{-1}$]
Coefficient visqueux	η_r	0,05 [$kg.m^2.s^{-1}$]
Frottement cinétique	a_l	0,25
Frottement statique	b_l	0,05
Constante de décroissance exponentielle	c_3	2
Coefficient de résistance au virage	s_i	[2,0.2,-0.5,1.65,0.8]

2.5.4 Intégration du modèle de FRM de référence dans l'interface haptique et vestibulaire

Une fois l'identification du modèle réalisée, le modèle de référence est intégré dans l'interface de gestion d'information dans Simulink. La figure 1.20 montre un schéma bloc de l'intégration du modèle de référence dans l'interface logicielle haptique et vestibulaire. La communication se fait comme suit : les points de contact entre les roues virtuelles et le sol virtuel sont donnés par le logiciel SCANeR. Ces points de contact, ainsi que le couple utilisateur, permettent de calculer la dynamique du fauteuil roulant manuel, qui fournit en sortie la position, la vitesse et l'accélération au centre de masse et les vitesses des roues arrière. La position, la vitesse et l'accélération au centre de masse sont ensuite envoyées à la fois au logiciel SCANeR pour le déplacement dans l'environnement virtuel et à la plateforme de l'hexapode pour produire la dynamique vestibulaire.

La vitesse des roues arrière est envoyée comme trajectoire de référence au contrôleur des moteurs du banc à rouleaux pour forcer les roues du FRM à suivre la vitesse de référence et générer les résistances haptiques.

Dans cette partie, nous présentons la validation des prédictions du modèle de référence dans le simulateur. Il est à noter que cette validation a été réalisée après la validation du contrôleur présenté dans le Chapitre 3. Par conséquent, le contrôleur est censé être validé.

Pour valider le modèle en boucle fermée, un scénario expérimental standardisé a été conçu dans l'environnement virtuel à l'aide du logiciel SCANeR Studio. Ce scénario couvre diverses situations de locomotion de base, telles que le déplacement en ligne droite, les virages, les pentes et les dévers, comme illustré dans la Figure 2.14.

Chaque situation distincte est représentée visuellement : le sol plat est identifié par la couleur bleue, les pentes par la couleur grise et les dévers par la couleur cyan.

La validation des prédictions du modèle de FRM en boucle fermée dans le simulateur s'appuie sur les mesures des vitesses Ω_R et Ω_L , qui représentent respectivement les vitesses des roues droite et gauche du FRM instrumenté. À partir de ces mesures, le modèle cinématique peut être exprimé pour calculer les composantes de la vitesse au centre de masse, v_{x_m} , v_{y_m} et $\dot{\psi}_m$, comme suit :

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} v_{x_m} \\ \dot{\psi}_m \end{bmatrix} &= R_r \begin{bmatrix} \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \\ \frac{1}{W_r} & -\frac{1}{W_r} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Omega_R \\ \Omega_L \end{bmatrix} \\ v_{y_m} &= \int_0^\infty v_{x_m} \dot{\psi}_m dt \end{aligned} \quad (2.35)$$

Où R_r représente le rayon des roues du FRM, La variable v_{x_m} est la vitesse longitudinale au centre de masse, v_{y_m} est la vitesse latérale au centre de masse et $\dot{\psi}_m$ est la vitesse angulaire du lacet. Le paramètre W_r est la distance entre les roues arrière droite et gauche.

Les résultats de la validation sont présentés comme suit : la Figure 2.15 montre la comparaison entre les calculs cinématiques des vitesses longitudinale (v_{x_m}), latérale (v_{y_m}) et de lacet ($\dot{\psi}_m$), décrits par l'équation (2.35), et les valeurs prédites par le modèle de référence (v_x , v_y , $\dot{\psi}$). Cette comparaison a été effectuée pour les scénarios de déplacement en ligne droite et en virage. Les résultats des déplacements en pente sont présentés dans la Figure 2.16, tandis que la Figure 2.17 met en évidence les déplacements en dévers. Les courbes obtenues à partir des équations (2.35) reproduisent fidèlement les valeurs prédites par le modèle de référence. Les positions X , Y , Z prédites par le modèle de référence, représentées par la trajectoire en courbe rouge dans la Figure 2.14, montre une superposition exacte avec la trajectoire imposée par le scénario. De plus, ces positions X , Y , Z du centre de masse sont utilisées comme positions de référence pour la plateforme hexapode commandée. Les résultats de la restitution du mouvement, incluant les déplacements en pente et en dévers, sont présentés dans la Figure 2.18.

Enfin, ces résultats ont permis de valider le modèle en boucle ouverte, notamment grâce à l'identification des paramètres du modèle, ainsi qu'en boucle fermée, afin de reproduire précisément cette dynamique dans le simulateur. La stabilité et la robustesse du simulateur, indispensables pour reproduire cette dynamique, sont assurées par un contrôleur haptique optimal, qui sera détaillé dans le prochain chapitre.

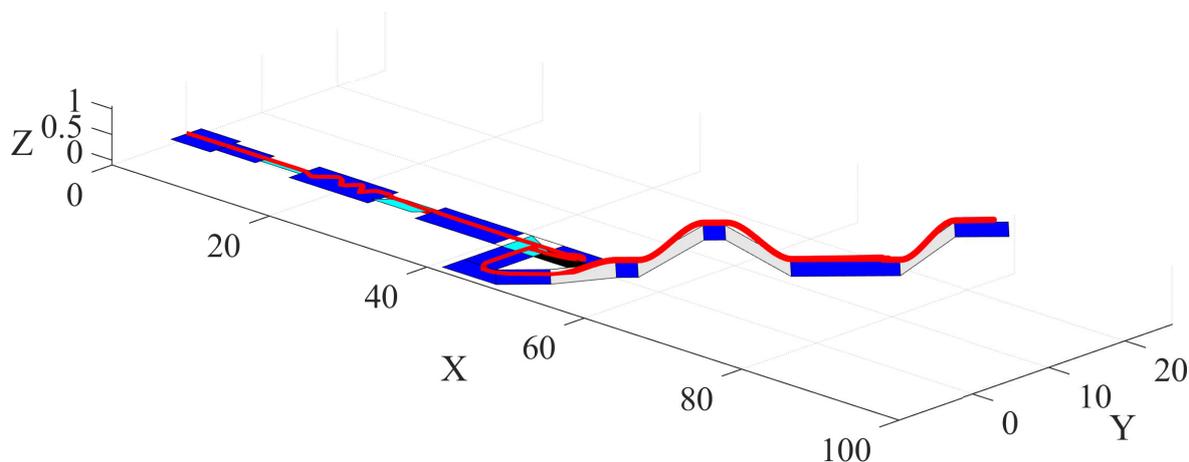


FIGURE 2.14 – Scénario de validation du modèle intégré dans l'interface haptique du simulateur.

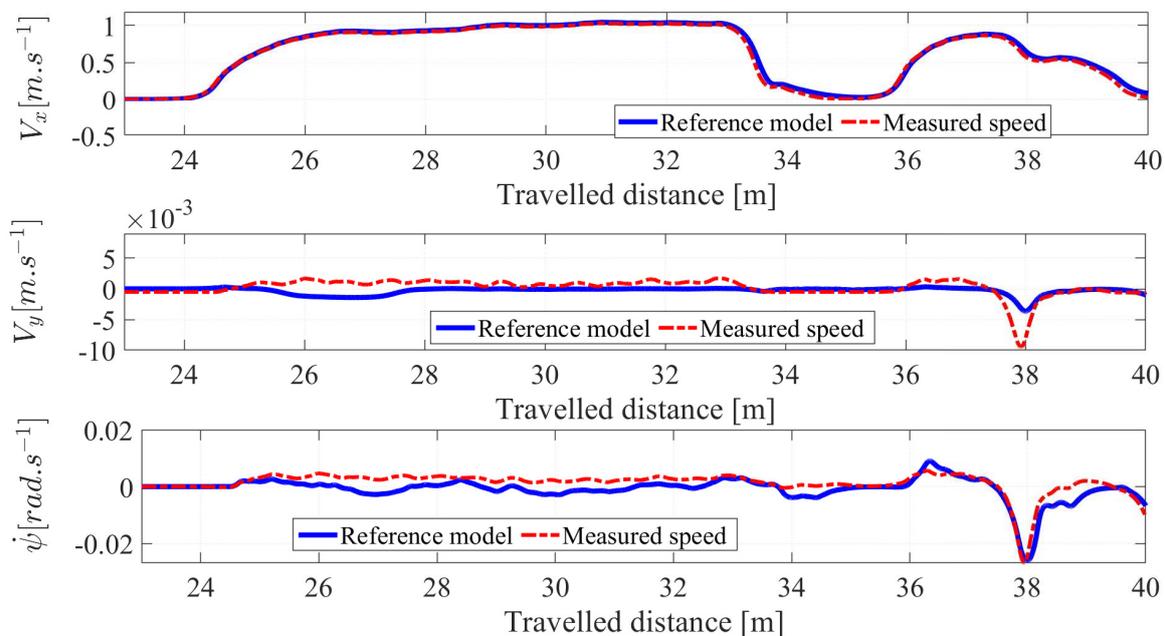


FIGURE 2.15 – Validation en boucle fermée du modèle de référence FRM par comparaison des vitesses longitudinales, latérales et de lacet mesurées par le simulateur et prédites par le modèle dans les situations de locomotion en ligne droite et en virage.

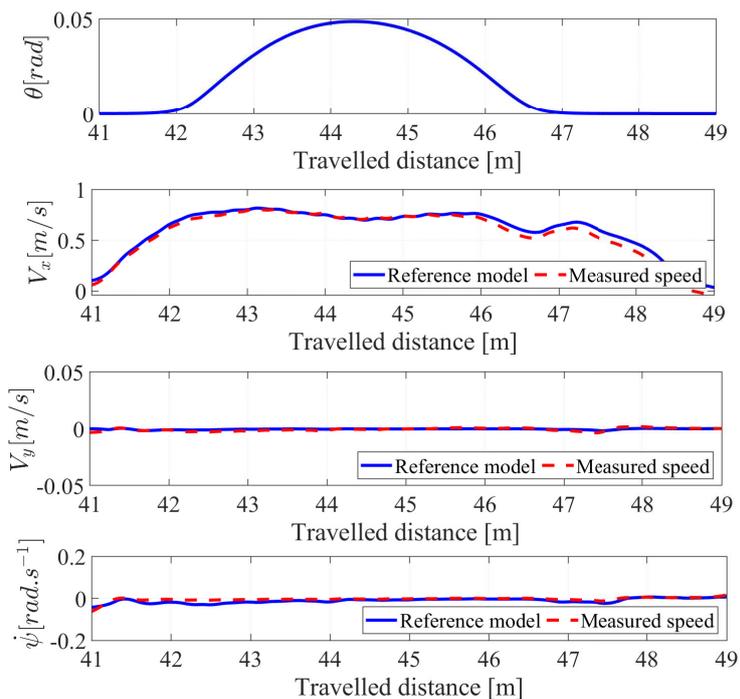


FIGURE 2.16 – Validation en boucle fermée du modèle de référence FRM par comparaison des vitesses longitudinales, latérales et de lacet mesurées par le simulateur et prédites par le modèle dans une situation de pente.

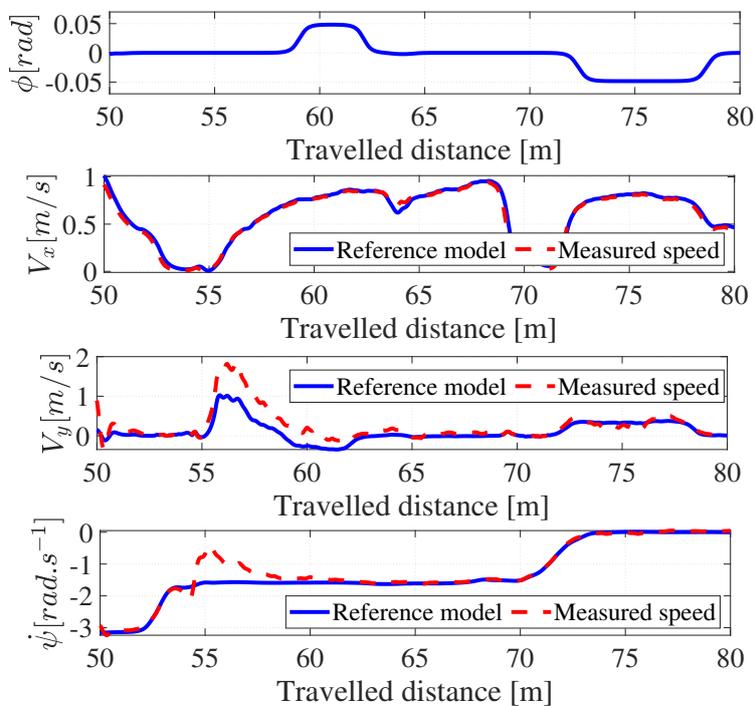


FIGURE 2.17 – Validation en boucle fermée du modèle de référence FRM par comparaison des vitesses longitudinales et latérales mesurées par le simulateur et prédites par le modèle dans une situation de dévers.

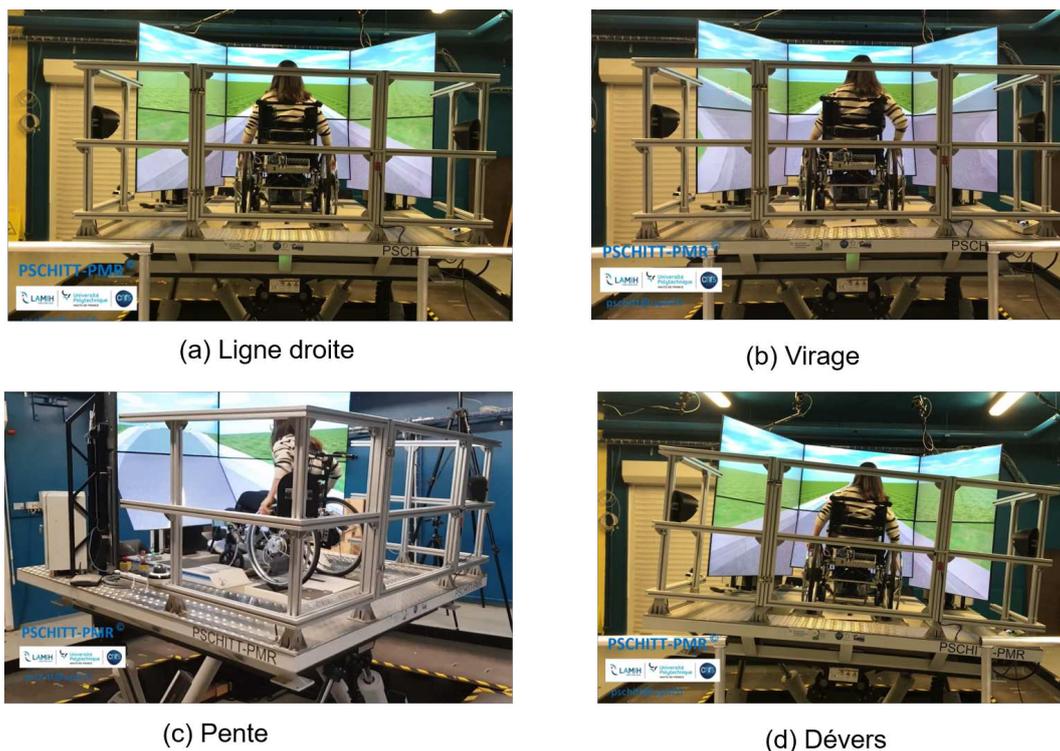


FIGURE 2.18 – Illustration de position de l'hexapode piloté par les prédictions $X, Y, Z, \phi, \theta, \psi$ du modèle de FRM.

2.6 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons développé un modèle de référence conçu pour être intégré dans une interface haptique et dynamique, afin de reproduire la dynamique de la locomotion d'un fauteuil roulant manuel (FRM) dans un simulateur. Ce modèle considère de manière couplée les déplacements en ligne droite, les virages, ainsi que les effets de la résistance au roulement et au pivotement. Il prend également en compte l'influence des pentes et des dévers, rendant ainsi la modélisation plus réaliste et représentative des conditions de déplacement réelles.

L'identification des paramètres du modèle a été réalisée à partir de mesures expérimentales, en utilisant la boîte à outils "Parameter Estimator" du logiciel SIMULINK. Cette approche a permis d'obtenir une bonne précision des prédictions. Le modèle validé a ensuite été intégré dans une interface haptique et vestibulaire du simulateur pour restituer fidèlement le comportement de la locomotion en FRM dans divers scénarios de déplacement.

La validation en boucle fermée, effectuée à travers plusieurs séries de tests expérimentaux, a démontré que le modèle reproduit avec précision le comportement du FRM sur différents scénarios de déplacement, tels que la ligne droite, les virages, pentes et dévers. Ces résultats soulignent la robustesse du modèle, capable de prendre en compte les non-linéarités à l'interaction des roues avec des surfaces variées, malgré les contraintes imposées par le comportement dynamique du FRM.

Dans le chapitre suivant, nous nous concentrerons sur la conception et l'implémentation d'un contrôleur haptique optimal qui permettra le simulateur de suivre avec précision les prédictions du modèle de référence.

Conception d'une interface de contrôle haptique pour simulateur de FRM

Contents

3.1	Introduction	84
3.2	Contributions	86
3.3	Modélisation fauteuil roulant-ergomètre	87
3.3.1	Modèle non linéaire du système FRM-banc à rouleaux	87
3.3.2	Identification du modèle FRM-ergomètre	88
3.3.2.1	Algorithme d'identification RLS	88
3.3.2.2	Validation expérimentale	89
3.4	Commande adaptative par modèle de référence basée sur une optimisation métaheuristique	91
3.4.1	Architecture de Contrôle basée sur MRAC	92
3.4.2	Algorithme Métaheuristique (Elephant Herding Optimization-EHO)	94
3.4.3	Validation expérimentale	95
3.5	Commande prédictive pour un système LPV	98
3.5.1	Modélisation et identification du modèle LPV	98
3.5.2	Commande MPC pour système LPV	102
3.5.3	Validation fonctionnelle	103
3.5.4	test-utilisateurs	106
3.5.4.1	Définition du cas d'utilisation	106
3.5.4.2	Participants	106
3.5.4.3	Procédure expérimentale	106
3.5.4.4	Évaluation subjective	107
3.5.4.5	Résultats et discussions	107
3.6	Commande floue linéaire à paramètres variants (LPV)	109
3.6.1	Modélisation sous forme Takagi-Sugeno (T-S)	111
3.6.1.1	Modèle polytopique de l'interaction de l'utilisateur-FRM-banc à rouleaux	111
3.6.1.2	Validation du modèle T-S sur le simulateur PSCHITT-PMR	112
3.6.2	Commande robuste LPV basée sur un modèle flou T-S	113
3.6.3	Validation fonctionnelle	117
3.6.4	Tests-Utilisateurs	120
3.6.4.1	Participants	120
3.6.4.2	Procédure Expérimentale	121
3.6.4.3	Analyse objective	121
3.6.4.4	Analyse subjective	125
3.7	Synthèse des trois approches de commandes	126
3.8	Conclusion	127

3.1 Introduction

Dans le chapitre précédent, nous avons abordé la modélisation, l'identification et la validation du modèle complet de référence du fauteuil roulant manuel. Les prédictions des trajectoires de ce modèle, incluant la cinématique au centre de masse et les vitesses des roues, alimentent respectivement l'hexapode et le banc à rouleaux. La problématique du contrôle de l'hexapode n'est pas traitée dans ce travail, car l'hexapode est équipé d'un contrôleur embarqué (PID) fourni par le fabricant. L'objectif de ce contrôleur est de suivre les trajectoires issues du modèle de référence $O_{FRM} = [X, Y, Z, \phi, \theta, \psi]^T$.

La propulsion en FRM sur un banc à rouleaux non piloté diffère significativement de la propulsion sur un sol réel à cause des frottements liés à l'interaction entre les roues du FRM et le banc à rouleaux, comme l'indiquent les études de référence [Chénier 2012, Bentaleb 2019, Ait Ghezala 2024]. Pour illustrer ce constat, la Figure 3.1 présente une comparaison entre la propulsion d'un fauteuil roulant sur le banc à rouleaux en mode libre (courbe rouge), la propulsion d'un fauteuil roulant manuel sur le sol réel (courbe noire), et les prédictions du modèle de FRM (courbe bleue). Les observations montrent que la courbe de vitesse de propulsion sur le simulateur sans contrôleur indique que le FRM subit moins de frottement pendant la phase de poussée et un frottement conséquent sans inertie pendant la phase de relâchement, contrairement à la propulsion sur le sol réel.

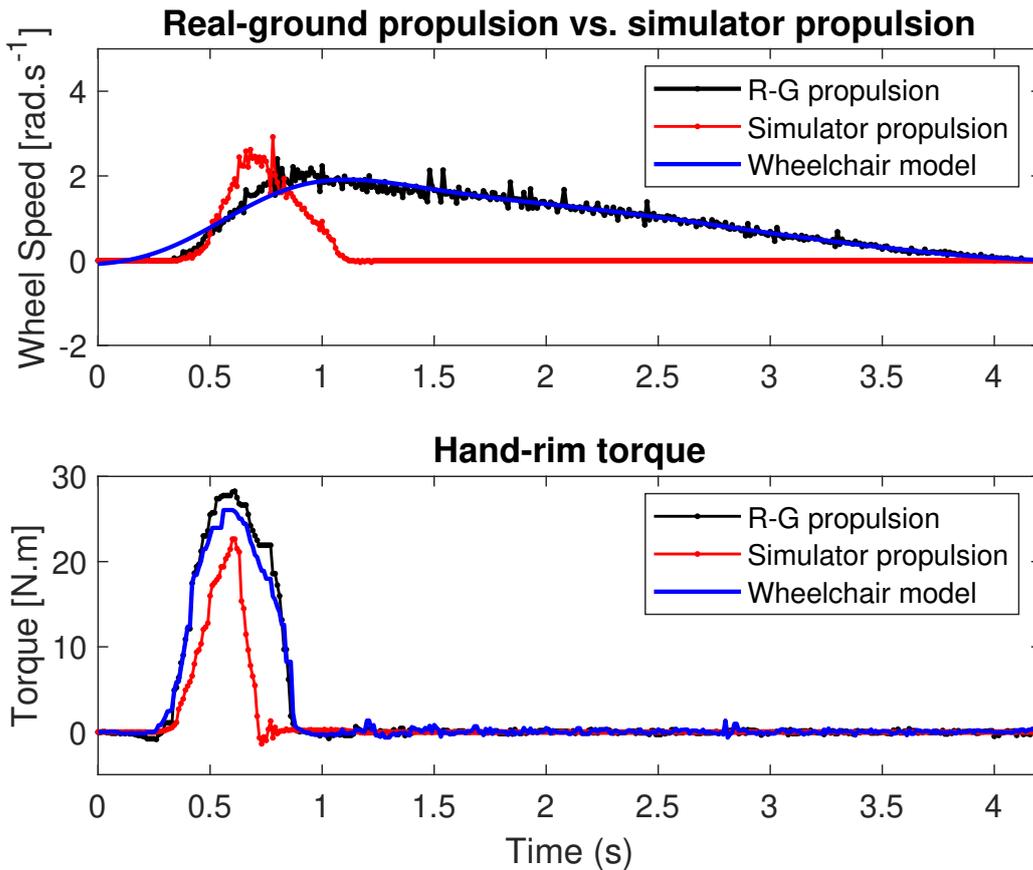


FIGURE 3.1 – Propulsion au sol vs. propulsion sur simulateur

Les défis se manifestent à plusieurs niveaux. Tout d'abord, lors de la phase de propulsion, le contact entre les roues du FRM et les rouleaux du banc à rouleaux engendre une résistance

minimale et une inertie considérable. En revanche, pendant la phase de relâchement, ce contact génère une résistance significative et une inertie réduite. De plus, les mouvements dynamiques de l'hexapode, tels que l'inclinaison en pente et en dévers, provoquent des frottements perturbateurs induits par la gravité entre les roues du fauteuil roulant manuel et les rouleaux du banc à rouleaux, modifiant ainsi la dynamique du système et impactant la biomécanique de cette double interaction.

L'environnement de locomotion réel présente des défis supplémentaires tels que des sols inégaux, des pentes transversales et des couloirs étroits, ce qui entraîne une propulsion en FRM non cyclique de l'utilisateur. Les interactions de l'utilisateur avec le FRM sont caractérisées par leur nature non linéaire et par des contraintes physiques, notamment la saturation du couple de commande ainsi que les limites en termes d'accélération et de vitesse permises par l'utilisateur. Ces caractéristiques nécessitent une exploration approfondie des interfaces de contrôle optimales en collaboration avec l'utilisateur. Il devient donc impératif de concevoir une architecture de commande permettant de piloter le simulateur de FRM afin de reproduire le comportement dynamique du modèle de référence, de générer des forces de frottement adaptées à divers scénarios de propulsion, et de rejeter de manière stable et robuste toutes les forces perturbatrices. La stabilité et la robustesse des simulateurs contrôlés, en tenant compte de l'interaction avec les utilisateurs, n'ont pas encore été largement explorées dans la littérature. Les schémas de contrôle intégrant les limitations physiques d'un système, les perturbations incertaines et le changement de masse se révèlent être les plus appropriés pour résoudre les problématiques liées au pilotage du simulateur.

Le choix de la méthode de contrôle pour commander le simulateur en interaction avec l'utilisateur doit être fait en fonction des caractéristiques spécifiques de la dynamique de cette interaction, ainsi que de la capacité du système de commande à forcer cette interaction à suivre les trajectoires du modèle de référence, tout en respectant les contraintes imposées par le système (Utilisateur+simulateur) et les performances imposées par la dynamique du modèle de référence.

Pour relever les défis liés à l'interaction dynamique entre l'utilisateur et le simulateur FRM, nous avons étudié deux types de modélisation : un modèle linéaire à paramètres invariants et un autre à paramètres variants dans le temps, chacun avec une stratégie de commande adaptée. Nous avons d'abord testé une commande adaptative MRAC (Model Reference Adaptive Control), optimisée par un algorithme métaheuristique, mais cette approche ne prend pas en compte les limites physiques du système (saturations en entrée/ couple et en sortie/vitesse). Ensuite, la commande prédictive MPC (Model Predictive Control) a été utilisée pour intégrer ces contraintes, bien que des tests aient révélé des faiblesses en termes de robustesse. Enfin, une commande optimale à paramètres variants basée sur le modèle Takagi-Sugeno a été mise en œuvre pour gérer les contraintes de saturation et améliorer la robustesse. Les principales contributions de ce chapitre sont résumées ci-dessous.

3.2 Contributions

1. Commande adaptative par modèle de référence (MRAC) :

Premièrement, nous avons mis en œuvre une approche de commande adaptative optimale par modèle de référence (MRAC) optimale, utilisant un algorithme d'optimisation méta-heuristique. Cette méthode ajuste en temps réel les paramètres de commande en fonction des variations des conditions dynamiques, ce qui renforce sa robustesse face aux incertitudes et aux perturbations non modélisées. Toutefois, bien que robuste, le MRAC optimal peut présenter des limitations en termes de précision de suivi des trajectoires complexes et ne prend pas en compte les contraintes de saturation sur l'entrée et la sortie du système.

2. Commande prédictive (MPC) :

Deuxièmement, en considérant un modèle à paramètres variants dans le temps, nous avons exploré l'utilisation de la commande prédictive (MPC) adaptée aux systèmes LPV. Cette approche anticipe efficacement les variations dynamiques et ajuste les forces de propulsion en temps réel. Le MPC pour systèmes LPV est particulièrement efficace pour minimiser les erreurs de trajectoire, gérer les changements de pente et les frictions. Cependant, cette méthode dépend de la précision du modèle et peut être sensible aux incertitudes, ce qui peut affecter sa robustesse, en plus d'exiger des temps de calcul importants.

3. Commande floue TS-LPV :

Troisièmement, nous avons formulé un modèle linéaire à paramètres variants dans le temps pour décrire le comportement du frottement de contact non linéaire entre l'utilisateur, le FRM et le banc à rouleaux. Cette approche permet de décrire le frottement de contact et de considérer les perturbations résultantes des non-linéarités et de les intégrer dans la boucle de contrôle. La forme floue LPV Takagi-Sugeno (T-S) est utilisée pour décrire le comportement du frottement de contact non linéaire entre l'utilisateur, le FRM et le banc à rouleaux. Les paramètres variants du modèle flou T-S sont estimés en temps réel à l'aide d'un algorithme d'identification par les moindres carrés récursifs (RLS). La conception d'un schéma de contrôle LPV basé sur le concept robuste de l'ensemble invariant H_∞ avec la théorie de la stabilité de Lyapunov, les contraintes de saturation des entrées de contrôle et les incertitudes de frottement liées aux changements de poids des utilisateurs sont traitées théoriquement, où les conditions de conception du contrôle sont obtenues en résolvant un problème d'optimisation sous forme matricielles linéaires (LMIs). La preuve de stabilité au sens de Lyapunov est démontrée pour montrer la stabilité et la robustesse du simulateur en interaction avec l'utilisateur.

Une validation expérimentale est réalisée avec des tests-utilisateurs impliquant 30 sujets sains habitués à l'utilisation d'un FRM manuel. Cette validation implique une évaluation objective et subjective pour comparer les trois approches. La Figure 3.2 illustre le schéma de l'organigramme du développement des trois approches pour objectif de piloter le simulateur avec les meilleures performances.

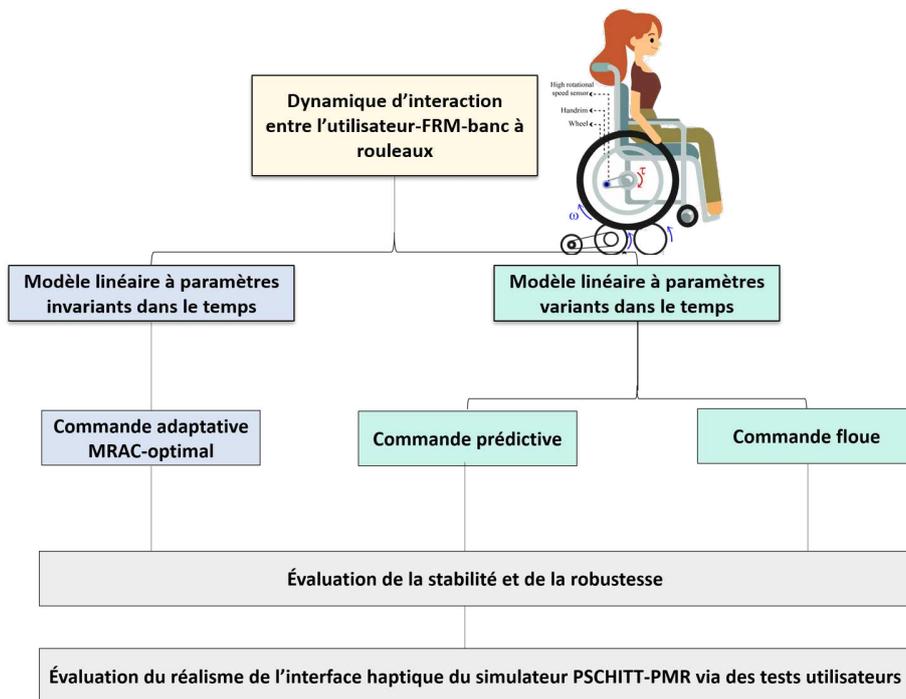


FIGURE 3.2 – Organigramme des approches de commandes utilisées pour le contrôle du banc à rouleaux du simulateur.

3.3 Modélisation fauteuil roulant-ergomètre

3.3.1 Modèle non linéaire du système FRM-banc à rouleaux

La caractérisation physique du frottement de contact (voir Figure 3.3) est complexe à quantifier en raison de sa nature non linéaire et incertaine. Lors de l'utilisation du simulateur, où l'utilisateur est assis sur le FRM (sur le simulateur), plusieurs facteurs contribuent au frottement. L'application du couple sur les mains courantes et le transfert de charge causé par les mouvements du buste de l'utilisateur sont des éléments cruciaux. Ces interactions compliquent l'évaluation précise du frottement de contact.

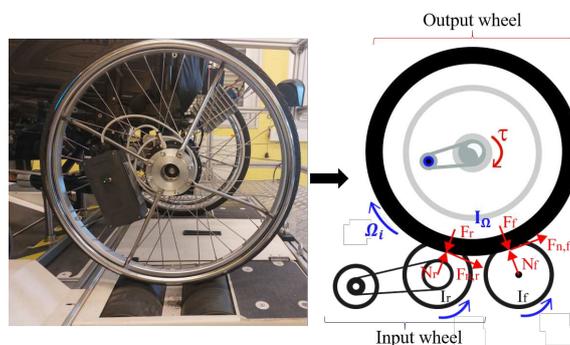


FIGURE 3.3 – Dynamique des forces exercées lors du contact entre le FRM et les rouleaux du banc à rouleaux.

Pour quantifier ce frottement, un modèle non linéaire a été proposé par [Bentaleb 2019].

$$\begin{cases} J_L \dot{\Omega}_L(t) + \mathcal{F}_L(\Theta_i, \Omega_L(t)) = R_t \text{sat}(\tau_L(t)) + \tau_{h_L}(t) \\ J_R \dot{\Omega}_R(t) + \mathcal{F}_R(\Theta_i, \Omega_R(t)) = R_t \text{sat}(\tau_R(t)) + \tau_{h_R}(t) \end{cases} \quad (3.1)$$

Les termes $\dot{\Omega}$ et Ω représentent l'accélération angulaire et la vitesse angulaire de la roue. τ_k et τ_h sont respectivement le couple de commande saturé du simulateur et le couple propulsif appliqué par l'humain sur la main courante. Le paramètre R_t désigne le rapport de réduction entre les roues du fauteuil roulant et les rouleaux du banc à rouleaux et est donné par :

$$R_t = \frac{r_{wheel}}{r_{roller}} \quad (3.2)$$

où r est le rayon de la roue/rouleau.

Le terme $\mathcal{F}(\dot{\Omega}_s)$ dans 3.1 est un modèle de friction continuellement différentiable. Le modèle proposé relie la vitesse angulaire de glissement de la roue, qui est en contact avec le rouleau, au couple de frictions via la relation statique suivante :

$$\begin{aligned} \mathcal{F}(\Omega) &= \gamma_1(\tanh(\gamma_2\Omega) - \tanh(\gamma_3\Omega)) \\ &+ \gamma_4 \tanh(\gamma_5\Omega) \\ &+ \gamma_6\Omega \end{aligned} \quad (3.3)$$

L'équation (3.3) formalise un modèle de friction non linéaire dépendant de la vitesse, intégrant les contributions des effets de Stribeck, de Coulomb et de dissipation visqueuse. Les différents termes de cette équation se décomposent comme suit :

- Le coefficient de friction statique peut être approximé par le terme $\gamma_1 + \gamma_4$;
- Le terme $(\tanh(\gamma_2\Omega) - \tanh(\gamma_3\Omega))$ représente l'effet de Stribeck où le coefficient de friction diminue à partir du coefficient de friction statique avec l'augmentation de la vitesse de glissement près de l'origine.
- La friction de Coulomb est présente en l'absence de dissipation visqueuse et est modélisée par le terme $\gamma_4 \tanh(\gamma_5\Omega)$.
- Un terme de dissipation visqueuse est donné par $\gamma_6\Omega$.

Ce modèle de frottement de contact est intéressant, car il permet de caractériser la nature du frottement rencontré. Toutefois, ce modèle n'est pas parfaitement représentatif. En effet, des termes d'incertitude sont inévitablement présents dans l'équation, lesquels doivent être pris en compte lors de la synthèse des stratégies de commande.

3.3.2 Identification du modèle FRM-ergomètre

3.3.2.1 Algorithme d'identification RLS

L'identification de l'interaction entre le fauteuil roulant et le banc à rouleaux, comme illustré dans la Figure 3.3, revêt une importance capitale pour la conception du système de contrôle. Dans cette optique, l'algorithme de Levenberg-Marquardt, reconnu pour sa robustesse et son efficacité dans la résolution de problèmes des moindres carrés non linéaires, a été choisi. Cet algorithme itératif vise à minimiser la somme des carrés des résidus entre les données expérimentales et les prédictions du modèle, en ajustant de manière optimale les paramètres du modèle. comme expliqué dans le Chapitre (2). L'algorithme de Levenberg-Marquardt est alors utilisé pour minimiser l'erreur quadratique moyenne entre les sorties du modèle et les données expérimentales, ajustant itérativement les valeurs des paramètres.

Le choix de l'algorithme de Levenberg-Marquardt présente plusieurs avantages significatifs pour l'identification des paramètres du modèle de FRM. Sa convergence rapide, sa robustesse et sa capacité à gérer des modèles multiparamétriques complexes en font un outil puissant. De plus, la possibilité d'imposer des contraintes sur les paramètres assure des valeurs réalistes et physiquement cohérentes. La Figure 3.4 illustre le processus d'identification hors ligne réalisé avec l'outil de « Estimation de paramètres » de Simulink [Gavin 2019].

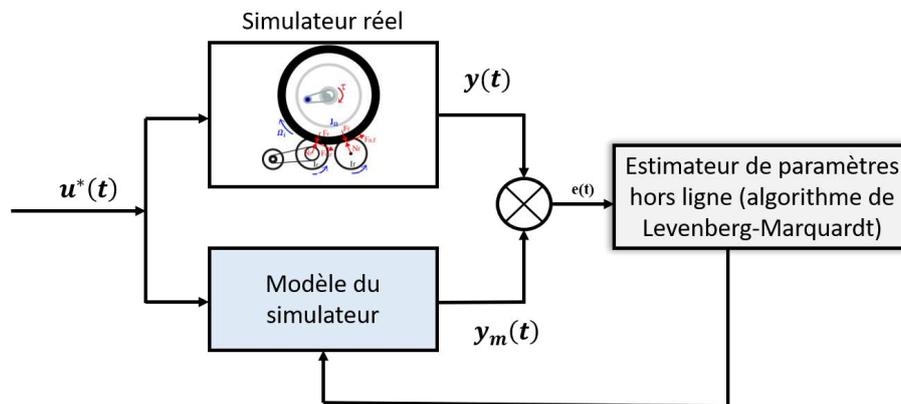


FIGURE 3.4 – Schéma descriptif du processus d'identification paramétrique de l'interaction utilisateur-FRM-banc à rouleaux.

3.3.2.2 Validation expérimentale

Pour identifier le modèle du couple de frottement de contact entre les roues et les rouleaux, une série de tests expérimentaux a été mise en place. Ces tests sont réalisés en choisissant un signal de couple d'entrée avec une amplitude variable entre $-5 Nm$ et $5 Nm$, ainsi qu'une fréquence variable. L'excitation du système est donc effectuée dans une large bande de fréquences susceptible de contenir la réponse temporelle du système. Ce type de signal permettra d'exciter la dynamique du frottement de contact (roues de FRM-rouleaux du banc à rouleaux) sur l'ensemble de sa plage de fonctionnement, conformément aux contraintes sur l'entrée en couple et la sortie en vitesse du système. Ensuite, différentes masses correspondant à des utilisateurs de fauteuils roulants manuels, de 40 à 100 kg, ont été prises en considération.

La Figure 3.5 montre les résultats d'estimation du modèle du couple de frottement de contact pour différentes masses rigides. En analysant les résultats d'identification présentés dans la Figure 3.5, il est clair que le profil de vitesse prédit par le modèle de frottement de contact est presque confondu avec la vitesse mesurée dans le banc à rouleaux du simulateur.

Weights	RMSE	NRMSE	R Value
40kg	0.9721	0.0489	0.9821
60kg	0.9655	0.0486	0.9827
80kg	1.0524	0.0529	0.9792

TABLE 3.1 – Comparaison des performances du modèle NL pour les différents poids de l'utilisateur.

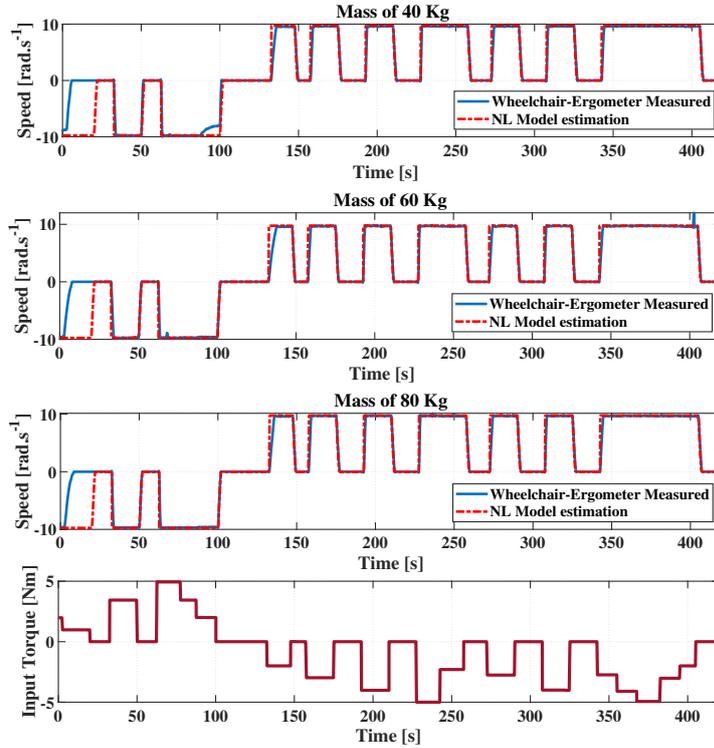


FIGURE 3.5 – Comparaison des résultats de l'identification du modèle non linéaire (FRM-Banc à rouleaux) avec les sorties de vitesse mesurées sur le système réel pour des masses de 40, 60 et 80 kg.

La précision du modèle (3.3) est évaluée à l'aide de trois indices de performance : l'erreur quadratique moyenne (RMSE), l'erreur quadratique moyenne normalisée (NRMSE) et le coefficient de corrélation (valeur R) (voir Tableau 3.1).

$$\begin{aligned}
 RMSE &= \sqrt{\frac{1}{N_{data}} \sum_{i=1}^{N_{data}} (x_i - x_{reel_i})^2} \\
 NRMSE &= \frac{RMSE}{\bar{x}_{reel}} \\
 R &= \frac{\sum_{i=1}^{N_{data}} [(x_i - \bar{x})(x_{reel_i} - \bar{x}_{reel})]}{\sqrt{\sum_{i=1}^{N_{data}} (x_i - \bar{x})^2 \sum_{i=1}^{N_{data}} (x_{reel_i} - \bar{x}_{reel})^2}}
 \end{aligned} \tag{3.4}$$

Ici, x_{reel_i} et N_{data} représentent respectivement la vitesse de sortie mesurée du simulateur et le nombre total de données (vitesse estimée et vitesse réelle).

Le Tableau 3.1 valide ces résultats en indiquant que le coefficient de corrélation ($R - Value$) entre les courbes de vitesse mesurées au banc à rouleaux et celles prédites par le modèle (3.3) se situe dans l'intervalle $[0.9792, 0.9827]$. La validation du modèle pour différentes masses met en évidence sa robustesse et sa fiabilité dans une plage de poids allant de 40, kg à 80, kg.

En analysant ces résultats, il apparaît que l'augmentation du poids accentue les charges appliquées sur le système, influençant ainsi les interactions mécaniques entre les surfaces de contact. Cette variation de charge contribue également à une amélioration progressive de la précision du modèle de frottement, avec une performance optimale enregistrée pour une masse de 60, kg, où le coefficient de corrélation atteint 0.9655. Cette amélioration reflète une meilleure modélisation des transitions entre les phases de glissement et de blocage, conduisant à une courbe de frottement plus lisse et régulière [Pennestrì 2016]. Le Tableau 3.2, présente les paramètres identifiés du modèle non linéaire (3.1)

TABLE 3.2 – Les paramètres du modèle NL du frottement de contact côtés gauche et droit pour la masse de 80 kg.

Paramètres	Gauche (80 kg)	Droit (80 kg)
\vec{J}	0.11	0.11
γ_1	3.59	3.73
γ_2	2.08	1.99
γ_3	1.67	185.97
γ_4	6×10^{-3}	6.5×10^{-3}
γ_5	0.017	1.37×10^{-2}
γ_6	3.26×10^{-4}	2.2×10^{-3}

Après avoir identifié et validé le modèle de frottement de contact, l'étape suivante consiste à concevoir un contrôleur haptique approprié pour la commande du banc à rouleaux.

3.4 Commande adaptative par modèle de référence basée sur une optimisation métaheuristique

La commande du système FRM-banc à rouleaux, en interaction directe avec l'utilisateur, présente des défis spécifiques liés à l'incertitude des paramètres et à la variabilité due au comportement non linéaire non mesuré du frottement de contact. Ces caractéristiques rendent difficile l'utilisation de contrôleurs classiques à paramètres constants, qui assurent une robustesse de stabilité bien définie grâce à des bornes fixes de gain. À l'inverse, les approches de contrôle adaptatif, comme le contrôle adaptatif basé sur le modèle de référence (Model Reference Adaptive Control, MRAC), permettent d'ajuster dynamiquement les gains pour répondre à ces variations. Cependant, des problématiques telles que les dynamiques non modélisées et le besoin d'une excitation suffisante limitent souvent l'adoption pratique de ces méthodes, malgré leur potentiel pour offrir des performances supérieures.

Dans cette section, nous développons une architecture de contrôle basée sur le principe du contrôle adaptatif par modèle de référence (MRAC), complétée par l'intégration d'un algorithme d'optimisation métaheuristique EHO (Elephant Herding Optimization) pour l'ajustement optimal des paramètres de la commande [Ait Ghezala 2022]. Le schéma de l'architecture de commande est illustré dans la figure 3.6.

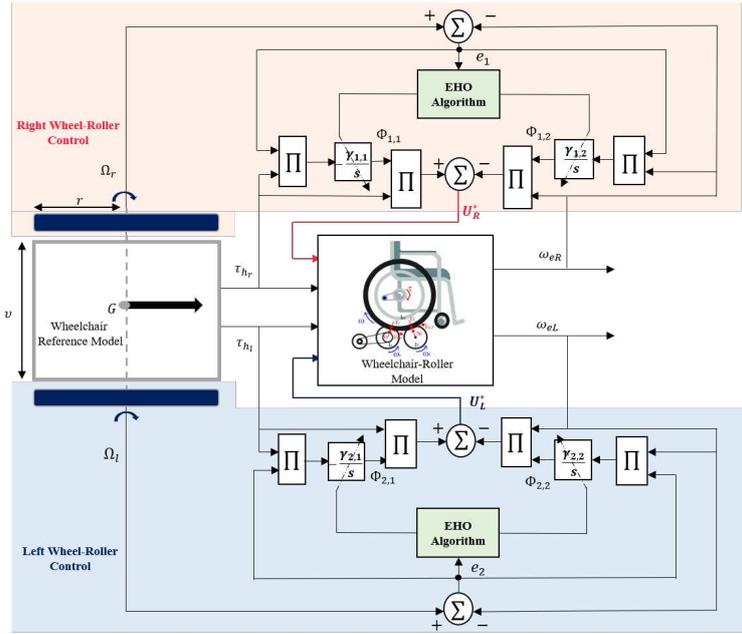


FIGURE 3.6 – Schéma de commande MRAC-EHO de l'interface haptique.

3.4.1 Architecture de Contrôle basée sur MRAC

L'objectif de la commande MRAC est d'ajuster les gains d'adaptation de la loi de commande, tout en tenant compte des incertitudes du système (interaction utilisateur-FRM-banc à rouleaux) afin de minimiser l'erreur de suivi entre le système et la trajectoire du modèle de référence [Nguyen 2018]. Le choix de la loi de commande a une influence directe sur les performances du système de contrôle. Pour répondre à cet objectif, la synthèse du contrôle est élaborée en s'appuyant sur la théorie de Lyapunov. Pour des raisons de simplicité, l'analyse de commande est réalisée uniquement sur un côté (côté gauche) du modèle utilisateur-roues-rouleaux (3.1) :

$$\dot{\Omega}(t) = -A_s\Omega(t) + B_sU^*(t) + d(t) \quad (3.5)$$

avec :

$$A_s = \frac{\gamma_6}{J}, B_s = \frac{R}{J}, d(t) = \tau_h - \mathcal{F}(\gamma_{1:5}, \Omega)$$

où $d(t)$ représente les perturbations et les incertitudes du modèle de frottement de contact.

Nous rappelons que dans cette application, l'objectif est que le modèle d'interaction (3.1) respecte les performances désirées telles qu'elles ont été spécifiées dans le modèle de référence :

$$\dot{\omega}(t) = -A\omega_i(t) + Br(t) \quad (3.6)$$

Tout d'abord, définissons un contrôleur idéal qui permet à Ω de suivre ω :

$$U^*(t) = \Phi_{r_i}(t)r(t) + \Phi_{\Omega_i}(t)\Omega(t) - d(t) \quad (3.7)$$

avec, $\Phi_{r_i}(t)$ et $\Phi_{\Omega_i}(t)$ sont les gains adaptatifs qui peuvent être calculés de manière itérative directement sans aucune information sur les paramètres du système.

Définissons les erreurs d'estimation des gains :

$$\begin{aligned} \tilde{\Phi}_{r_i}(t) &= \Phi_{r_i}(t) - \Phi_{r_i}^* \\ \tilde{\Phi}_{\Omega_i}(t) &= \Phi_{\Omega_i}(t) - \Phi_{\Omega_i}^* \end{aligned} \quad (3.8)$$

En substituant la commande dans le modèle roue-rouleau, nous obtenons :

$$\dot{\Omega}_i(t) = (-A_s + B_s \Phi_{\Omega_i}(t)) \Omega(t) + B_s \Phi_{r_i}(t) r(t) \quad (3.9)$$

puisque $\Phi_{r_i}(t) = \tilde{\Phi}_{r_i}(t) + \Phi_{r_i}^*$ et $\Phi_{\Omega_i}(t) = \tilde{\Phi}_{\Omega_i}(t) + \Phi_{\Omega_i}^*$, alors l'équation (3.9) devient :

$$\dot{\Omega}(t) = \left(-A_s + B_s \Phi_{\Omega_i}^* + B_s \tilde{\Phi}_{\Omega_i}(t) \right) \Omega(t) + \left(B_s \Phi_{r_i}^* + B_s \tilde{\Phi}_{r_i}(t) \right) r_i(t) \quad (3.10)$$

Nous posons l'erreur de suivi entre la vitesse du FRM sur le banc à rouleaux $\Omega(t)$ et la vitesse de la roue virtuelle $\omega(t)$, définie par $e(t) = \Omega_i(t) - \omega_i(t)$ et en écrivant $\omega(t) = \Omega(t) - e(t)$. La dynamique de l'erreur de suivi en boucle fermée est alors donnée par l'expression suivante :

$$\dot{e}(t) = \left(-A_s + B_s \Phi_{\Omega_i}^* + B_s \tilde{\Phi}_{\Omega_i}(t) \right) \Omega(t) + A(\Omega(t) - e(t)) + \left(B_s \Phi_{r_i}^* + B_s \tilde{\Phi}_{r_i}(t) \right) r_i(t) - Br(t) \quad (3.11)$$

Si $A = A_s - B_s \Phi_{\Omega_i}^*$ et $B = B_s \Phi_{r_i}^*$ dans l'expression de la dynamique de l'erreur (3.11), nous obtenons :

$$\dot{e} = -Ae + B_s \tilde{\Phi}_{\Omega_i}(t) \Omega_i(t) + B_s \tilde{\Phi}_{r_i}(t) r_i(t) \quad (3.12)$$

ensuite, nous définissons les lois adaptatives pour ajuster $\Phi_{\Omega}(t)$ et $\Phi_{r_i}(t)$ en effectuant une preuve de stabilité de Lyapunov comme suit :

proof. La fonction candidate de Lyapunov est choisie comme suit :

$$V(e, \Phi_r, \Phi_{\Omega}) = \frac{1}{2} e^2 + \frac{B_s}{2} \left(\frac{\tilde{\Phi}_{\Omega_i}^2}{\gamma_1} + \frac{\tilde{\Phi}_{r_i}^2}{\gamma_2} \right) \quad (3.13)$$

Où $\gamma_1 > 0$ et $\gamma_2 > 0$ sont les taux d'apprentissage pour $\Phi_{\Omega_i}(t)$ et $\Phi_{r_i}(t)$. En dérivant la fonction candidate de Lyapunov, nous obtenons :

$$\begin{aligned} \dot{V}(e, \Phi_r, \Phi_{\Omega}) &= e\dot{e} + \frac{B_s}{\gamma_1} \dot{\tilde{\Phi}}_{\Omega_i} \tilde{\Phi}_{\Omega_i} + \frac{B_s}{\gamma_2} \dot{\tilde{\Phi}}_{r_i} \tilde{\Phi}_{r_i} \\ &= -Ae^2 + \tilde{\Phi}_{r_i} \left(B_s e r_i + \frac{B_s}{\gamma_1} \dot{\tilde{\Phi}}_{r_i} \right) + \tilde{\Phi}_{\Omega_i} \left(-B_s e \Omega_i + \frac{B_s}{\gamma_2} \dot{\tilde{\Phi}}_{\Omega_i} \right) \end{aligned} \quad (3.14)$$

pour que $\dot{V}(e, \Phi_r, \Phi_{\Omega}) \leq 0$, les lois d'adaptation doivent être équivalentes à :

$$\begin{aligned} \dot{\tilde{\Phi}}_{r_i} &= -\gamma_1 e r_i \\ \dot{\tilde{\Phi}}_{\Omega_i} &= \gamma_2 e \Omega_i \end{aligned} \quad (3.15)$$

Puisque $\Phi_{r_i}^*$ et $\Phi_{\Omega_i}^*$ sont constants, alors :

$$\begin{aligned} \dot{\Phi}_{r_i} &= -\gamma_1 e r_i \\ \dot{\Phi}_{\Omega_i} &= \gamma_2 e \Omega_i \end{aligned} \quad (3.16)$$

Enfin, nous pouvons déduire que :

$$\dot{V}(e, \Phi_r, \Phi_{\Omega}) = -Ae^2 \leq 0 \quad (3.17)$$

Étant donné que la matrice A est définie positive, il s'ensuit que $\dot{V}(e, \Phi_r, \Phi_\Omega) \leq 0$. En outre, en calculant la dérivée seconde de V , on obtient les résultats présentés dans l'Annexe (A), le théorème A.1.1. Compte tenu des incertitudes sur les paramètres du système, $e(t)$, $\Phi_{r_i}(t)$ et $\Phi_{\Omega_i}(t)$ convergent vers des valeurs finies lorsque $t \rightarrow \infty$. Cela implique que le système est stable au sens de Lyapunov, mais ne présente pas de stabilité asymptotique. \square

Afin d'améliorer les performances du système de contrôle, nous introduisons un algorithme d'optimisation métaheuristique pour ajuster les taux d'apprentissage γ_1 et γ_2 , visant à optimiser les gains d'adaptation. Cet algorithme permet de rapprocher les taux d'apprentissage de leurs valeurs optimales, garantissant une meilleure stabilité et de meilleures performances. La Figure 3.6 illustre l'architecture de la commande (MRAC) avec un algorithme d'optimisation métaheuristique pour le calcul des gains adaptatifs.

3.4.2 Algorithme Métaheuristique (Elephant Herding Optimization-EHO)

Basé sur une nouvelle technique d'optimisation métaheuristique inspirée par l'algorithme génétique, l'EHO s'inspire du comportement des troupes d'éléphants dans la nature sous la direction des matriarches. L'EHO a montré de meilleures performances en termes de convergence globale dans les problèmes d'optimisation de systèmes complexes, comparé à d'autres algorithmes métaheuristicques [Wang 2015]. Pour résoudre le problème de réglage des paramètres des contrôleurs, l'EHO est principalement utilisé dans le domaine de l'énergie électrique, notamment pour résoudre les problèmes de gestion de l'énergie.

Le mécanisme de fonctionnement de l'algorithme Elephant Herding Optimization (EHO) est le suivant : les éléphants, connus pour leur nature sociale, forment des groupes constitués de plusieurs clans. Chaque clan est dirigé par une matriarche, tandis que les mâles deviennent solitaires en quittant leur groupe familial à maturité. Ce comportement social est modélisé à travers deux opérateurs : l'opérateur de mise à jour du clan et l'opérateur de séparation. Chaque éléphant actualise sa position en fonction de sa position actuelle et de celle de la matriarche du clan. Ensuite, l'éléphant le moins performant est remplacé par un nouvel éléphant via l'opérateur de séparation. Pour résoudre le problème d'optimisation, le critère de performance (Integral Time Absolute Error-ITAE) a été utilisé comme fonction objective,

$$\begin{aligned}
 J &= \int_0^{\infty} t |\Omega_i - \omega_i| dt \\
 &\text{st.} \\
 0 &\leq \gamma_{1i,r} \leq \gamma_{1max} \\
 0 &\leq \gamma_{2i,r} \leq \gamma_{2max}
 \end{aligned} \tag{3.18}$$

Pour résoudre le problème d'optimisation (3.18), l'algorithme illustré à la Figure 3.7 est utilisé :

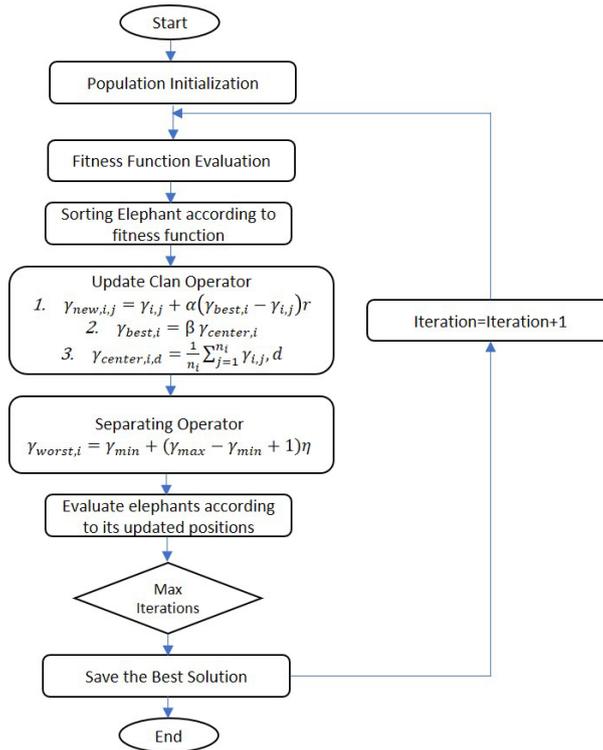


FIGURE 3.7 – Algorithme d’optimisation métaheuristique basé sur le comportement des éléphants EHO.

3.4.3 Validation expérimentale

Dans cette étude, nous avons analysé les performances du système roue-rouleau dans deux scénarios de déplacement. Les résultats de ces tests sont illustrés dans les figures suivantes :

— **Déplacement en ligne droite suivi d’un virage :**

La Figure 3.8 présente l’évolution de la vitesse du système roue-rouleau (courbe rouge) et de la vitesse de référence (courbe bleue) en fonction de la trajectoire parcourue. Il est observé que la vitesse du système suit globalement la trajectoire de référence, bien qu’une erreur statique significative soit constatée. Par ailleurs, un phénomène de *chattering* est identifié, en particulier durant les transitions entre la ligne droite et le virage, traduisant une instabilité transitoire dans la réponse du système.

— **Déplacement sur une pente :**

La Figure 3.9 illustre des résultats comparables, où la vitesse du simulateur parvient à suivre la trajectoire de référence tout en présentant une erreur statique notable. De plus, un *chattering* marqué est observé, principalement lors des phases initiales de la pente et des transitions vers une surface plane, indiquant des oscillations rapides et indésirables dans le comportement du système.

Les résultats indiquent que, bien que le système roue-rouleau soit capable de suivre la trajectoire de référence, des améliorations sont nécessaires pour accroître la précision et la stabilité du suivi. L’erreur statique observée peut être attribuée au couple exercé et au contact de la main sur la main courante. Cette pression sur la main courante varie en fonction des conditions de déplacement. En particulier, lors des virages et des transitions sur une pente. Cela suggère que l’utilisateur applique une force accrue pour maintenir la stabilité, ce qui amplifie l’effet de *Shattering*. Le terme $\Phi_{re} r(t)$ ayant un effet de feedforward dans la commande $U^*(t)$, une amplitude

importante du paramètre Φ_r a tendance à rendre la commande $U^*(t)$ trop agressive comme le montre la Figure 3.10 pour une propulsion en ligne droite et la Figure 3.11 pour une propulsion sur une pente. L'utilisation de méthodes de contrôle avancées, telles que le contrôle prédictif, pourrait améliorer les performances de la commande en boucle fermée du simulateur de FRM.

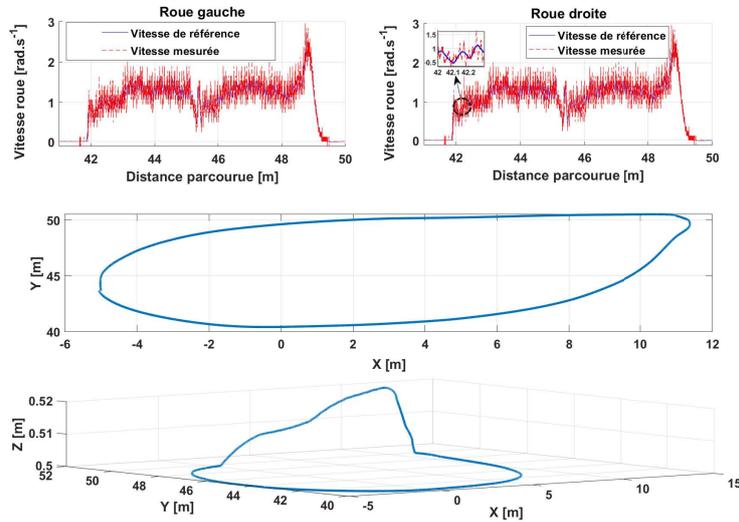


FIGURE 3.8 – Résultats de suivi du simulateur : Vitesse du système roue-rouleau (courbe rouge) et vitesse de référence (courbe bleue) en fonction de la trajectoire parcourue, avec illustration de la trajectoire prise par l'utilisateur (sol plat).

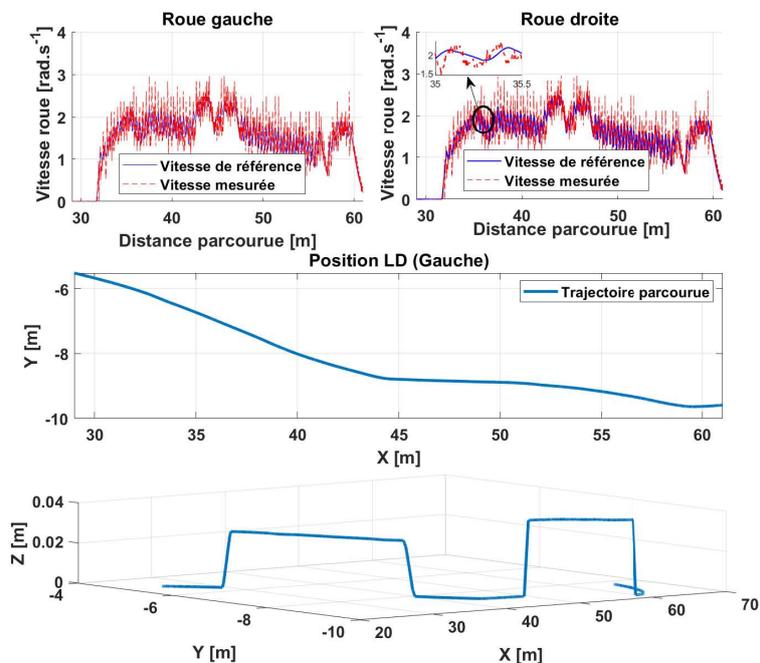


FIGURE 3.9 – Résultats de suivi du simulateur : Vitesse du système roue-rouleau (courbe rouge) et vitesse de référence (courbe bleue) en fonction de la trajectoire parcourue, avec illustration de la trajectoire prise par l'utilisateur (sol avec pente).

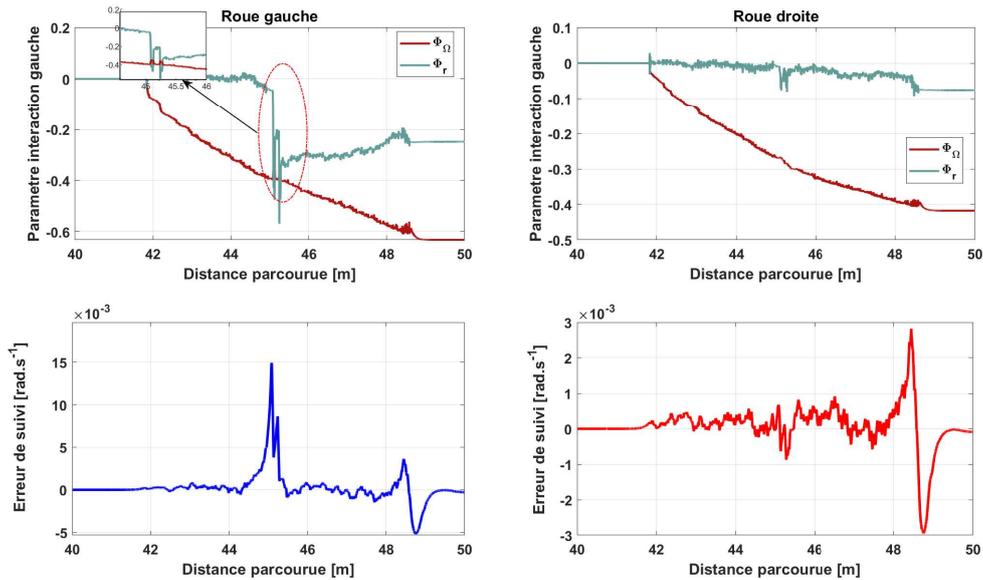


FIGURE 3.10 – Dynamique du gain adaptatif (graphique supérieur) et erreurs de suivi (graphique inférieur) pour chaque système roue-roue sur un sol plat.

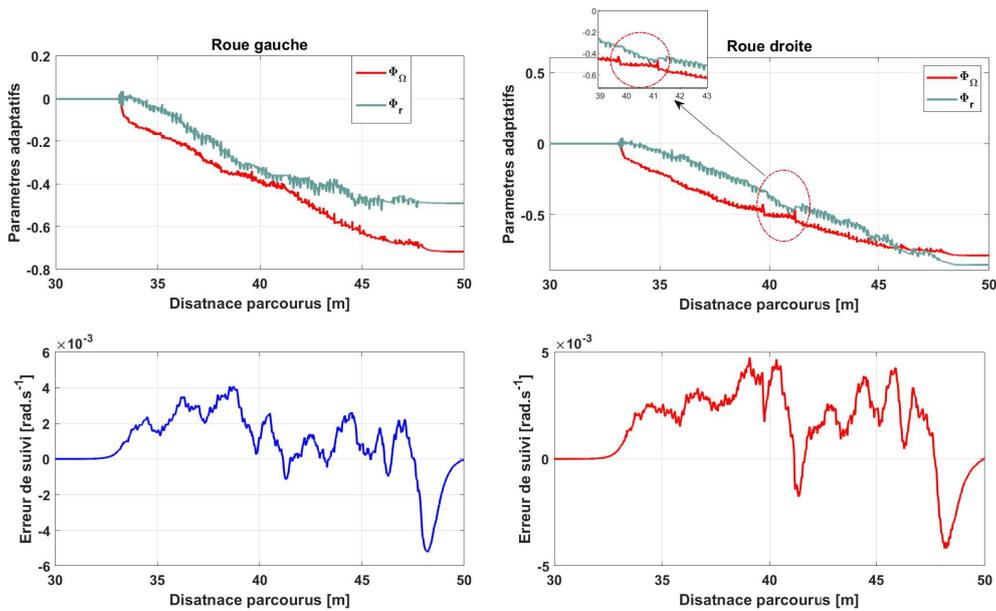


FIGURE 3.11 – Dynamique du gain adaptatif (graphique supérieur) et erreurs de suivi (graphique inférieur) pour chaque système roue-roue sur un sol en pente.

Les résultats de cette étude montrent que, dans les deux scénarios de déplacement testés (ligne droite suivie d'un virage et déplacement sur une pente), l'interaction utilisateur-FRM-banc à rouleaux est marquée par un chattering significatif dans le paramètre adaptatif Φ_r , particulièrement observé lors des phases de transition (voir Figures 3.10 et 3.11). Ces observations montrent la nécessité d'améliorer les réglages de contrôle et la gestion des transitions afin d'optimiser les performances du système en boucle fermée. Une telle optimisation permettrait de réduire le chattering et l'erreur statique, tout en augmentant la précision du suivi de trajectoire. De plus,

une limitation importante de la commande MRAC réside dans son incapacité à intégrer explicitement les contraintes physiques du banc à rouleaux, telles que les saturations de couple ou de vitesse. Cette omission peut entraîner une détérioration des performances ou une instabilité du système. Par conséquent, il apparaît intuitif d'incorporer ces contraintes directement dans l'algorithme de commande.

En ce sens, la commande prédictive basée sur le modèle (*Model Predictive Control*, MPC) pourrait constituer une approche prometteuse. En prenant en compte les contraintes du système et en optimisant les performances à chaque instant.

3.5 Commande prédictive pour un système LPV

Dans cette section, nous détaillons la conception du schéma de contrôle prédictif (MPC) adapté aux systèmes linéaires à paramètres variants (LPV) pour la conception du contrôleur haptique. Ce contrôleur est basé sur un modèle LPV de l'interaction entre l'utilisateur-FRM-banc à rouleaux du simulateur. En utilisant une estimation en ligne des paramètres du système. L'avantage principal de la commande MPC par rapport à la commande MRAC réside dans sa capacité à traiter efficacement les non-linéarités et les variations du frottement de contact entre les roues du fauteuil roulant et les rouleaux du simulateur, même lors des transitions entre différentes situations de locomotion telles que le passage du sol plat à une pente. Un autre avantage de la commande MPC est que l'algorithme prend naturellement en compte les contraintes de saturation d'entrée-sortie du banc à rouleaux, ce qui permet d'assurer le suivi de la référence tout en respectant ces contraintes [Ait Ghezala 2023a]. Le schéma décrivant l'architecture de contrôle du simulateur, basée sur une approche MPC-LPV, est présenté dans la Figure 3.12.

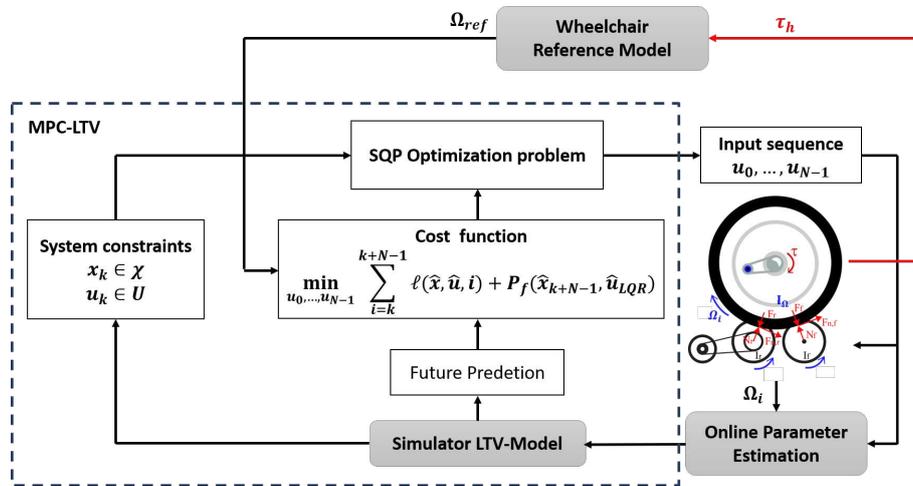


FIGURE 3.12 – Architecture de contrôle du simulateur basée sur une approche MPC-LPV.

La stabilité de l'interface haptique du simulateur est démontrée à l'aide de la stabilité de Lyapunov. Enfin, la performance et l'efficacité de l'interface haptique proposée sont évaluées à travers des tests expérimentaux avec des utilisateurs, en utilisant des scénarios de locomotion standardisés.

3.5.1 Modélisation et identification du modèle LPV

Un modèle non linéaire et incertain peut être intégré dans un schéma de commande MPC. Toutefois, le problème d'optimisation devient gourmand en temps de calcul et les performances du

contrôleur pourraient être diminuées. Pour cette raison, un modèle LPV basé sur l'identification en ligne peut successivement estimer le frottement de contact non linéaire entre les roues du FRM et les rouleaux du simulateur. Nous rappelons la forme générale du modèle d'interaction entre Utilisateur-FRM-banc à rouleau qui s'écrit comme suit :

$$\begin{cases} J_L \dot{\Omega}_L(t) - \mathcal{F}_L(\Theta_i, \Omega_L(t)) = R_t \text{sat}(\tau_L(t)) + \tau_{h_L}(t) \\ J_R \dot{\Omega}_R(t) - \mathcal{F}_R(\Theta_i, \Omega_R(t)) = R_t \text{sat}(\tau_R(t)) + \tau_{h_R}(t) \end{cases} \quad (3.19)$$

Par la suite, nous supposons que le frottement de contact peut être paramétrisé linéairement comme une relation affine entre $\mathcal{F}_i(t) \in \mathbb{R}_n$ et $\Omega_i \in \mathbb{R}_p$, et qu'aucun glissement n'existe pendant le mouvement des rouleaux :

$$\mathcal{F}_i(t) = \Theta_1(t) \Omega_{L,R}(t) + \Theta_2(t) \quad (3.20)$$

Ici, $\Theta_1(t)$ et $\Theta_2(t)$ sont des paramètres inconnus variants dans le temps. $\Theta(t) = [\Theta_1(t), \Theta_2(t)]^T$ peut être déterminé en temps réel en utilisant les paires de données mesurées $(\tau_{L,R}, \Omega_i)$, $i = 1, 2, \dots, N_r$. Pour estimer les paramètres inconnus variants dans le temps dans l'équation (3.20), un algorithme d'identification en ligne récursif par moindres carrés (RLS) est considéré [Brosch 2020]. L'utilisation d'un algorithme d'identification en ligne permet non seulement d'estimer la dynamique du frottement de contact en temps réel, mais garantit également une linéarisation successive du modèle non linéaire autour des points de fonctionnement actuels à chaque pas de temps d'échantillonnage, sans introduire d'algorithme récursif dans le schéma d'optimisation MPC.

L'algorithme RLS est largement documenté dans la littérature. Dans cette étude, nous avons employé l'outil d'identification des systèmes de MATLAB pour implémenter notre approche. L'algorithme d'identification en ligne est décrit ci-dessous :

Algorithme 2 Algorithme d'identification en ligne des moindres carrés récursifs (RLS).

Input: $\lambda, \Omega(i), \mathcal{N}(i), N_r$

Output: $\hat{\Theta}(n)$

Input: $P(0), \hat{\Theta}(0)$

```

11 for chaque pas de temps  $n$  do
12   Calculer  $\Phi(n)$  :
       $\Phi(n) = \lambda\Phi(n-1) + \Omega(n)^T\Omega(n)$ 
      Calculer  $Z(n)$  :
       $Z(n) = \lambda Z(n-1) + \Omega(n)\mathcal{N}(n)$ 
      Mettre à jour  $P(n)$  en utilisant le lemme d'inversion de matrice :
       $P(n) = \lambda^{-1}P(n-1) - \lambda^{-1}P(n-1)\Omega(n)[1 + \Omega^T(n)\lambda^{-1}P(n-1)\Omega(n)]^{-1}\Omega^T(n)P(n-1)$ 
      Calculer  $\mathcal{L}(n)$  :
       $\mathcal{L}(n) = \frac{\lambda^{-1}P(n-1)\Omega(n)}{1 + \Omega^T(n)\lambda^{-1}P(n-1)\Omega(n)}$ 
13   Mettre à jour  $\hat{\Theta}(n)$  :
       $\hat{\Theta}(n) = \hat{\Theta}(n-1) + \mathcal{L}(n)[\mathcal{N}(n) - \Omega^T(n)\hat{\Theta}(n-1)]$ 
14 end
15 return  $\hat{\Theta}(n)$ 

```

Les résultats de l'estimation du modèle LPV pour différentes masses sont présentés dans la Figure 3.13 et sont comparés aux résultats du modèle non linéaire.

Pour évaluer l'exactitude du modèle LPV, nous avons d'abord excité le modèle LPV simultanément avec le modèle non linéaire en utilisant le même signal d'excitation. Par la suite, la

robustesse du modèle LPV a été testée face aux variations de masse et de frottement de contact, évaluées à l'aide de trois indices de performance : l'erreur quadratique moyenne (RMSE), l'erreur quadratique moyenne normalisée (NRMSE) et le coefficient de corrélation (valeur R) (voir équation 3.21).

$$\begin{aligned}
 \text{RMSE} &= \sqrt{\frac{1}{N_{\text{data}}} \sum_{i=1}^{N_{\text{data}}} (x_i - x_{\text{réel}_i})^2}, \\
 \text{NRMSE} &= \frac{\text{RMSE}}{\bar{x}_{\text{réel}}}, \\
 R &= \frac{\sum_{i=1}^{N_{\text{data}}} [(x_i - \bar{x})(x_{\text{réel}_i} - \bar{x}_{\text{réel}})]}{\sqrt{\sum_{i=1}^{N_{\text{data}}} (x_i - \bar{x})^2 \sum_{i=1}^{N_{\text{data}}} (x_{\text{réel}_i} - \bar{x}_{\text{réel}})^2}},
 \end{aligned} \tag{3.21}$$

où $x_{\text{réel}_i}$ et N_{data} représentent respectivement la vitesse de sortie mesurée du simulateur et le nombre total de données (vitesse estimée et vitesse réelle). À partir des résultats présentés dans le Tableau 3.3, il est observé que les modèles LPV et le modèle non-linéaire démontrent des performances comparables en termes d'indicateur RMSE, NRMSE et R Value pour chaque poids étudié. De légères variations observées dans les valeurs de RMSE et NRMSE entre les deux modèles suggèrent des différences dans leur capacité respective à prédire avec précision l'interaction Utilisateur-FRM et FRM ergomètre en fonction de la masse de 40 à 80 kg. Les valeurs élevées de R Value, se rapprochant de 1, indiquent une bonne capacité des deux modèles à reproduire précisément les résultats expérimentaux relatifs à la friction de contact pour les différentes masses testés. Ces résultats indiquent que le modèle LPV est capable de reproduire fidèlement les performances du modèle non-linéaire pour ces conditions d'essais.

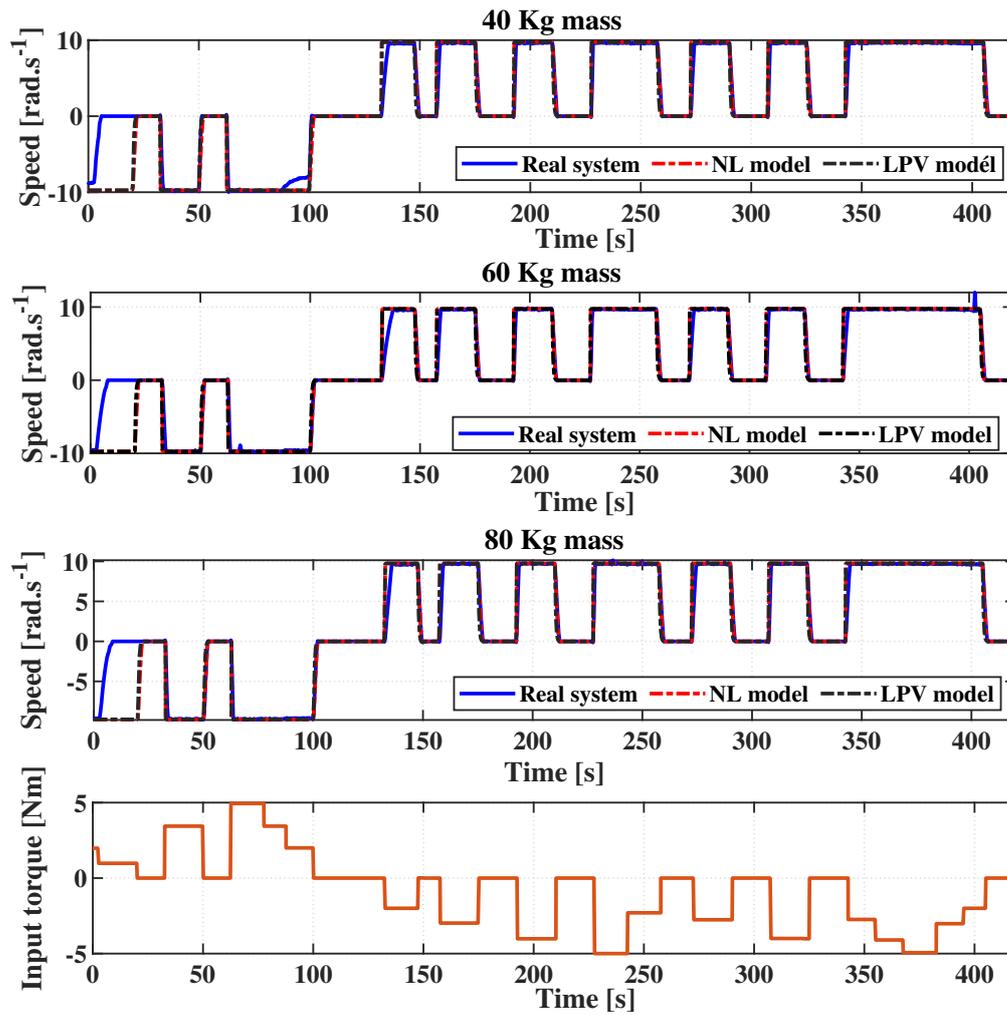


FIGURE 3.13 – Résultats de la validation expérimentale du modèle LPV (courbe noire) par rapport à la sortie du simulateur (courbe bleue), en réponse au signal d'excitation (courbe orange).

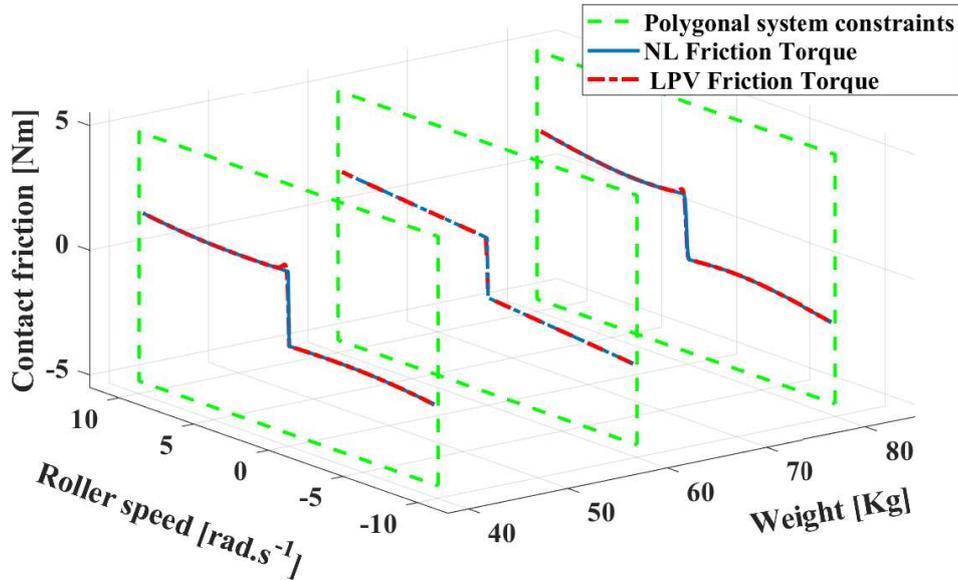


FIGURE 3.14 – Allure de frottement de contact du modèle LPV pour les différents poids (courbe en rouge pointillée) en comparaison avec le résultat l'allure du comportement du modèle non linéaire (courbe bleue). La ligne en pointillés verts représente le polygone des contraintes d'entrée et de sortie du simulateur.

Poids	Modèle LPV			Modèle non linéaire		
	RMSE	NRMSE	R Value	RMSE	NRMSE	R Value
40kg	0.9689	0.0487	0.9823	0.9721	0.0489	0.9821
60kg	0.9623	0.0484	0.9828	0.9655	0.0486	0.9827
80kg	1.0494	0.0528	0.9794	1.0524	0.0529	0.9792

TABLE 3.3 – Évaluation de la réponse du modèle de simulateur basé sur le modèle de frottement de contact LPV contre l'effet de la variation de la masse, les variations de frottement de contact en utilisant les indicateurs statistiques RMSE, NRMSE, R Value.

Afin de comparer l'allure du frottement de contact prédite par le modèle LPV à celle prédite par le modèle non linéaire, une analyse graphique a été réalisée (voir la Figure 3.3). Les résultats démontrent que le modèle LPV reproduit fidèlement le comportement observé avec le modèle non linéaire. De plus, l'estimation en ligne du modèle LPV montre une adaptation efficace aux variations de masse, ce qui confirme sa robustesse.

3.5.2 Commande MPC pour système LPV

Pour implémenter l'algorithme de contrôle LPV-MPC, nous considérons le modèle d'interaction du simulateur comme suit :

$$\begin{cases} \Omega(k+1) = \Omega(k) \left(1 + T_e \frac{\Theta_1(k)}{I}\right) + \frac{T_e}{I} \tau(k) + \mathcal{W}(k), \\ \mathcal{W}(k) = \frac{T_e}{I} (\Theta_2(k) + \tau_h(k)), \\ y(k) = \Omega(k), \end{cases} \quad (3.22)$$

où la variable à optimiser est le couple moteur du banc à rouleaux $u(k) = \tau(k)$, la variable $y(k) = \Omega(k)$ désigne la sortie du simulateur FRM, qui correspond à la vitesse de la roue du

FRM, et $\mathcal{W}(k)$ est une perturbation connue. Ainsi, le problème d'optimisation à résoudre est décrit comme suit :

$$\mathcal{V}(\Omega(k)) = \min_{U_k} \left\{ \sum_{i=0}^N \|Q(\Omega(k+i) - \Omega_{\text{Ref}}(k+i))\|_2^2 + \sum_{i=0}^{N-1} \|Ru(k+i)\|_2^2 \right\} \quad (3.23a)$$

$$\begin{aligned} \text{s.t. } \quad & \Omega(i+1) = A_k(\Theta_k)\Omega(i) + Bu(i) + \mathcal{W}(i), \quad i = k, \dots, N-1, \\ & \tau_{\min} \leq u(i) \leq \tau_{\max}, \quad i = k, \dots, k+N-1, \\ & \Omega_{\min} \leq \Omega(i) \leq \Omega_{\max}, \quad i = k, \dots, k+N, \\ & \Omega(k) = \Omega_0, \end{aligned} \quad (3.23b)$$

$$\begin{aligned} & \|Q(\Omega^*(k+N-1) - \Omega_{\text{Ref}}^*(k+N-1))\|_2^2 \\ & + \|Ru^*(k+N-1)\|_2^2 \leq \varepsilon, \end{aligned} \quad (3.23c)$$

Il convient de noter que la contrainte (3.23c) est la condition de stabilité, telle que ε est définie à partir de la proposition (2), [Borrelli 2017]. Une fois le problème d'optimisation (3.23a) résolu, la séquence de contrôle optimale $U^*(k) = [u_k^*(k), \dots, u_k^*(k+N-1)]$ qui satisfait les contraintes de contrôle, d'état et terminales est déterminée et seul le premier élément $u(k, \hat{x}(k)) = u_k^*(k)$ de U_k^* (couple optimal de l'ergomètre) est appliqué pour contrôler le banc à rouleaux du simulateur.

3.5.3 Validation fonctionnelle

Dans cette section, nous présentons la validation fonctionnelle et l'évaluation tests-utilisateur du contrôleur intégré dans l'interface haptique en utilisant le simulateur PSCHITT-PMR. La validation fonctionnelle implique la définition d'un scénario de locomotion composé de situations couramment rencontrées par les utilisateurs. Ce scénario inclut un déplacement en ligne droite, en virage en pente et en dévers.

Afin d'implémenter le contrôleur haptique LPV-MPC, les paramètres suivants sont considérés : $A(k) \in [0.1175, 4.81]$, $K = -14.4$, $\Theta_2 \in [-1.9666, 1.5336]$, $\|\Omega(i)\| \leq 9.97 [\text{rad.s}^{-1}]$ et $\|U_k\| \leq 5 [\text{Nm}]$. Il convient également de noter que le contrôleur est implémenté en temps réel sur SIMULINK et que le problème d'optimisation a été résolu à l'aide de l'environnement YALMIP [Lofberg 2004].

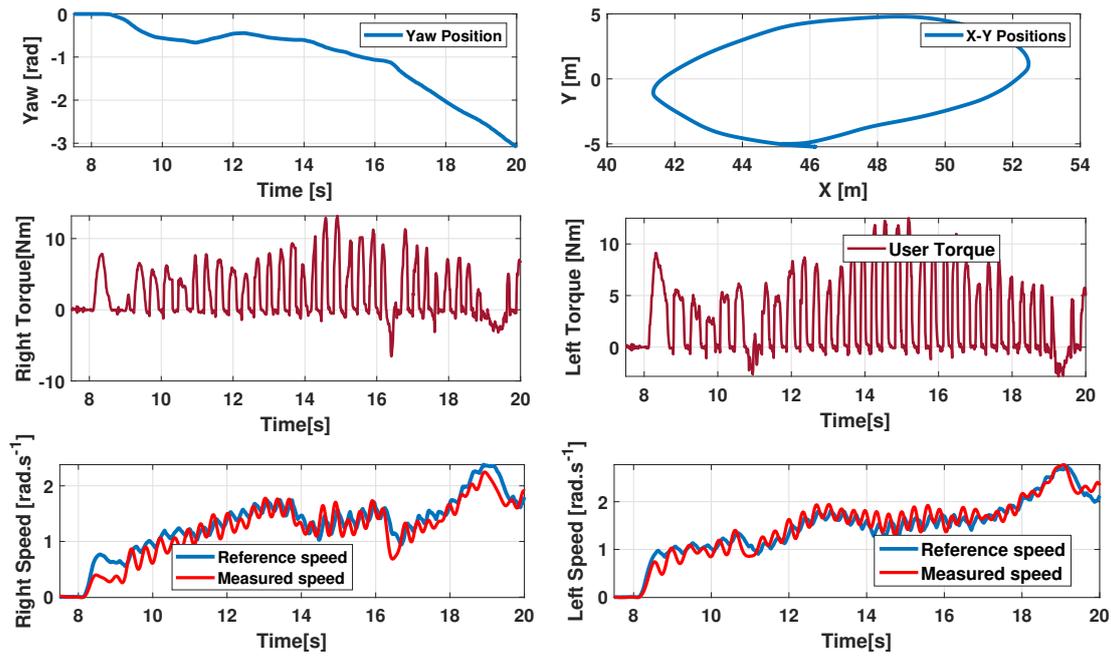


FIGURE 3.15 – Validation expérimentale de l'interface haptique pour le scénario de ligne droite et de virage.

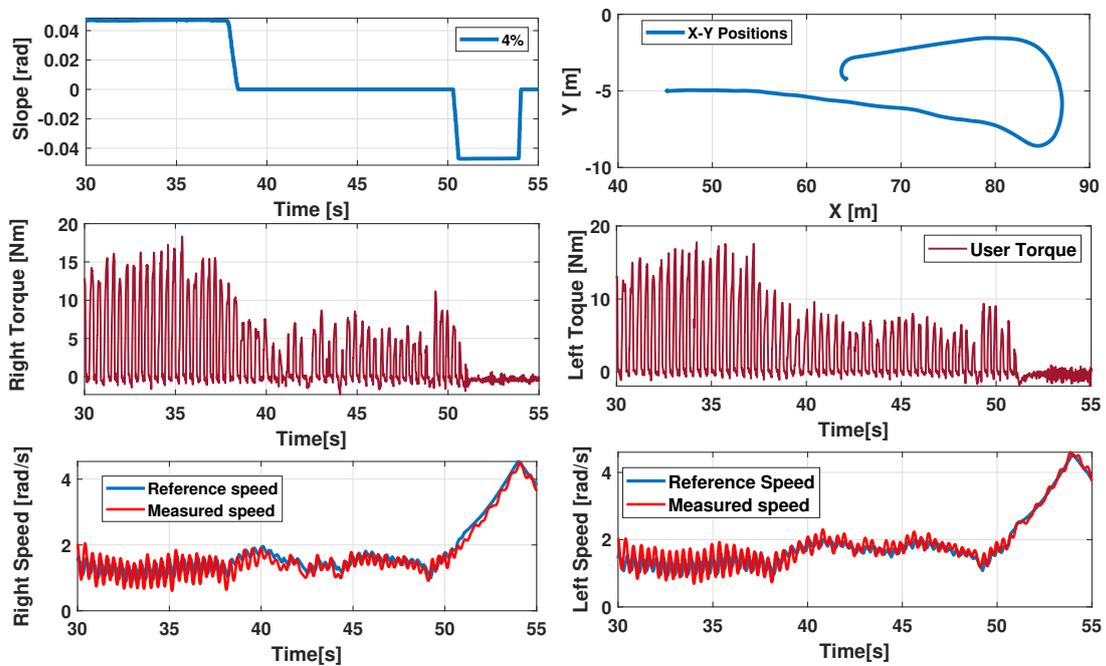


FIGURE 3.16 – Validation expérimentale de l'interface haptique pour le scénario de locomotion pour les pentes de 2 – 4%.

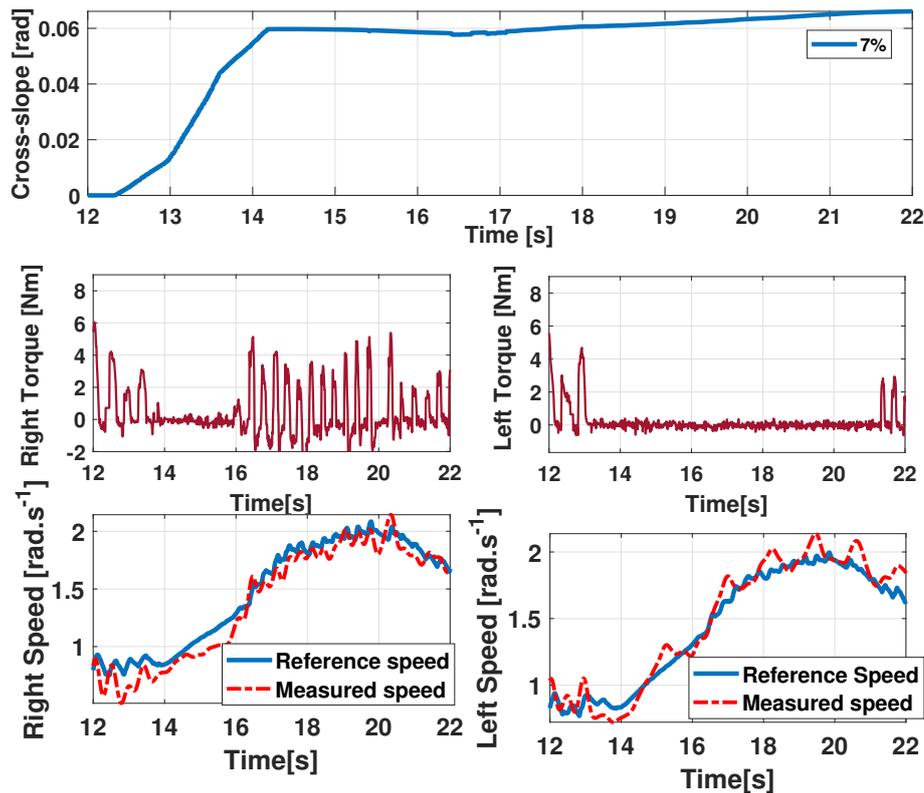


FIGURE 3.17 – Validation expérimentale de l'interface haptique pour le scénario de locomotion pour une cross-pente de 7%.

La Figure 3.15 présente les résultats expérimentaux du déplacement sur une trajectoire en courbe sur un sol plat. Les figures du haut montrent le trajet réalisé par l'utilisateur, tandis que les figures du bas montrent le suivi de la trajectoire de référence. Lorsqu'un petit rayon de courbure est requis, l'utilisateur applique un couple de direction opposée sur chaque roue pour tourner. En revanche, pour un grand rayon de courbure, l'utilisateur applique un couple dans la même direction sur les deux roues. Ce comportement est reproduit de manière similaire sur le simulateur. En ce qui concerne la locomotion sur une pente, il est observé que sur un terrain réel, lorsque l'utilisateur franchit une pente, il applique un couple de propulsion plus élevé dans la même direction pour compenser la force gravitationnelle et maintenir sa position instantanée. Lors de la descente, il applique un couple dans la direction opposée aux roues pour freiner le mouvement. Un comportement similaire est observé lors de la simulation, comme illustré dans la Figure 3.16.

La locomotion lors d'un trajet en présence d'un dévers, la direction du fauteuil roulant est perpendiculaire à celle de la pente, la force gravitationnelle affecte une roue plus que l'autre, nécessitant une compensation pour maintenir la position. Ce comportement est également observé lors du test du scénario de dévers de 7% sur le simulateur.

Les résultats expérimentaux sont présentés dans le Tableau 3.4, où les indicateurs de performance montrent des résultats satisfaisants en termes de suivi de référence. Cependant, nous observons une erreur statique et dynamique, mettant en évidence la sensibilité de l'approche de commande MPC face aux incertitudes, particulièrement visible à basse vitesse. Cette sensibilité est perceptible dans la Figure 3.15 entre 0 et 10 secondes, la Figure 3.16 entre 30 et 35 secondes,

et la Figure 3.17 entre 14 et 16 secondes. En termes de ressenti, cette erreur est perçue comme une diminution de la résistance au roulement et au pivotement, différente de celle ressentie lors d’une locomotion sur un sol réel. Néanmoins, les mouvements produits par le modèle de référence semblent réalistes. Pour valider cette observation, un test-utilisateurs a été réalisé.

Sujet	Âge	Côté	RMSE	NRMSE	Coefficient R
S_1	40 ans	Gauche	0,3604	0,0730	0,9667
		Droite	0,3640	0,0583	0,9653
S_2	28 ans	Gauche	0,2925	0,0786	0,9658
		Droite	0,2588	0,0713	0,9720

TABLE 3.4 – Comparaison des performances du contrôleur en utilisant les indicateurs statistiques RMSE, NRMSE, et le coefficient R pour le scénario total (a) et (b).

3.5.4 test-utilisateurs

La validation par test-utilisateurs a deux objectifs principaux. Le premier est de valider le contrôleur et sa capacité à reproduire les résistances au roulement et au pivotement en suivant les vitesses de référence. Le second objectif est d’évaluer la dynamique de locomotion dans différentes situations, telles que la ligne droite, le virage, la pente et le dévers, de manière isolée [Ait Ghezala 2023b].

3.5.4.1 Définition du cas d’utilisation

Le but de cette investigation est de définir un scénario de locomotion en fauteuil roulant reflétant des situations courantes en milieu urbain, notamment sur un trottoir pavé. Ce scénario comporte trois phases : se déplacer sur un trottoir de 20 mètres avec une pente transversale, effectuer un demi-tour à 180°, puis revenir au point de départ.

La figure 3.18 présente les trois étapes caractérisant le scénario. Les inclinaisons latérales représentent une préoccupation majeure pour les individus avec une mobilité réduite, étant donné que la compensation de leur impact par un déplacement accru d’un côté du fauteuil roulant peut engendrer des traumatismes aux membres supérieurs. En reproduisant ce scénario spécifique, nous pouvons évaluer la capacité du simulateur à reproduire fidèlement les défis auxquels sont confrontés les utilisateurs de fauteuils roulants dans un environnement urbain.

3.5.4.2 Participants

Pour valider l’interface haptique, un groupe témoin composé de 13 sujets en bonne santé avec une expérience de la propulsion a été sélectionné. Étant donné les difficultés liées à la collecte d’un grand nombre de sujets à mobilité réduite, il était éthiquement et logistiquement préférable d’abord de valider le simulateur avec des sujets sains. L’objectif était de former un groupe hétérogène représentant les différentes caractéristiques des utilisateurs de fauteuils roulants, notamment en termes de technique de propulsion, d’âge, de poids et de capacité physique. La taille de l’échantillon a été déterminée en fonction de ces critères pour assurer une représentation maximale de la population étudiée.

3.5.4.3 Procédure expérimentale

Les tests expérimentaux ont suivi un protocole préétabli. Des plots au sol ont été disposés pour former deux voies séparées de 2 mètres (voir la Figure 3.18), recréant virtuellement la même

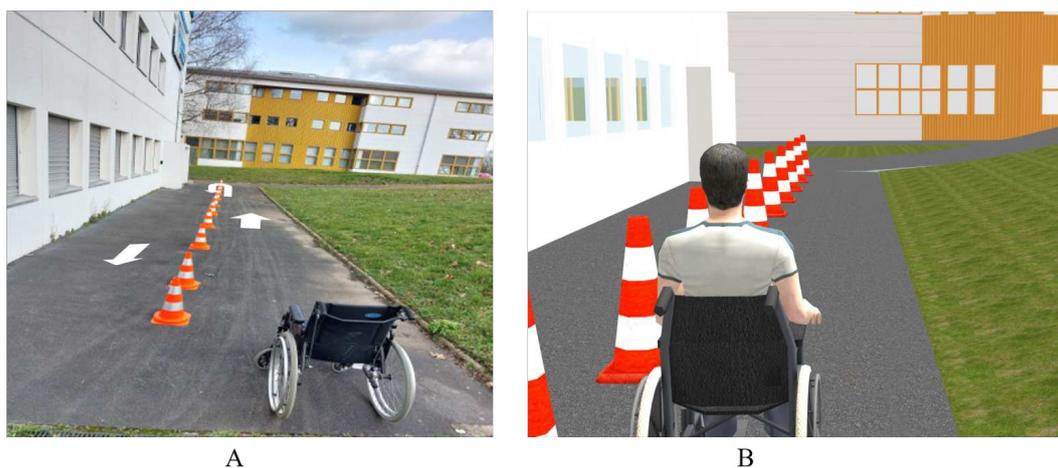


FIGURE 3.18 – A-Scénario réel. B-Scénario simulé.

configuration topographique que dans le scénario réel. Le test comprenait trois phases distinctes : la première phase impliquait un parcours de 20 mètres en ligne droite, suivie d’une transition où les participants devaient contourner le dernier plot pour effectuer un demi-tour à 180 degrés, puis une troisième phase de retour sur 20 mètres pour revenir au point de départ. Notamment, le second passage présentait des irrégularités au sol, rendant la conduite du fauteuil roulant plus difficile.

Le protocole débutait par une phase de familiarisation avec deux tests d’apprentissage du fauteuil roulant sur le simulateur, permettant aux participants de maîtriser leur mode de propulsion. Pendant les tests, les sujets étaient filmés pour comparer leurs stratégies entre de réelles conditions simulées. À la fin de chaque scénario, les participants remplissaient un questionnaire. L’évaluation du simulateur était divisée en deux parties : une partie objective utilisant des mesures quantifiables pour évaluer ses performances, et une partie subjective pour recueillir le ressenti des utilisateurs.

3.5.4.4 Évaluation subjective

Pour évaluer le réalisme perçu offert par le simulateur, les participants ont été invités à comparer les tests de conduite réalisés sur terrain réel avec ceux effectués sur le simulateur, basés sur trois critères : la perception visuelle, la perception haptique et l’immersion totale. De plus, une comparaison a été faite entre le taux de pratique de la conduite d’un fauteuil roulant sur le simulateur par rapport au terrain réel.

Un questionnaire a été conçu pour évaluer le réalisme du simulateur à l’aide d’une échelle exprimée en pourcentage. Ce questionnaire comportait un total de onze (11) questions, dont quatre étaient spécifiquement dédiées à l’évaluation des indicateurs du niveau de difficulté d’accessibilité à la propulsion dans différents scénarios réels et simulés. À l’issue de l’expérience, les participants ont également été invités à évaluer le réalisme du simulateur selon trois dimensions principales : la perception visuelle, la perception haptique et l’immersion.

3.5.4.5 Résultats et discussions

La Figure 3.19 montre le diagramme en boîte des résultats obtenus à partir des questions, où la moyenne des réponses de chaque participant est représentée pour chaque phase (1, 2 et 3) du scénario réel et simulé. De plus, la vitesse d’apprentissage de la propulsion en fauteuil roulant a

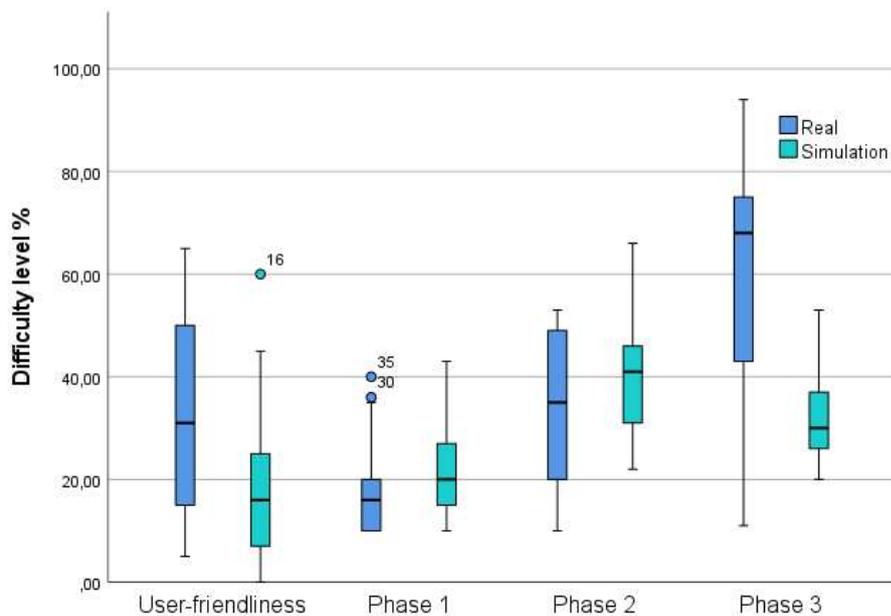


FIGURE 3.19 – Diagramme en boîte à moustaches comparant le niveau de difficulté (%) du test de propulsion dans des conditions réelles et simulées.

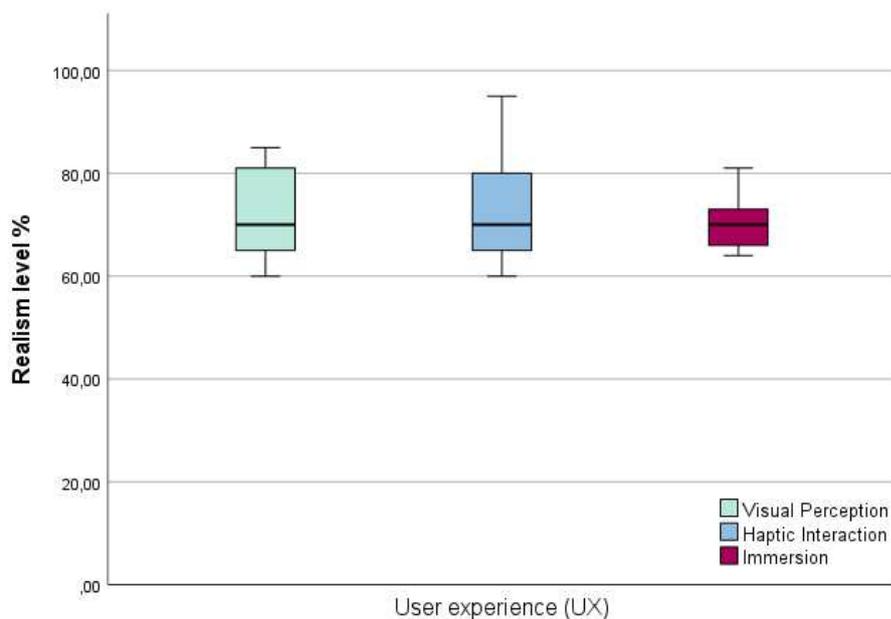


FIGURE 3.20 – Diagramme en boîte à moustaches de l'évaluation du niveau de réalisme basée sur trois critères : perception visuelle, retour haptique et expérience immersive.

également été évaluée. Les résultats de ces évaluations indiquent que la vitesse d'apprentissage sur le simulateur est 20 % plus rapide que sur un terrain réel. De plus, il a été constaté qu'il n'y avait pas de différence significative entre les tests effectués dans les phases 1 ($p = 0,386$) et 2 ($p = 0,128$), indiquant que la difficulté perçue lors de ces phases est pratiquement identique. En revanche, les résultats de la phase 3 montrent une différence significative ($p = 0,003$) entre les tests réalisés sur terrain réel et simulé. Cette différence s'explique par l'irrégularité de la pente sur le terrain réel, où les utilisateurs ont eu des difficultés à propulser. Cette irrégularité n'a pas été reproduite dans le scénario virtuel, ce qui explique pourquoi les sujets ont trouvé la phase 3 plus facile sur le simulateur.

La Figure 3.20 présente les résultats des évaluations de réalisme selon les 3 critères de perception visuelle, retour haptique et expérience immersive. Ces résultats subjectifs préliminaires indiquent que le niveau de réalisme est d'environ 75 % . Il est important de noter que la perception du réalisme peut varier d'un individu à l'autre, et que les résultats préliminaires sont établis sur les évaluations subjectives des participants.

TABLE 3.5 – Analyse objective des performances du contrôleur haptique.

Sujets	Poids (kg)	RMSE	R value	MSE
S1	73	0,1002	0,9937	0,01
S2	65	0,1451	0,9965	0,02
S3	50	0,0735	0,9971	0,0054
S4	85	0,1240	0,9983	0,0154
S5	53	0,0761	0,9971	0,0058
S6	69	0,1303	0,9924	0,017
S7	55	0,1077	0,9979	0,0116
S8	78	0,1437	0,9961	0,0207
S9	80	0,116	0,9951	0,0134
S10	94	0,0829	0,9967	0,0069
S11	115	0,0829	0,9967	0,0069
S12	68	0,087	0,9961	0,0076
S13	66	0,0832	0,9979	0,0069

Les résultats de l'évaluation du simulateur avec interface haptique indiquent une reproduction fidèle de la dynamique du fauteuil roulant, avec une tolérance modérée aux variations de poids des utilisateurs. L'erreur moyenne du contrôleur haptique, comprise entre 0.1 rad.s^{-1} et 0.2 rad.s^{-1} , révèle des performances modérées, notamment dans le suivi des trajectoires lors des virages et des transitions entre les situations de locomotion. Ces limitations sont principalement attribuées aux incertitudes du modèle de commande prédictive. Pour surmonter ces défis, une approche de commande floue basée sur la représentation Takagi-Sugeno à paramètres variants est proposée, offrant une meilleure prise en compte des contraintes physiques du simulateur, des perturbations et des incertitudes, afin d'améliorer la stabilité, robustesse et les performances globales du système.

3.6 Commande floue linéaire à paramètres variants (LPV)

Dans la section précédente, un modèle de simulateur LPV a été développé. Un schéma de contrôle MPC a été utilisé pour la commande du simulateur, adapté spécifiquement pour compenser la friction de contact non linéaire résultant de l'interaction entre le fauteuil roulant et

le banc à rouleaux. Cependant, la charge de calcul intensive générée par ce schéma de contrôle MPC a conduit à des retards, entraînant des erreurs dynamiques et statiques qui ont compromis la robustesse du simulateur lors de l'interaction avec l'utilisateur.

Pour remédier à ce problème, un schéma de commande linéaire à paramètres variants (LPV) basé sur la représentation de Takagi-Sugeno (T-S) est développé. Cette approche présente plusieurs avantages, notamment la capacité à gérer la nature variable dans le temps du modèle de friction de contact et à traiter les contraintes liées à la saturation des entrées de contrôle du banc à rouleaux. La saturation des entrées de contrôle peut avoir un impact significatif sur les performances optimales du contrôle en boucle fermée du simulateur, soulignant la nécessité de traiter les effets de saturation pour éviter une dégradation des performances. De plus, afin d'assurer la robustesse du système en boucle fermée du simulateur lors de l'interaction avec l'utilisateur, un critère H_∞ est intégré dans la fonction de coût de l'algorithme de contrôle. Ce critère compense efficacement les perturbations dues aux variations du poids de l'utilisateur, assurant ainsi la stabilité et la précision du simulateur sur une plage de poids de 40 à 120 kg.

La performance de l'interface haptique est validée à l'aide d'indicateurs objectifs et subjectifs à travers des tests d'expérience utilisateur impliquant 15 participants sur le simulateur PSCHITT-PMR, utilisant des scénarios de locomotion standardisés. La Figure 3.21 illustre l'architecture de commande haptique pour piloter le simulateur.

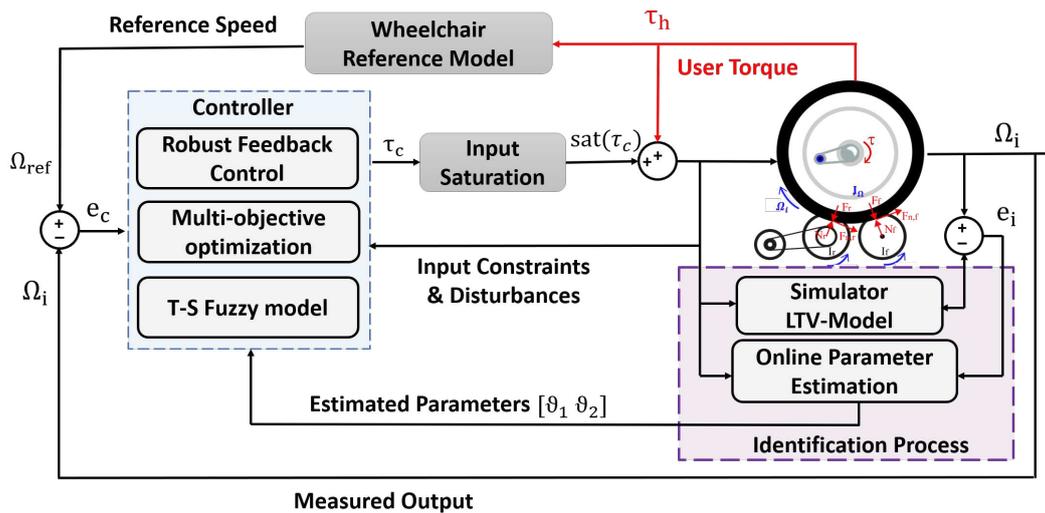


FIGURE 3.21 – Architecture de contrôle basée sur la commande floue TS-LPV.

Les contributions de cette section se résument comme suit :

- Utilisation de la forme floue LPV Takagi-Sugeno (T-S) pour décrire le comportement de la friction de contact non linéaire entre l'utilisateur, le fauteuil roulant et le banc à rouleaux. Cette approche permet de prendre en compte les non-linéarités et les perturbations résultantes de la friction de contact entre les roues du fauteuil roulant et le banc à rouleaux, dues au couple exercé par l'utilisateur sur la main courante et au poids de l'utilisateur. Les paramètres variables du modèle T-S flou sont estimés en temps réel à l'aide d'un algorithme d'estimation par moindres carrés récurrents (RLS).
- Conception d'un schéma de contrôle LPV basé sur le concept robuste d'ensemble invariant H_∞ avec la théorie de la stabilité de Lyapunov, permettant de traiter à la fois les contraintes de saturation des entrées de contrôle et les incertitudes liées à la friction dues aux variations de poids des utilisateurs. Les conditions de conception du contrôle sont ob-

tenues en résolvant un problème d'optimisation formulé sous forme d'inégalités matricielles linéaires (LMIs).

- Validation en temps réel de l'approche de commande proposée et une évaluation par un test-utilisateurs sont réalisées, impliquant 15 sujets, afin de valider l'efficacité et la robustesse de l'interface haptique pour piloter le simulateur.

3.6.1 Modélisation sous forme Takagi–Sugeno (T-S)

3.6.1.1 Modèle polytopique de l'interaction de l'utilisateur-FRM-banc à rouleaux

Nous rappelons que le modèle LPV du système utilisateur-FRM-banc à rouleaux est défini comme suit :

$$\begin{cases} \dot{\Omega}_l(t) = -\frac{\Theta_{1_l}(t)}{J_l} \Omega_l(t) + \frac{R_l}{J_l} \text{sat}(\tau_l(t)) - D(\Theta_{2_l}, \tau_{h_l}) w_l(t) \\ D(\Theta_{2_l}, \tau_{h_l}) w_l(t) = \frac{1}{J_l} (\Theta_{2_l}(t) - \tau_{h_l}(t)) w_l(t) \\ y_l(t) = \Omega_l(t) \end{cases} \quad l \in \{L, R\} \quad (3.24)$$

D'après (3.24), le modèle de l'ergomètre avec l'utilisateur dans la boucle peut être écrit sous forme d'état :

$$\Sigma : \begin{cases} \dot{x}(t) = A(\Theta_{1_l}) x(t) + B \text{sat}(u(t)) + D(\Theta_{2_l}, \tau_{h_l}) w(t) \\ y(t) = C x(t) \end{cases} \quad (3.25)$$

où $x(t) = \Omega_l(t)$ avec $x(t) \in \mathbb{R}$ est l'état du système, $u(t) \in \mathbb{R}$ est l'entrée de commande, et $w(t) \in \mathbb{R}$ représente la perturbation d'entrée. Les paramètres temporellement variables A_i et D_i sont bornés, de sorte que : $\|A(\Theta_{1_l})\| \leq \Theta_A$ et $\|D(\Theta_{2_l}, \tau_{h_l})\| \leq \Theta_D$, où Θ_A et Θ_D sont des constantes positives. Le paramètre B est défini comme dans (3.24), et la paire $(A(\Theta_{1_l}), B)$ est uniformément contrôlable.

À partir de (3.24), le modèle FRM-banc à rouleaux avec l'utilisateur dans la boucle peut être formulé sous forme d'espace d'état :

$$\Sigma : \begin{cases} \dot{x}(t) = A_i x(t) + B \text{sat}(u(t)) + D_i w(t) \\ y(t) = C x(t) \end{cases} \quad (3.26)$$

où $x(t) \in \mathbb{R}$ est l'état du système, $u(t) \in \mathbb{R}$ est l'entrée de contrôle et $w(t) \in \mathbb{R}$ est la perturbation d'entrée. Les matrices à paramètres variants dans le temps A_i et D_i sont bornés, de sorte que : $\|A(i)\| \leq \Theta_A$ et $\|D(i)\| \leq \Theta_D$ où Θ_A et Θ_D sont des constantes positives. Le paramètre B est défini comme dans (3.24) et la paire $(A(i), B)$ est uniformément contrôlable. L'entrée de contrôle est soumise à une saturation symétrique dans un ensemble compact $\mathcal{U}(u_{min}, u_{max})$, défini comme suit :

$$\mathcal{U}(u_{min}, u_{max}) = \{u \in \mathbb{R}^m : -u_{min} \leq u \leq u_{max}\}, \quad u_{min} = u_{max} > 0. \quad (3.27)$$

Afin d'écrire le modèle (3.24) sous la forme Takagi-Sugeno [Tanaka 2004], nous définissons les paramètres variants $\Theta_i(t)$ selon leurs valeurs limites $q_i^1 = \max(\Theta_i(t))$ et $q_i^2 = \min(\Theta_i(t))$, délimitant ainsi le domaine de non-linéarité, comme suit :

$$\begin{aligned} \Theta_1(t) &= E_1^1 q_1^1 + E_1^2 q_1^2 \\ \Theta_2(t) &= E_2^1 q_2^1 + E_2^2 q_2^2 \end{aligned} \quad (3.28)$$

Pour chaque paramètre variable $\Theta_i(t)$, nous attribuons les deux fonctions d'appartenance suivantes :

$$E_i^1(\Theta_i(t)) = \frac{q_i^1 - \Theta_i(t)}{q_i^1 - q_i^2} \quad \text{avec} \quad E_i^2(\Theta_i(t)) = 1 - E_i^1$$

Les fonctions d'appartenance, $E_i^1(\Theta_i(t))$ et $E_i^2(\Theta_i(t))$, doivent satisfaire la propriété suivante : $E_i^1(\Theta_i(t)) + E_i^2(\Theta_i(t)) = 1$.

Les règles du système T-S sont conçues pour inclure toutes les combinaisons possibles des paramètres variables. Par exemple, les règles sont formulées selon la structure suivante :

— Si Θ_1 et E_1^1 et Θ_2 et E_2^1 , alors,

$$\dot{x}(t) = A_1 x(t) + B \text{sat}(u(t)) + D_1 w(t)$$

— Si Θ_1 et E_1^1 et Θ_2 et E_2^2 , alors,

$$\dot{x}(t) = A_2 x(t) + B \text{sat}(u(t)) + D_2 w(t)$$

— Si Θ_1 et E_1^2 et Θ_2 et E_2^1 , alors,

$$\dot{x}(t) = A_3 x(t) + B \text{sat}(u(t)) + D_3 w(t)$$

— Si Θ_1 et E_1^2 et Θ_2 et E_2^2 , alors,

$$\dot{x}(t) = A_4 x(t) + B \text{sat}(u(t)) + D_4 w(t)$$

La fonction d'appartenance de la règle i est calculée comme le produit des fonctions $E_i^1(\Theta_i(t))$ et $E_i^2(\Theta_i(t))$ correspondant aux ensembles flous des règles d'inférence floues, c'est-à-dire :

$$\begin{aligned} h_1 &= E_1^1 E_2^1 & h_2 &= E_1^1 E_2^2 \\ h_3 &= E_1^2 E_2^1 & h_4 &= E_1^2 E_2^2 \end{aligned} \quad (3.29)$$

Ainsi, la représentation T-S du système (3.24) est définie comme suit :

$$\begin{cases} \dot{x} = \sum_{i=1}^4 h_i (A_i x(t) + D_i w(t)) + B \text{sat}(u(t)) \\ y = Cx(t) \end{cases} \quad (3.30)$$

3.6.1.2 Validation du modèle T-S sur le simulateur PSCHITT-PMR

La validation du modèle TS (3.30) à l'aide du simulateur PSCHITT-PMR suit une méthodologie similaire à celle utilisée pour valider le modèle LPV (3.24). Dans cette approche, le modèle TS est excité simultanément avec le simulateur réel, le modèle non linéaire, ainsi que le modèle LPV en utilisant le même signal d'excitation. Ensuite, la robustesse du modèle LPV a été évaluée face aux variations du poids de l'utilisateur et de frottement de contact entre les roues et les rouleaux.

La Figure 3.22 présente les données enregistrées de la vitesse estimée par le modèle T-S comparées aux sorties correspondantes du simulateur réel, du modèle NL et du modèle LPV. On constate que la réponse en vitesse du modèle T-S est très cohérente avec celle du modèle LPV, et elle s'approche avec une grande précision de la sortie du système réel pour des masses variant de 40 kg à 80 kg. Ces résultats confirment la capacité du modèle TS à reproduire fidèlement le comportement du frottement de contact. Ce modèle TS sera utilisé pour concevoir un contrôleur optimal LPV.

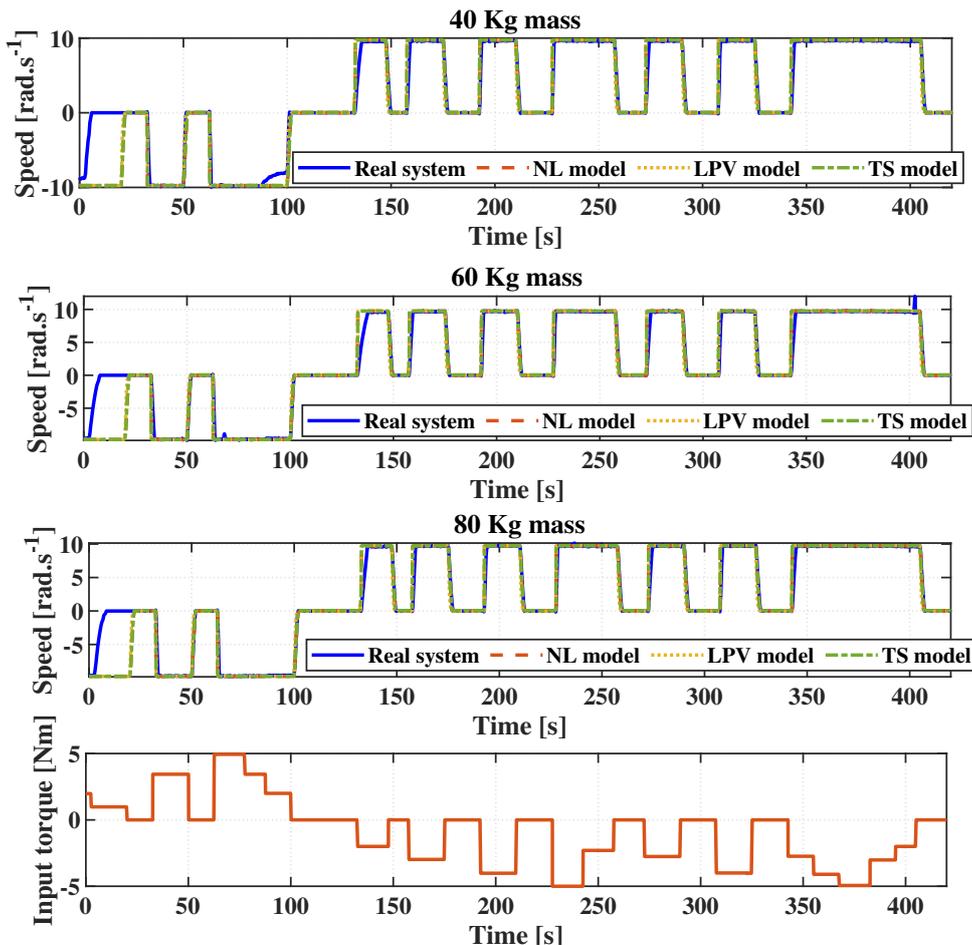


FIGURE 3.22 – Validation du modèle T-S comparée aux sorties respectives du simulateur réel, du modèle NL et du modèle LPV.

3.6.2 Commande robuste LPV basée sur un modèle flou T-S

Le choix de la loi de commande pour contrôler le système du simulateur ergomètre basé sur la représentation T-S est l'approche de Compensation Parallèle-Distribuée (PDC) [Lendek 2011]. Le contrôleur flou PDC est donné comme suit :

$$u(t) = - \sum_{i=1}^4 h_i F_i e(t) \quad \text{avec} \quad |u(t)| \leq u_{max} \quad (3.31)$$

F_i est le vecteur de gain de retour d'état optimal à concevoir. $e = x - x_{ref}$ représente l'erreur de suivi entre l'état du système et la trajectoire référence.

Dans ce qui suit, les détails de la conception de l'analyse de contrôle avec des contraintes de saturation d'entrée basées sur des inégalités matricielles linéaires (LMI) sont présentés [Tanaka 2004, Lendek 2011]. Les spécifications de performance du contrôle incluent les conditions de stabilité de Lyapunov, les contraintes d'entrée et le rejet des perturbations.

Considérons le système défini par l'équation (3.30), où la dynamique de l'erreur de suivi est décrite par :

$$\dot{e}(t) = \sum_{i=1}^4 h_i(\Theta) (A_i x(t) + D_i w(t)) + B u(t) - \dot{x}_{ref}(t). \quad (3.32)$$

En exprimant $x(t)$ en fonction de $x_{\text{ref}}(t)$ et de l'erreur $e(t)$ (i.e., $x(t) = x_{\text{ref}}(t) + e(t)$), on obtient :

$$\begin{aligned} \dot{e}(t) &= \sum_{i=1}^4 h_i(\Theta) ((A_i - BF_i)e(t) + D_i w(t)) \\ &+ \sum_{i=1}^4 h_i(\Theta) ((A_i - BF_i)x_{\text{ref}}(t)) - \dot{x}_{\text{ref}}(t). \end{aligned} \quad (3.33)$$

On définit une perturbation augmentée :

$$\tilde{w}(t) = \begin{bmatrix} w(t) \\ x_{\text{ref}}(t) \\ \dot{x}_{\text{ref}}(t) \end{bmatrix}, \quad \tilde{D}_i = [D_i \quad (A_i - BF_i) \quad -I].$$

La dynamique de l'erreur devient :

$$\dot{e}(t) = \sum_{i=1}^4 h_i(\Theta) [(A_i - BF_i)e(t) + \tilde{D}_i \tilde{w}(t)]. \quad (3.34)$$

La perturbation $\tilde{w}(t)$ appartient à un ensemble de perturbations \mathcal{S} bornées dans \mathcal{L}_2 , tel que :

$$\mathcal{S} = \{\tilde{w} : [0, \infty) \rightarrow \mathbb{R}^q ; \int_0^\infty \tilde{w}(\tau)^T \tilde{w}(\tau) d\tau \leq \gamma^{-1}\}, \quad \gamma^{-1} \text{ étant un vecteur positif.}$$

Nous choisissons la norme H_∞ comme critère de performance tel que :

$$\sup_{\|\tilde{w}\|_2 \neq 0} \frac{\mathcal{J}}{\|\tilde{w}\|_2} \leq \gamma \quad (3.35)$$

avec

$$\mathcal{J} = \int_0^\infty (e^T(t) Q e(t) + u^T(t) R u(t)) dt \quad \text{et} \quad \gamma = [\gamma_w^2 \quad \gamma_{x_{\text{ref}}}^2 \quad \gamma_{\dot{x}_{\text{ref}}}^2] \quad (3.36)$$

Theorem 3.6.1. *La loi de commande PDC (3.31) qui stabilise globalement et asymptotiquement le modèle flou T-S continu (3.30) sous les contraintes d'entrée (3.27) et le critère de performance (3.35), est obtenue en résolvant le problème de contrôle optimal suivant :*

$$\begin{aligned} &\min_{x, M_1, \dots, M_r} \gamma^2 \\ &s.t. \\ &X > 0 \\ &\Gamma_i < 0 \\ &\begin{bmatrix} 1 & x(0)^T \\ x(0) & X \end{bmatrix} \geq 0, \\ &\begin{bmatrix} X & M_i^T \\ M_i & u_{\text{max}}^2 I \end{bmatrix} \geq 0, \end{aligned} \quad (3.37)$$

avec : $X = P^{-1}$, $M = F_i X$, et

$$\Gamma_i = \begin{bmatrix} \left(\begin{array}{c} (A_i X - B M_i)^T \\ + A_i X - B M_i \end{array} \right) & X^T & M_i^T & \tilde{D}_i \\ * & Q^{-1} & 0 & 0 \\ * & 0 & R^{-1} & 0 \\ * & 0 & 0 & -\gamma I \end{bmatrix} \quad (3.38)$$

1. *proof.* Considérez la fonction de Lyapunov candidate suivante

$$V = e^T P e > 0, \quad \text{avec} \quad P = P^T > 0 \quad (3.39)$$

Qui satisfait l'inégalité suivante

$$\dot{V} + e^T Q e + u^T R u - \gamma^2 \tilde{w}^T \tilde{w} \leq 0, \quad (3.40)$$

En intégrant l'expression (3.40) de 0 à ∞ et en supposant que $e(0) = 0$, nous obtenions

$$V(\infty) + \mathcal{J} \leq \gamma^2 \int_0^\infty \tilde{w}^T(\tau) \tilde{w}(\tau) d\tau \quad (3.41)$$

Puisque $V(\infty) \geq 0$, il s'ensuit logiquement que l'inégalité définie dans (3.35) est respectée. Maintenant, les conditions de stabilité sont dérivées comme suit :

$$\begin{aligned} \dot{V} + e^T Q e + u^T R u - \gamma^2 \tilde{w}^T \tilde{w} = & \\ e^T \sum_{i=1}^4 h_i(\Theta) [G_i^T P + P G_i] e & \\ + \tilde{w}^T \sum_{i=1}^4 h_i(\Theta) \tilde{D}_i^T P e + e^T \sum_{i=1}^4 h_i(\Theta) \tilde{D}_i P \tilde{w} - \dot{x}_{ref}^T P e - e^T P \dot{x}_{ref} & \quad (3.42) \\ + e^T Q e + e^T \left(\sum_{i=1}^4 h_i(\Theta) F_i \right)^T R \left(\sum_{i=1}^4 h_i(\Theta) F_i \right) e - \gamma^2 \tilde{w}^T \tilde{w} \leq 0 & \end{aligned}$$

avec $G_i = A_i - B F_i$, représentant la dynamique du système en boucle fermée pour le mode i . Le signal de référence $x_{ref}(t)$ et sa variation $\dot{x}_{ref}(t)$ sont mesurables et bornés par des scalaires positifs connus γ_x et $\gamma_{\dot{x}}$, tels que :

$$\begin{cases} \|x_{ref}(t)\| \leq \gamma_x, \\ \|\dot{x}_{ref}(t)\| \leq \gamma_{\dot{x}}, \end{cases} \quad \forall t \geq 0. \quad (3.43)$$

L'inégalité (3.42) peut être écrite sous une forme compacte :

$$\sum_{i=1}^4 h_i(\Theta) \begin{bmatrix} e \\ \tilde{w} \end{bmatrix}^T \underbrace{\begin{bmatrix} \left(G_i^T P + P G_i \right) & \tilde{D}_i P \\ + Q + F_i^T R F_i & -\gamma I \end{bmatrix}}_{\Gamma_i} \begin{bmatrix} e \\ \tilde{w} \end{bmatrix} \leq 0 \quad (3.44)$$

L'inégalité (3.44) n'est pas conjointement convexe en P et F_i . En multipliant l'inégalité à gauche et à droite par P^{-1} et en définissant les changements de variables suivants $X = P^{-1}$ et $M_i = F_i X$, les conditions (3.44) sont équivalentes à :

$$\Gamma_i = \begin{bmatrix} \left(X A_i^T - M_i^T B^T + A_i X - B M_i \right) & \tilde{D}_i^T \\ + X^T Q X + M_i^T R M_i & -\gamma I \end{bmatrix} \quad (3.45)$$

En utilisant le lemme du complément de Schur séquentiellement, la LMI (3.45) devient :

$$\Gamma_i = \begin{bmatrix} \left(\begin{array}{c} (A_i X - B M_i)^T \\ + A_i X - B M_i \end{array} \right) & X^T & M_i^T & \tilde{D}_i \\ * & Q^{-1} & 0 & 0 \\ * & * & R^{-1} & 0 \\ * & * & * & -\gamma I \end{bmatrix} \quad (3.46)$$

Ainsi, l'expression d'inégalité Γ_i de la condition du théorème (3.6.1) est vérifiée. □

2. proof. Pour s'assurer que l'entrée de la commande (3.31) satisfait la contrainte d'entrée $\|u(t)\|_2 \leq u_{max}$, nous considérons la fonction de Lyapunov (3.39) et

$$e(0)^T P e(0) \leq 1 \quad (3.47)$$

qui est équivalente à

$$1 - e(0)^T P e(0) \geq 0 \quad (3.48)$$

D'autre part, à partir de $\|u(t)\|_2 \leq u_{max}$, nous avons,

$$\frac{1}{u_{max}^2} [e^T(t) F_i(\Theta)^T F_i(\Theta) e(t)] \leq 1 \quad (3.49)$$

Puisque $e^T(t) X^{-1} e(t) < e^T(0) X^{-1} x(0) \leq 1$, si

$$\frac{1}{u_{max}^2} [e^T(t) F_i(\Theta)^T F_i(\Theta) e(t)] \leq e^T(t) X^{-1} e(t) \quad (3.50)$$

Par conséquent,

$$e^T(t) \left[\frac{1}{u_{max}^2} F_i(\Theta)^T F_i(\Theta) - X^{-1} \right] e(t) \leq 0 \quad (3.51)$$

En appliquant le changement de variable $M_i = F_i X$, nous obtenons,

$$e^T(t) \left[\frac{1}{u_{max}^2} M_i(\Theta)^T M_i(\Theta) - X \right] e(t) \leq 0 \quad (3.52)$$

En appliquant le complément de Shur à la LMI dans (3.52), nous obtenons

$$\begin{bmatrix} X & M_i^T \\ M_i & u_{max}^2 I \end{bmatrix} \geq 0 \quad (3.53)$$

Ainsi, les conditions de stabilité (3.44), (3.48) et (3.53) concluent les preuves du Théorème (3.6.1). □

Les conditions LMI, formulées selon le Théorème 3.6.1, sont résolues à l'aide de l'outil YALMIP intégré au logiciel MATLAB. De plus, les gains de rétroaction d'état F_i sont déterminés hors ligne et une seule fois, en utilisant un solveur numérique dédié, Mosek [ApS 2019]. En revanche, le processus d'identification des paramètres Θ_i est réalisé en ligne et en temps réel, avec connaissance des limites supérieures et inférieures de A_i et D_i . Les paramètres physiques suivants du système sont pris en compte pour la conception du contrôle : $\Theta_1 \in [0.1175, 4.81]$, $\Theta_2 \in [-1.9666, 1.5336]$ et $R_t = -14.4$. Le problème d'optimisation a été résolu en amont en utilisant l'environnement YALMIP [Lofberg 2004]. En résolvant les conditions LMI formulées dans le Théorème 1, en considérant que la saturation de l'entrée de contrôle est fixée à $u_{max} = 5Nm$, les gains de contrôle suivants peuvent être déterminés :

$$F_L = \begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \\ F_3 \\ F_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 4.5001 \\ 4.05 \\ 4.386 \\ 3.98 \end{bmatrix} \quad F_R = \begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \\ F_3 \\ F_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 3.863 \\ 4.10 \\ 3.950 \\ 4.212 \end{bmatrix}$$

Les valeurs de Q et R ont été choisies en utilisant des méthodes standard de conception de contrôle, où Q est sélectionné pour pénaliser les variables d'état, et R est choisi pour équilibrer l'effort de l'entrée de contrôle. Les valeurs exactes utilisées dans nos expériences sont $Q = 5$, $R = 0.1$. La solution LMI est calculée hors ligne, avant la mise en œuvre en temps réel des gains optimaux.

3.6.3 Validation fonctionnelle

Pour l'analyse de la performance de suivi de référence du système de contrôle du fauteuil-ergomètre dans différentes situations de locomotion, les résultats ont été classés en 4 phases. Cette classification couvre la phase de ligne droite (Figure 3.24), la phase de manœuvres en virage (Figure 3.25), une phase en pente de 6% (Figure 3.26) et une phase en dévers de 6% (Figure 3.27). Pour chaque situation de locomotion spécifique, nous présentons les résultats des vitesses des roues arrière droite et gauche $[\Omega_R, \Omega_L]$, et leur comparaison avec les vitesses prédites par le modèle de référence. De plus, les signaux de contrôle du banc à rouleaux $u(t)$ et les forces de résistance sur les côtés droit et gauche sont présentés. Les couples de propulsion de l'utilisateur correspondant aux situations susmentionnées sont présentées dans la Figure 3.28.

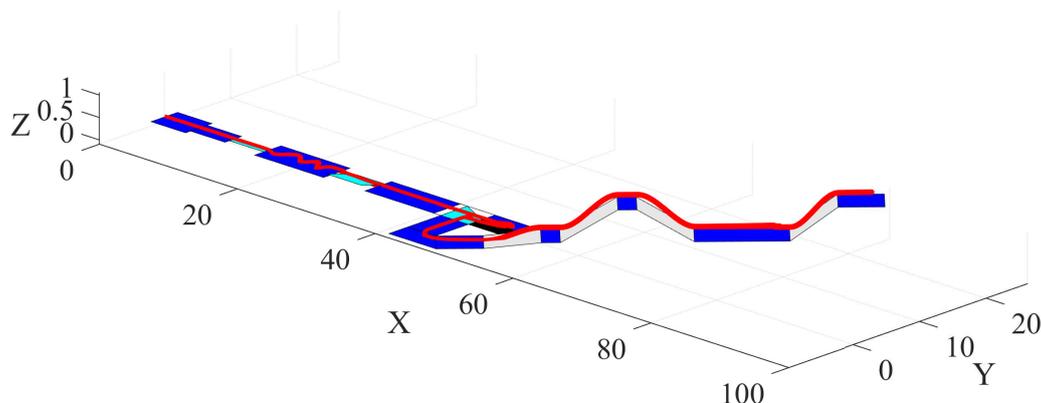


FIGURE 3.23 – Trajectoire prédite en X , Y et Z par le modèle de référence du fauteuil roulant (ligne rouge) lors du scénario de test de validation de l'interface haptique.

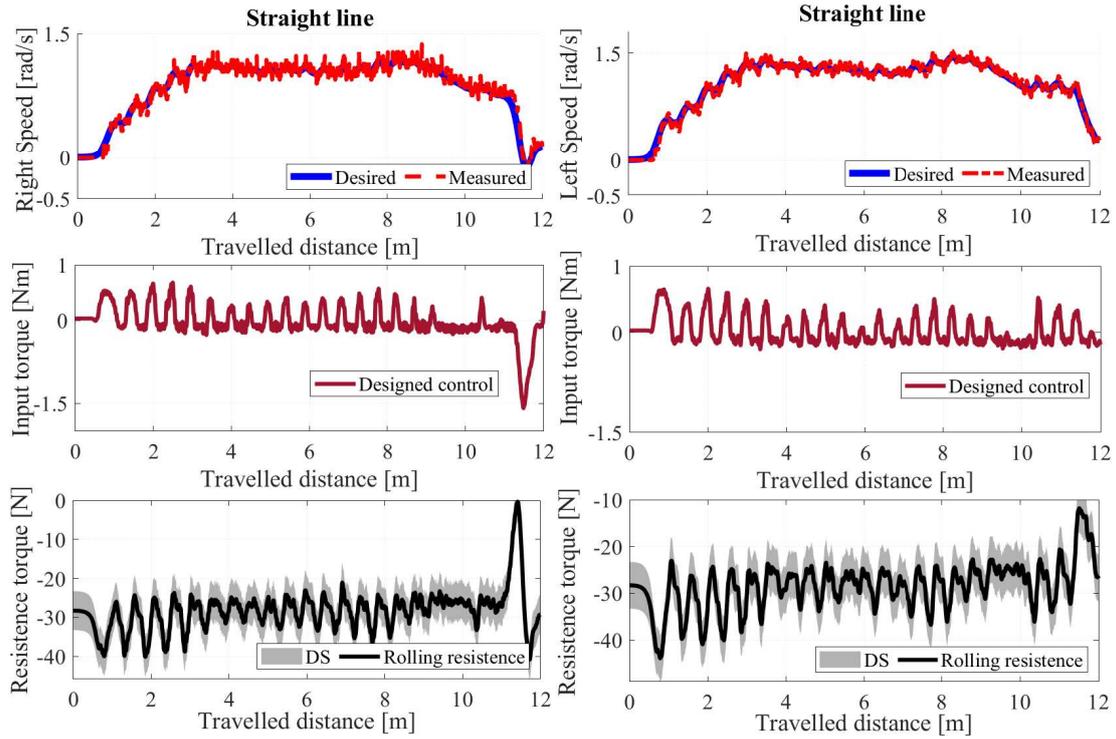


FIGURE 3.24 – Résultats de validation expérimentale de l'interface haptique pendant la phase de ligne droite du scénario de test (voir Fig. 3.23).

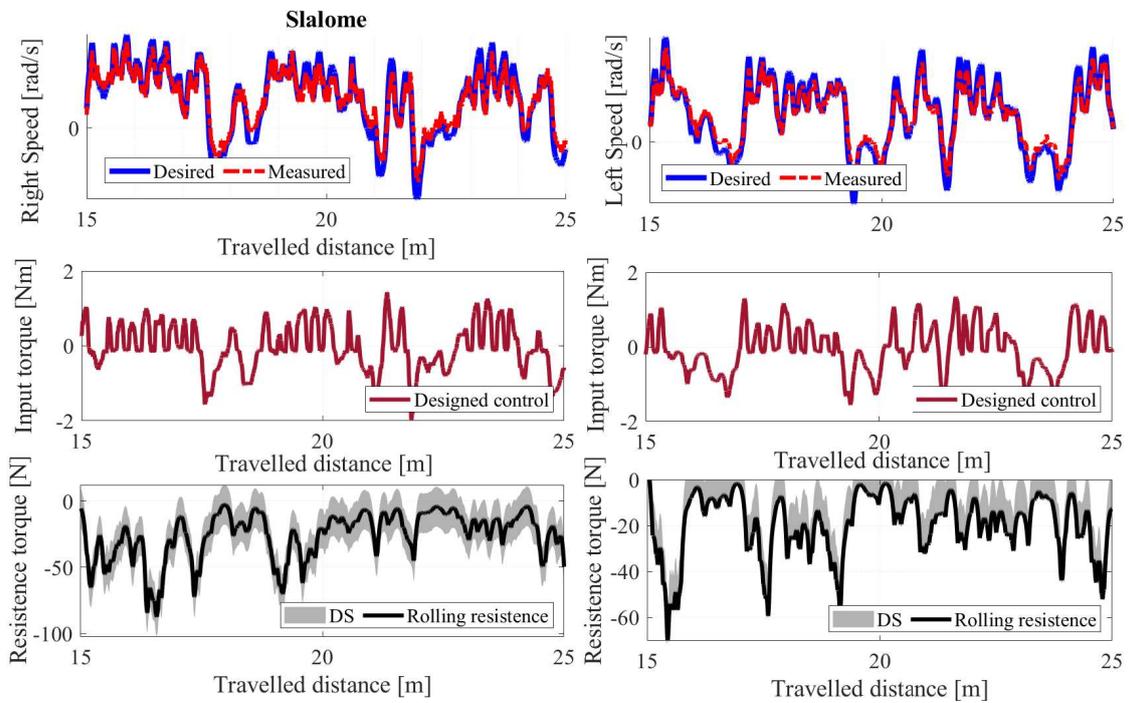


FIGURE 3.25 – Résultats de validation expérimentale de l'interface haptique pendant la phase de virage du scénario de test (voir Fig. 3.23).

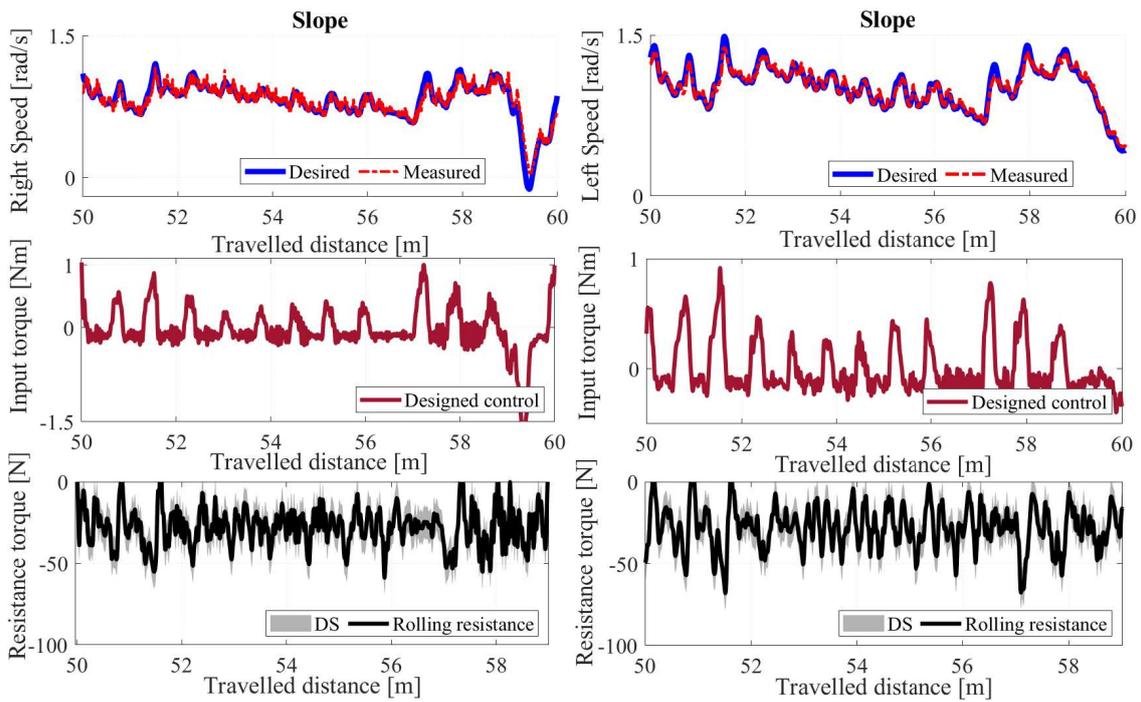


FIGURE 3.26 – Résultats de validation expérimentale de l'interface haptique pendant la phase de pente de 6% du scénario de test (voir Fig. 3.23).

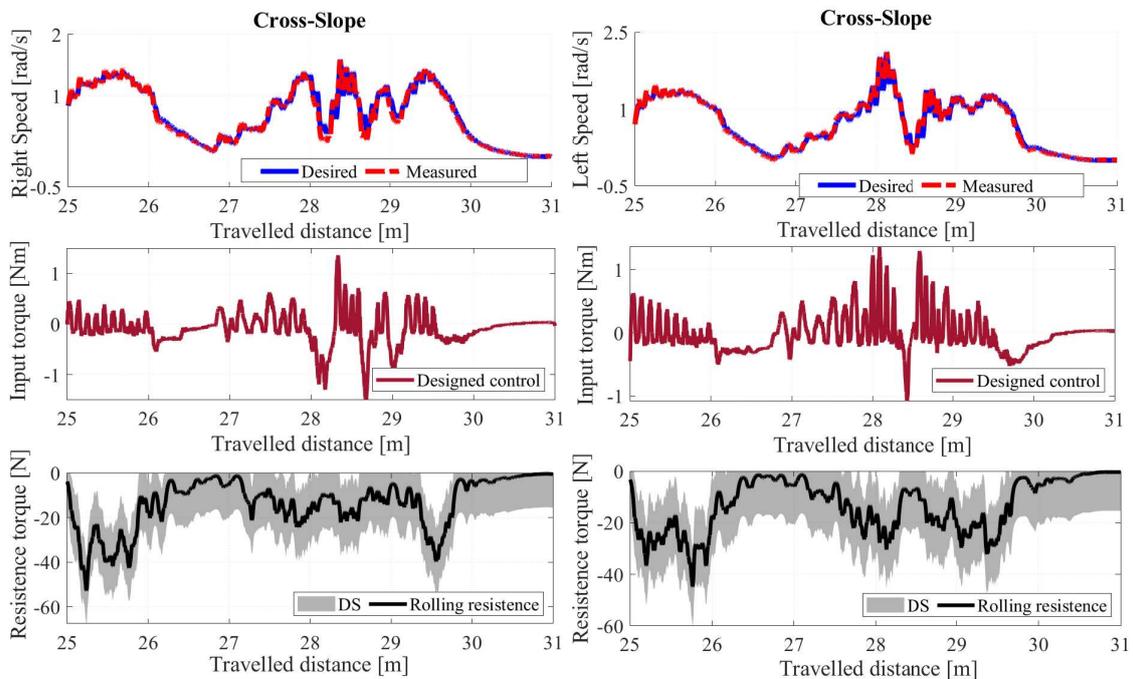


FIGURE 3.27 – Résultats de validation expérimentale de l'interface haptique pendant la phase de pente transversale de 6% du scénario de test (voir Fig. 3.23).

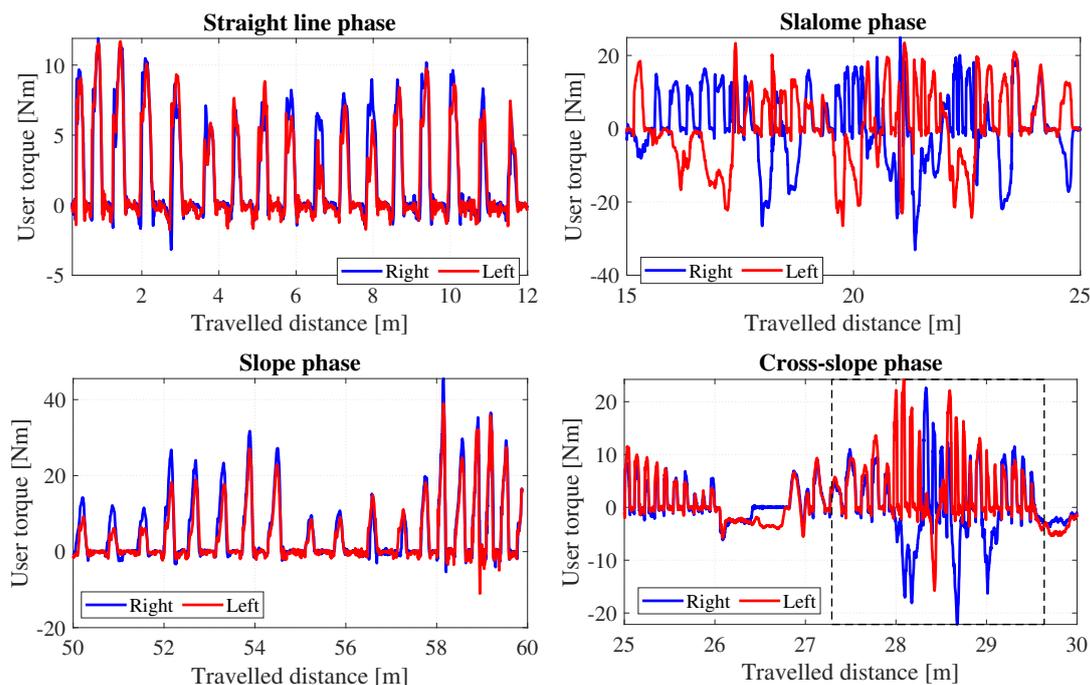


FIGURE 3.28 – Couples de propulsion générés par le participant pour les différentes situations de locomotion, correspondant aux Figure 3.24, 3.25, 3.26 et 3.27.

Ces résultats démontrent la capacité de l'architecture de contrôle de piloter le simulateur de telle sorte à reproduire le comportement dynamique du fauteuil roulant dans plusieurs situations de locomotion, y compris les dynamiques de ligne droite, de virage et de pente/transversale couplées.

3.6.4 Tests-Utilisateurs

Cette évaluation est réalisée en partenariat avec le CERAH (Centre d'études et de recherches sur les équipements pour handicapés) et l'IBHGC (Institut de biomécanique humaine Georges Charpak). Leurs recherches et recommandations ont apporté des connaissances significatives à la locomotion en fauteuil roulant manuel.

3.6.4.1 Participants

Quinze participants composés de 8 hommes avec un âge moyen de 30 ans (écart type = 5.0) et 7 femmes avec un âge moyen de 28 ans (écart type = 4.5) ont participé à cette expérimentation. Tous les participants étaient des sujets sains ayant une expérience préalable de l'utilisation d'un fauteuil roulant manuel, avec une durée moyenne d'expérience allant de 1 mois à 3 ans. La Fig. 3.29 montre l'un des participants pendant le scénario de familiarisation.



FIGURE 3.29 – Expérience utilisateur lors du scénario de familiarisation.

3.6.4.2 Procédure Expérimentale

Un scénario de milieu urbain standardisé a été conçu pour cette étude. Il se compose d'une combinaison de 5 situations de locomotion de base, à savoir démarrage, ligne droite, freinage, virage, pente et pente transversale. La configuration géométrique de ces scénarios a été soigneusement conçue pour créer une progression graduelle de la difficulté pour les participants. Par exemple, les chemins étroits ont une largeur de 1,5 mètres pour les virages et les lignes droites, et incluent des transitions de pente allant de 6° à 12° , ainsi qu'une exigence d'arrêt avec une distance de freinage de 1 mètre. De plus, trois ensembles de paramètres de fauteuil roulant ont été mis en œuvre. Le fauteuil roulant manuel "Action 4NG", le fauteuil roulant manuel "actif" et le fauteuil roulant manuel "conventionnel". Les données biomécaniques obtenues de ces expériences, en particulier la vitesse du fauteuil roulant et le couple du sujet, sont comparées aux données biomécaniques obtenues lors de la locomotion réelle de [Rouvier 2023].

Au début de l'expérience, les participants ont été informés de la tâche et des conditions expérimentales. Pendant l'expérience, un scénario de familiarisation a été mis en place pour servir d'entraînement. Ces données initiales ne sont pas prises en compte dans les résultats objectifs. À la fin de l'expérience, les participants ont été invités à remplir un questionnaire composé de deux parties distinctes : la première était conçue pour obtenir des informations générales sur les participants, tandis que la seconde consistait en quatre questions évaluant le réalisme du simulateur pour chaque situation de locomotion élémentaire, selon trois critères : réalisme haptique, réalisme visuel et réalisme global.

3.6.4.3 Analyse objective

Dans cette section, nous fournissons une analyse des résultats liés à la performance et à la robustesse du contrôle de l'interface haptique proposée. À partir des profils de couple exercés par l'utilisateur dans les situations de locomotion illustré dans la Figure 3.28, nous pouvons donner l'analyse suivante :

- Dans une phase de ligne droite, les couples exercés sur le cerceau, à la fois du côté droit et gauche, sont dans la même direction, avec une intensité moyenne de $7Nm$ et une force de

résistance au roulement d'environ $16N$.

- Lors des manœuvres de slalom, les couples exercés sur la mains-courante droit et gauche sont dans des directions opposées, avec une intensité moyenne d'environ $15Nm$ et une force de résistance au roulement d'environ $40N$. Cette configuration permet à l'utilisateur de conduire son fauteuil roulant dans des sections courbes en changeant la direction du couple exercé.
- Dans la phase de pente, les couples exercés des côtés droit et gauche sont dans la même direction, avec une intensité moyenne d'environ $30Nm$ et une force de résistance au roulement allant jusqu'à $50N$. Cette intensité plus élevée est due à l'effort supplémentaire fourni par l'utilisateur pour compenser l'effet de la gravité. Ce type de locomotion peut entraîner des troubles musculosquelettiques des membres supérieurs.
- En présence d'une pente transversale, nous observons que le côté bas de la pente transversale se trouve du côté de la roue gauche. Par conséquent, le couple exercé par l'utilisateur sur le côté gauche génère une importante fréquence de propulsion, avec une intensité d'environ $20Nm$, tout en bloquant la roue droite pour maintenir l'alignement et éviter la rotation. Cette observation est confirmée par l'examen des courbes de résistance au roulement, où l'intensité de la force de résistance au roulement du côté droit atteint environ $40N$, dépassant l'intensité de la force de résistance générée du côté gauche, qui est d'environ $30N$.

Ces résultats démontrent la capacité du modèle de référence du fauteuil roulant à fournir une prédiction précise du comportement locomoteur du fauteuil roulant dans un environnement virtuel. De plus, lorsque l'utilisateur propulse le fauteuil roulant sur le banc à rouleaux en utilisant le contrôle haptique, le simulateur adhère fidèlement au modèle de référence, facilitant une interaction fluide entre l'environnement virtuel, le fauteuil roulant et l'utilisateur. Cette interaction est caractérisée par divers retours sensoriels, notamment le retour visuel, qui correspond au mouvement perçu dans l'environnement virtuel, et le retour haptique, marqué par la résistance au roulement et au pivotement ressentie par l'utilisateur, ainsi que par l'inertie antéro-postérieure.

La trajectoire du fauteuil roulant dans l'environnement virtuel réalisée par les 15 participants est tracée dans la Figure 3.30 et comparée à la trajectoire désirée (rectangle multicolore). On

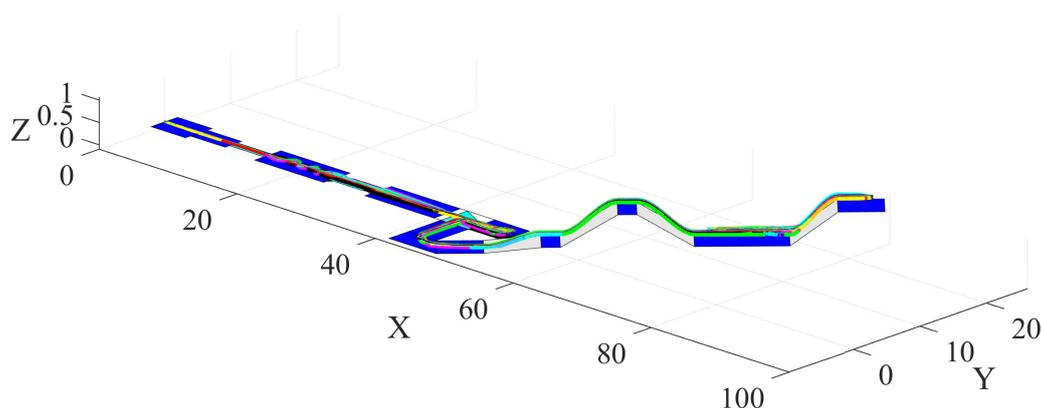


FIGURE 3.30 – Scénario de validation du simulateur basé sur l'expérience utilisateur pour 15 participants.

peut voir que, pour tous les sujets utilisant les trois configurations différentes de fauteuil roulant

manuel, les trajectoires prédites du modèle de référence correspondent parfaitement à la géométrie du scénario de locomotion. La Figure 3.31 montre les couples moyens exercés par les 15 sujets dans diverses situations de locomotion. Le couple moyen exercé par un adulte de taille moyenne pour propulser le fauteuil roulant en phase de ligne droite est de $7Nm$, environ $5Nm$ pour la phase de virage, jusqu'à $15Nm$ pendant la phase de pente de 6% , et environ $8Nm$ pour une phase de pente transversale de 6% .

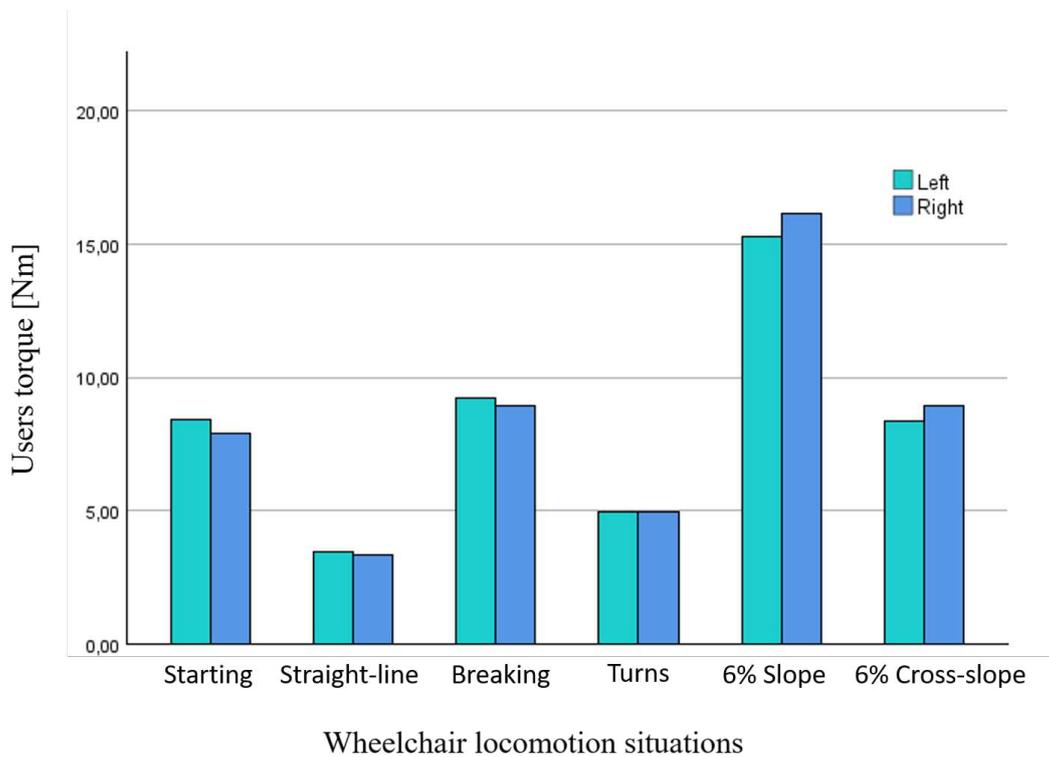


FIGURE 3.31 – Couple moyen pour 15 participants lors de la réalisation du scénario de test (Figure 3.30).

Une analyse comparative du couple moyen de propulsion lors de l'expérience utilisateur sur le simulateur conçu avec les données d'expérience sur terrain réel publiées dans [Rouvier 2023] est illustrée dans le Tableau 3.6. Les résultats expérimentaux présentés sont cohérents avec la locomotion réelle en fauteuil roulant sur terrain réel. Cependant, nous notons que le couple au démarrage est plus important sur terrain réel que sur le simulateur. Cette différence peut s'expliquer par la nature du sol, qui est différente entre le réglage de la résistance au roulement sur le simulateur, correspondant à un sol carrelé, et le sol dans l'expérience réelle, fait de bois. Pour démontrer la fiabilité du modèle de référence et la robustesse de l'approche de contrôle proposée, nous avons implémenté les paramètres de trois types de fauteuils roulants avec les caractéristiques typiques des 15 sujets. Nous avons ensuite utilisé des mesures quantitatives pour évaluer les performances du simulateur. Celles-ci incluent l'erreur quadratique moyenne ($MSE\%$) et le coefficient de corrélation (valeur R) définis dans l'équation 3.21.

Les résultats expérimentaux sont résumés dans le Tableau 3.7. Nous pouvons voir que le modèle de référence est capable de fournir une prédiction précise de la trajectoire désirée par l'utilisateur avec différentes configurations de paramètres de fauteuil roulant. Ces résultats démontrent la capacité du modèle de référence du fauteuil roulant à fournir une prédiction précise du comportement locomoteur du fauteuil roulant dans un environnement virtuel. De plus, lorsque

TABLE 3.6 – Analyse comparative du couple moyen : Propulsion sur le simulateur (S) par rapport au sol réel (S-R) [Rouvier 2023].

Situations de locomotion	Propulsion S [Nm]		Propulsion S-R [Nm], [Rouvier 2023]	
	Droit	Gauche	Droit	Gauche
Démarrage	8,34	8,45	12,50	13,00
Ligne droite	3,73	4,00	4,5	6,60
Virages	5,05	4,9	6	7,2
Pente 6%	16	15,1	15,3	16,50
Pente transversale 6%	9	8,5	10,00	14,2

l'utilisateur propulse le fauteuil roulant sur le banc à rouleaux en utilisant le contrôle haptique, le simulateur adhère fidèlement au modèle de référence, facilitant une interaction fluide entre l'environnement virtuel, le fauteuil roulant et l'utilisateur. Cette interaction est caractérisée par divers retours sensoriels, notamment le retour visuel, qui correspond au mouvement perçu dans l'environnement virtuel, et le retour haptique, marqué par la résistance au roulement et au pivotement ressentie par l'utilisateur, ainsi que par l'inertie antéro-postérieure.

En outre, la performance de l'approche de contrôle conçue garantit le suivi des profils de vitesse souhaités, avec une erreur quadratique moyenne (MSE) comprise entre 2 et 2.5% et un coefficient de corrélation (valeur R) dans les limites de 0.95 à 0.98 pour le fauteuil roulant manuel "Action 4NG". Pour le fauteuil roulant actif, l'erreur moyenne est entre 0.2 et 0.3%, avec une valeur R entre 0.991 et 0.999. Pour le fauteuil roulant conventionnel, l'erreur moyenne est entre 0.08 et 0.12%, avec une valeur R entre 0.989 et 0.99. La Figure 3.32 présente la boîte à moustache qui montre la comparaison de l'erreur de suivi avec le modèle Action 4, le modèle actif et le modèle standard. Ces résultats démontrent la précision et la robustesse de notre interface haptique pour différents types de fauteuils roulants et caractéristiques des utilisateurs.

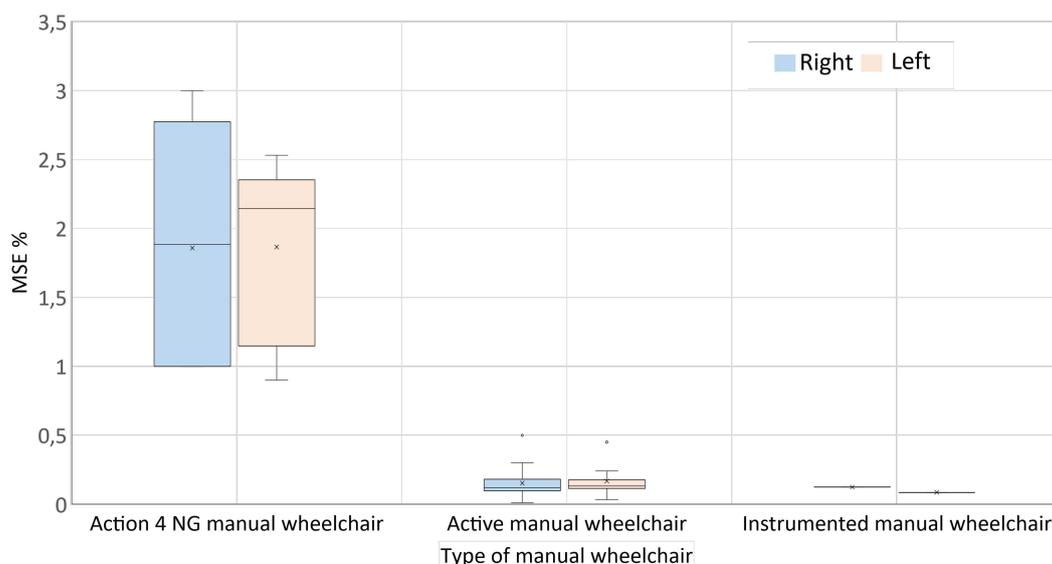


FIGURE 3.32 – Boîte à moustaches de l'erreur quadratique moyenne en % du suivi de la vitesse de référence en fonction des trois types de fauteuils roulants.

TABLE 3.7 – Analyse de la robustesse de l'expérience utilisateur sur le simulateur selon les paramètres du type de fauteuil roulant.

Sujets	Type de FRM	Poids Kg	$x(m)$	$y(m)$	$z(m)$	MSE%		R-Value	
						Right	Left	Right	Left
Sujet 01	FRM Action 4NG	100.7	0,052	0,535	0,001	1	0.9	0,9812	0,977
Sujet 02	FRM Action 4NG	67.6	0,049	0,538	0,001	2,07	2,37	0,9669	0,9749
Sujet 03	FRM Action 4NG	89,3	0,06	0,551	0,0001	2,1	2,1209	0,9606	0,981
Sujet 04	FRM Action 4NG	105,3	0,06	0,56	0,001	1	1,5	0,9548	0,9721
Sujet 05	FRM Action 4NG	79,3	0,056	0,544	0,001	3	2,3	0,95	0,9205
Sujet 07	FRM Action 4NG	119,2	0,07	0,553	0,001	1	1,03	0,9814	0,9882
Sujet 08	FRM Action 4NG	75.2	0,06	0,547	0,001	1,7	2,17	0,9635	0,98
Sujet 09	FRM Action 4NG	73.2	0,06	0,548	0	3	2,53	0,9783	0,9767
Sujet 01	FRM Actif	110	0,06	0,538	0,001	0,1037	0,1144	0,9763	0,9939
Sujet 02	FRM Actif	76.6	0,055	0,542	0,001	0.27	0.45	0,983	0,99
Sujet 03	FRM Actif	98.6	0,059	0,566	0,01	0,1307	0,13	0,9935	0,99
Sujet 04	FRM Actif	114,6	0,06	0,58	0	0.1823	0,117	0,9942	0,9958
Sujet 05	FRM Actif	88,6	0,065	0,554	0	0,1202	0,1426	0,9964	0,9934
Sujet 06	FRM Actif	83	0,065	0,565	0	0.5	0,45	0,9914	0,9946
Sujet 07	FRM Actif	128,6	0,061	0,578	0	0,1811	0,18	0,99	0,9891
Sujet 08	FRM Actif	84,6	0,071	0,555	0	0,1206	0,1028	0,9933	0,995
Sujet 09	FRM Actif	82.6	0,056	0,54	0	0,1016	0,1307	0,9954	0,9967
Sujet 10	FRM Actif	88,6	0,06	0,551	0	0,114	0,1358	0,9909	0,9976
Sujet 11	FRM Actif	83.6	0,065	0,544	0	0,0897	0,0707	0,9927	0,9986
Sujet 13	FRM Actif	86,5	0,07	0,547	0	0,1519	0,1516	0,999	0,99103
Sujet 14	FRM Actif	105,2	0,066	0,577	0	0,3	0,24	0,9954	0,99196
Sujet 15	FRM Actif	78,5	0,06	0,543	0	0,0107	0,1165	0,995	0,99445
Sujet 15	FRM conventionnel	110	0,06	0,55	0	0,1244	0,0855	0,9905	0,9893

3.6.4.4 Analyse subjective

Dans le cadre de l'évaluation du réalisme du simulateur, les participants ont été invités à comparer leurs expériences de conduite réelle à celles sur le simulateur. Ces comparaisons étaient basées sur l'évaluation de deux critères fondamentaux : la perception visuelle et la perception haptique, englobant le réalisme de la propulsion pendant la phase de poussée, et le réalisme de l'inertie pendant les phases de relâchement et de freinage. À cette fin, un questionnaire spécialement conçu a été développé, utilisant une échelle linéaire de 10 centimètres. Le questionnaire comprenait un total de quatre questions distinctes, chacune conçue pour évaluer différentes facettes du réalisme du simulateur, sur une échelle de 1 (faible réalisme) à 10 (haute réalisme). Les quatre questions étaient formulées comme suit :

- Q_1 Comment évaluez-vous le réalisme global de la locomotion en fauteuil roulant sur le simulateur ?
- Q_2 Lorsque je propulse le fauteuil roulant, son comportement vous semble-t-il réaliste ?
- Q_3 Pensez-vous que l'effort nécessaire pour freiner le fauteuil roulant est réaliste ?
- Q_4 Lorsque je relâche les poignées, le comportement du fauteuil roulant vous semble-t-il réaliste ?

La Figure 3.33 montre un diagramme en boîte à moustaches des résultats des réponses aux questions, où la moyenne des réponses de chaque participant est représentée pour chaque phase de locomotion dans le scénario de test. On peut voir que, dans le cas de la trajectoire droite, le réalisme visuel atteint en moyenne 80%. On remarque également dans cette figure que le

réalisme haptique atteint 80%. Cette évaluation est basée sur les réponses aux questions Q_2 et Q_3 , concernant la perception de la force de résistance pendant la phase de poussée, ainsi que la force de résistance et l'inertie longitudinale pendant la phase de relâchement.

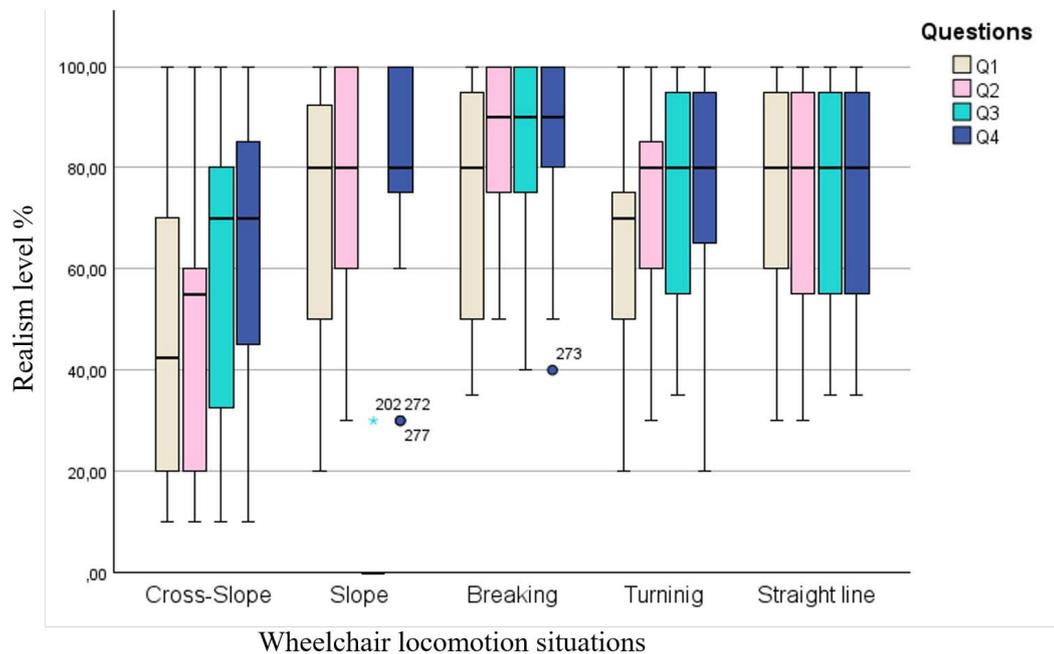


FIGURE 3.33 – Évaluation du niveau de réalisme de la locomotion en fauteuil roulant sur le simulateur en fonction des réponses aux 4 questions pour les 15 participants.

Pendant la phase de slalom, le réalisme global diminue légèrement pour atteindre un score de 75%. Cela est principalement dû au manque de détail dans le scénario virtuel, caractérisé par la présence d'un simple pavé vert et d'une route. Le réalisme haptique reste stable à 80%. Pendant la phase de freinage, le réalisme visuel est évalué à 80%, tandis que le réalisme haptique atteint 90%. Pour la phase de pente 6%, le réalisme est évalué à 80%. Pour la phase de pente transversale 6%, le réalisme global est évalué à 45%, tandis que le réalisme haptique atteint 58%.

Il convient de noter qu'il existe des différences interindividuelles dans les résultats subjectifs pour la phase de pente transversale, potentiellement dues à ce que les participants perçoivent la surélévation du sol de différentes manières. En particulier, ils ne ressentent pas tous la même intensité en termes d'effets gravitationnels pour une pente transversale avec une configuration géométrique similaire à celle de la locomotion réelle. Cela souligne la nécessité de réévaluer les paramètres du modèle de référence en utilisant des conditions de pente transversale similaires dans la vie réelle. En conclusion, les résultats objectifs et subjectifs démontrent l'efficacité de l'interface haptique pour reproduire un comportement réaliste de la locomotion en fauteuil roulant dans le simulateur, quelle que soit la configuration de la situation de locomotion.

3.7 Synthèse des trois approches de commandes

Afin d'identifier objectivement le contrôleur le plus adapté pour piloter le simulateur via une interface haptique, la Figure 3.34 présente un diagramme en bâton comparant la moyenne des erreurs associées à chaque approche de commande. Les résultats démontrent clairement que la commande floue (TS-LPV) surpasse largement la commande adaptative (MRAC-EHO) et la

commande prédictive basée sur des modèles linéaires variants dans le temps (MPC-LPV), cette dernière ayant montré les performances les plus faibles. Ainsi, nous concluons que la commande floue (TS-LPV) est la plus appropriée, car elle parvient à compenser de manière robuste les perturbations et incertitudes résultant des non-linéarités du frottement de contact, des transitions entre différentes dynamiques, ainsi que de la dynamique à basse vitesse. Les résultats de validation expérimentale, obtenus à partir d'une expérience utilisateur impliquant 15 participants et réalisée sur le simulateur PSCHITT-PMR, ont fortement démontré l'efficacité de l'approche de l'interface haptique proposée pour simuler fidèlement la dynamique de locomotion d'un fauteuil roulant dans le monde réel avec un niveau de réalisme particulièrement élevé.

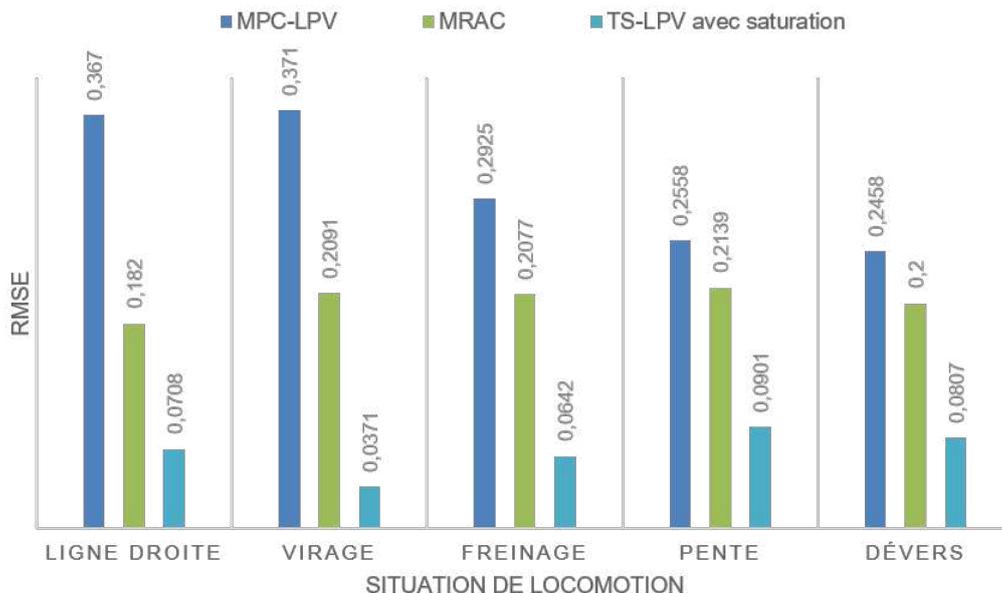


FIGURE 3.34 – Comparaison des performances des trois approches : MRAC-EHO, MPC-LPV et commande floue (TS-LPV).

3.8 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté la problématique à laquelle la propulsion en FRM sur un simulateur en mode libre (non commandé) est différente de la propulsion sur un sol réel. Cette différence est due au frottement de contact non-linéaire entre le FRM et le banc à rouleaux. Afin de compenser ces frottements, trois approches de commande ont été développées et mises en œuvre.

La première approche est une commande adaptative optimale (MRAC-EHO) basée sur un modèle linéaire du frottement de contact. L'avantage de cette approche est qu'elle est simple à synthétiser. Le résultat de la commande MRAC-EHO a montré un bon suivi de la vitesse prédite par le modèle de référence. Toutefois, cette approche présente plusieurs limites. La première est l'existence d'une erreur statique, même avec des gains d'adaptation optimaux. La deuxième limite est que les gains d'adaptation peuvent entraîner une forte amplification de l'erreur, ce qui augmente de manière significative l'amplitude de la commande, pouvant entraîner une saturation. Comme la saturation n'est pas prise en compte, les moteurs du simulateur risquent de décrocher. Pour remédier à ce problème, la deuxième approche de commande est la commande MPC pour des systèmes LPV. Cette commande intègre naturellement les contraintes de saturation dans

l'algorithme d'optimisation, ce qui permet de trouver une solution qui minimise l'erreur de suivi de trajectoire tout en respectant les contraintes de saturation en entrée et en sortie. Cependant, les performances de suivi de trajectoire n'étaient pas optimales, avec des erreurs dynamiques et statiques, notamment à basse vitesse. De plus, la commande manquait de robustesse face aux variations de trajectoire et pouvait devenir instable.

Pour assurer la stabilité et la robustesse tout en respectant les contraintes de saturation en entrée-sortie, la troisième approche est une commande optimale LPV basée sur un modèle flou de type Takagi-Sugeno (T-S) permettant de représenter avec plusieurs sous-systèmes le comportement non linéaire du frottement de contact. Cette approche permet d'assurer la minimisation de l'erreur de suivi de la vitesse de référence avec un rejet des perturbations, tout en respectant les contraintes de saturation en entrée et en sortie. La stabilité en boucle fermée du système (utilisateur-FRM-banc à rouleaux est garantie en utilisant la formulation de problème LMI, basé sur des arguments de stabilité de Lyapunov.

Les tests expérimentaux avec 15 participants ont démontré l'efficacité de cette interface haptique à reproduire fidèlement la dynamique de locomotion d'un fauteuil roulant, permettant de quantifier le coût biomécanique de l'utilisateur selon les conditions environnementales.

Assistance haptique basée sur un indice d'accessibilité empirique

Contents

4.1	Introduction	130
4.2	Contributions	131
4.3	Quantification du niveau d'assistance par une approche empirique	132
4.3.1	Définition d'un indice de difficulté à l'accessibilité	133
4.3.2	Calcul du paramètre du niveau d'assistance	135
4.4	Modélisation de l'interaction utilisateur-FRM-sol	137
4.4.1	Modélisation du couple propulsif	137
4.4.2	Modélisation de l'interaction entre l'utilisateur-roue-sol	138
4.5	Identification en ligne de l'impédance de la main courante	138
4.5.1	Approche d'identification en ligne basée sur la méthode MRAC	138
4.5.2	Validation fonctionnelle du modèle d'interaction Utilisateur-Main courante	141
4.5.2.1	Validation du modèle LPV dans différentes situations de locomotions	141
4.5.2.2	Comparaison de l'impédance de la main courante en mode sans assistance et avec assistance	144
4.6	Conception de la commande d'assistance robuste basée sur un modèle flou Takagi-Sugeno	144
4.6.1	Représentation polytopique du modèle d'interaction utilisateur-sol	145
4.6.2	Validation du modèle T-S sur le simulateur PSCHITT-PMR	146
4.6.3	Commande optimale multi-objectif basée sur le modèle T-S global	148
4.6.4	Commande optimale adaptative basée sur le modèle T-S global	151
4.7	Validation expérimentale	154
4.7.1	Protocole expérimental	154
4.7.2	Comparaison fonctionnelle entre la commande optimale classique et adaptative	155
4.7.3	Évaluation objective et discussion	157
4.8	Conclusion	159

4.1 Introduction

Dans le chapitre précédent, nous avons développé l'interface haptique et dynamique pour reproduire de manière réaliste l'interaction entre l'utilisateur, le FRM et l'environnement urbain dans le simulateur PSCHITT-PMR. Les tests ont confirmé que l'interface haptique reproduit fidèlement la locomotion en fauteuil roulant manuel dans différentes conditions de situation de déplacement. Les données obtenues grâce au simulateur vont être utilisées pour le développement, l'implémentation et la validation des systèmes d'assistance pour FRM-AE.

Ce chapitre se concentre sur le développement d'un système d'assistance haptique, caractérisé par sa capacité à ajuster dynamiquement le niveau d'assistance en fonction des efforts déployés par l'utilisateur et les contraintes liés à la géométrie du sol. Pour ce faire, l'architecture d'assistance est composée de trois niveaux distincts de fonctionnalités. Tout d'abord, le premier niveau consiste à calculer un paramètre du niveau d'assistance en fonction d'un indice de difficulté liée à l'accessibilité, permettant au système d'évaluer la difficulté des scénarios de déplacement. L'approche adoptée pour quantifier l'indice d'accessibilité est empirique et s'appuie sur un modèle d'interaction qui relie des caractéristiques du sol, telles que l'angle de la pente, l'angle de dévers, et des caractéristiques de l'utilisateur, comme la puissance mécanique de propulsion.

Le deuxième niveau se concentre sur la modélisation dynamique de l'interaction entre l'action de l'utilisateur et la vitesse de rotation de la roue, en intégrant un modèle d'impédance linéaire de premier ordre qui caractérise l'impédance ressentie par l'utilisateur au niveau des mains courantes. Pour permettre un fonctionnement en temps réel, une estimation en ligne de ces paramètres d'impédance est réalisée à l'aide d'une commande adaptative basée sur un modèle de référence directe.

Le troisième niveau se concentre sur la synthèse de la commande d'assistance en résolvant un problème d'optimisation basé sur une approche de commande optimale à paramètres variants dans le temps. Cette commande prend en compte les variations d'impédance et le paramètre du niveau d'assistance, ainsi que les contraintes physiques du système (FRM-AE + utilisateur) afin de garantir la sécurité de ce dernier. Elle prend également en compte les incertitudes liées à l'interaction entre l'utilisateur et les roues, ainsi que le rejet des perturbations, afin d'assurer la robustesse du système. Deux formulations de la commande d'assistance sont proposées. La première adopte une approche explicite, c'est-à-dire que le paramètre du niveau d'assistance est multiplié à la commande d'assistance puis ajouté au couple de l'utilisateur, tandis que la seconde intègre le paramètre du niveau d'assistance de manière implicite dans la synthèse de la commande. Cette approche repose sur la modélisation Takagi-Sugeno pour exprimer les exigences de conception sous forme de contraintes d'inégalités matricielles linéaires (LMIs). Les performances de ces stratégies d'assistance sont validées et évaluées sur le simulateur PSCHITT-PMR, impliquant une étude comparative. Les évaluations comprennent une analyse objective de l'effort de l'utilisateur et de l'efficacité mécanique de déplacement. Le concept sous-jacent de cette architecture d'assistance est représentée dans la Figure 4.1.

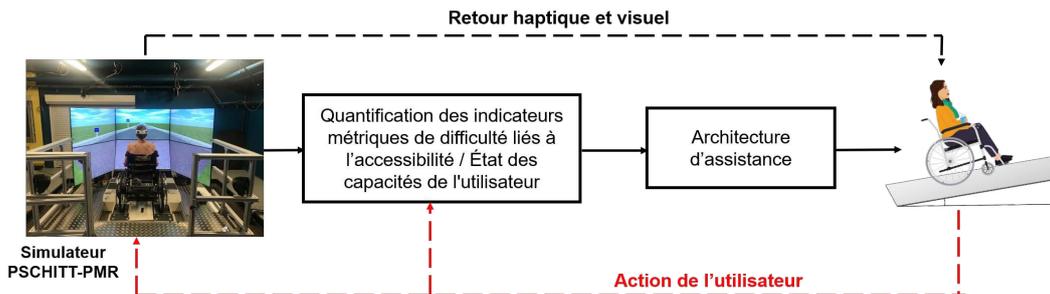


FIGURE 4.1 – Architecture d’assistance haptique centrée sur l’utilisateur et basée sur les capacités de l’utilisateur et les contraintes environnementales.

4.2 Contributions

Les principales contributions de ce travail peuvent être résumées comme suit :

- **Quantification du paramètre du niveau d’assistance** : Un modèle empirique est proposé pour quantifier le niveau d’assistance en fonction des caractéristiques de l’utilisateur et des contraintes environnementales. Cela se fait à travers un indice métrique d’accessibilité, qui intègre à la fois l’action de l’utilisateur et les caractéristiques du terrain. Cette approche permet une personnalisation de l’assistance en fonction des besoins individuels de chaque utilisateur.
- **Modélisation dynamique de l’interaction utilisateur-roue** : Un modèle dynamique de l’interaction entre l’action de l’utilisateur, le mouvement de la roue et le sol est proposé. Ce modèle prend en compte le frottement de contact roue-sol, le couple d’assistances et l’activation musculaire, formulé sous forme d’un modèle d’impédance. Il intègre les variations du frottement de contact entre la roue et le sol induit par les irrégularités du terrain. Une commande adaptative basée sur un modèle de référence directe permet une estimation en ligne de ses paramètres variants, assurant ainsi un fonctionnement en temps réel du système.
- **Approche de commande optimale à paramètres variants (LPV)** : Une approche de commande optimale à paramètres variants est intégrée dans l’architecture d’assistance. Cette approche utilise la méthode de modélisation Takagi-Sugeno pour exprimer les exigences de conception de la commande. Deux formulations du problème d’optimisation sont proposées et comparées pour maximiser l’efficacité de l’assistance, ce qui permet une adaptation dynamique du niveau d’assistance en fonction des conditions rencontrées. L’approche T-S LPV prend en compte les incertitudes liées à l’interaction entre l’utilisateur et les roues, ainsi que la saturation des couples de commandes. Cela garantit une solution robuste et adaptative, capable de maintenir la stabilité du système tout en fournissant une assistance efficace.

La Figure 4.2 décrit de manière détaillée l’architecture de l’assistance, illustrant les différents niveaux de commande ainsi que les interactions entre le système (FRM-AE + utilisateur) et les stratégies de gestion des incertitudes et des perturbations.

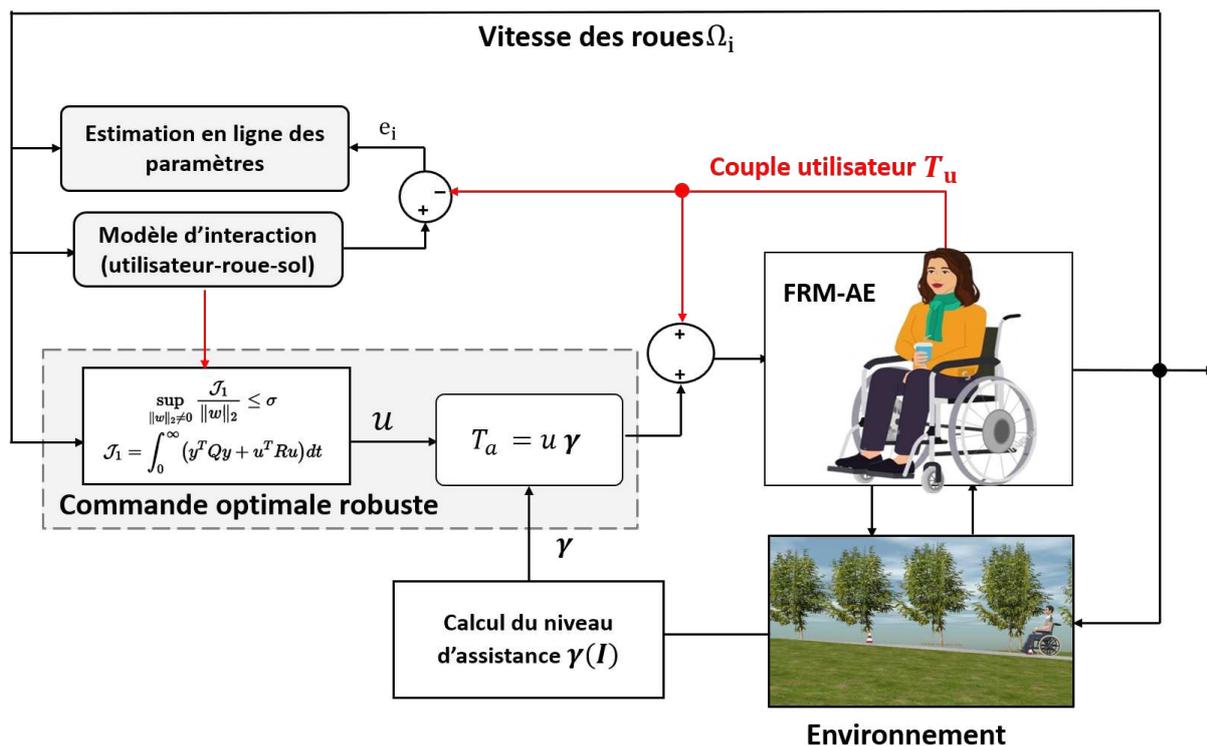


FIGURE 4.2 – Architecture d'assistance haptique basée sur l'action de l'utilisateur et un indice d'accessibilité empirique.

4.3 Quantification du niveau d'assistance par une approche empirique

La définition du paramètre du niveau d'assistance joue un rôle important dans l'architecture d'une assistance de FRM-AE, car elle permet de moduler le couple d'assistance en fonction des besoins de l'utilisateur, tout en maintenant une activité physique efficace des membres supérieurs. Ce paramètre, compris entre 0 et 1, est directement responsable de la régulation de l'amplitude du couple moteur, influençant ainsi la propulsion sécurisée du FRM-AE. Sa valeur peut varier selon les besoins spécifiques de l'utilisateur et les conditions d'utilisation. Par exemple, il peut être fixé à une valeur constante pour garantir une assistance stable tout au long de l'utilisation du FRM-AE [Cuerva 2016], ou ajusté manuellement par l'utilisateur à l'aide d'un dispositif de commande [Cooper 2002]. Une approche plus avancée, bien que moins courante, consiste à adapter dynamiquement le niveau d'assistance en fonction des mouvements de l'utilisateur. Cette méthode, que nous aborderons en détail dans cette section, permet une assistance flexible et personnalisée, capable de s'ajuster aux besoins évolutifs de l'utilisateur et aux diverses situations de déplacement au quotidien.

Dans la littérature, le paramètre du niveau d'assistance est souvent intégré comme un gain amplificateur d'un filtre passe-bas. La boucle d'assistance est ajoutée sous forme d'une commande feedforward [Oh 2008], permettant ainsi d'amplifier le couple moteur. Comme nous l'avons mentionné dans la partie état de l'art concernant des systèmes d'assistance, cette méthode ne tient pas compte des besoins spécifiques de l'utilisateur. Hata et al. [Hata 2003] ont introduit un paramètre du niveau d'assistance variable dans le temps. Ce paramètre adaptatif, décrit dans l'équation (4.1), repose sur un indicateur paramétrique qui caractérise le risque de chute lors de

la propulsion en FRM, selon chaque situation de déplacement. En d'autres termes, ce paramètre du niveau d'assistance permet d'ajuster dynamiquement le filtre passe bas en fonction du risque perçu de chute. La Figure 4.3 présente un schéma descriptif de l'approche d'assistance utilisée dans le travail de [Hata 2003, Li 2005].

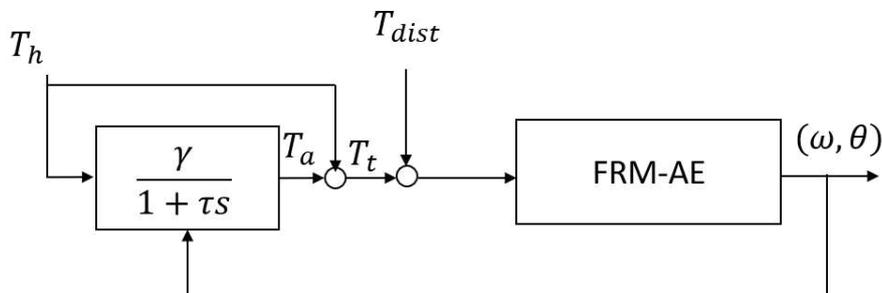


FIGURE 4.3 – Schéma d'assistance proposé par [Hata 2003].

$$\tau \dot{T}_a + T_a = \gamma T_h \quad \text{ou} \quad \gamma = \gamma_{\max} \exp(\beta x(\omega, \theta)) \quad (4.1)$$

Ici, T_a représente le couple d'assistance fourni par le dispositif d'assistance, et T_h celui produit par l'utilisateur, avec γ comme paramètre du niveau d'assistance. L'objectif est de définir un indice de risque de chute, $x(\omega, \theta)$, puis de calculer le paramètre d'assistance en fonction de cet indice pour anticiper le basculement vers l'arrière. Cette approche établit un lien entre le paramètre du niveau d'assistance et un indice caractérisant les contraintes environnementales propres à chaque déplacement en FRM-AE. Dans cette partie de notre travail, nous adoptons une méthode de calcul du paramètre du niveau d'assistance en fonction d'un indice de difficulté lié à l'accessibilité.

4.3.1 Définition d'un indice de difficulté à l'accessibilité

Dans la littérature, de nombreuses recherches se sont intéressées à la caractérisation des facteurs de risque de l'usage d'un FRM au quotidien, notamment le risque de développer de troubles musculo-squelettiques (TMS) lors de la locomotion en FRM [Hata 2003, Sabick 2004, GORCE 2010, Louis 2010, Churton 2013, Marchiori 2023]. Par exemple, Sabick et al [Sabick 2004] ont élaboré un indice de risque, nommé "wheelchair propulsion strength rating", qui quantifie la corrélation entre le moment maximal produit lors de la propulsion et la force maximale exercée au niveau des articulations. D'autres études, comme celle de Louis et al. [Louis 2010], se sont penchées spécifiquement sur les risques liés au membre supérieur en analysant la cinématique des articulations du poignet, du coude et de l'épaule. Leur approche repose sur une équation heuristique qui prend en compte différents paramètres tels que l'amplitude articulaire, la position articulaire, le surpoids et l'incertitude associée à l'équation, formulée comme suit :

$$I_{\text{TMS}} = \alpha (\text{amplitude articulaire}) + \beta (\text{position articulaire}) + \gamma (\text{surpoids}) + \delta (\text{incertitude de l'équation}) \quad (4.2)$$

De manière similaire, Marchiori et al [Marchiori 2023] ont mis au point une méthode de quantification du risque de TMS basé sur la cinématique du membre supérieur en utilisant une

approche de logique floue. L'indice de risque TMS est ainsi envisagé comme la loi de défuzzification, qui se traduit par la moyenne des sommes pondérées.

La principale limite des travaux précédemment cités réside dans leur omission de considérer l'impact lié à la géométrie du sol tels que le type de surface, la fréquence de propulsion, le degré de pente et de dévers sur le risque de TMS. Or l'examen de la littérature effectué dans le Chapitre 1 révèle que les contraintes environnementales constituent le principal contributeur à l'augmentation des risques de TMS. Actuellement, aucune méthode de quantification de cet indice n'a été établie dans la littérature. Néanmoins, la fonction heuristique proposée par [Louis 2010] pourrait être adaptée pour intégrer les contraintes environnementales dans l'évaluation du risque de TMS lors de la locomotion en FRM.

Dans cette optique, nous définissons quatre indices distincts liés aux contraintes d'accessibilité, en nous appuyant sur la méthodologie proposée par Louis et al. [Louis 2010].

$$I_W = \tau_i(t) \Omega_i(t) \quad \text{avec } i = \{\text{droit, gauche}\} \quad (4.3)$$

$$I_\theta = \theta(t) \quad (4.4)$$

$$I_\phi = \phi(t) \quad (4.5)$$

$$I_{\text{accessibilité}} = \beta_1 I_W + \beta_2 I_\theta + \beta_3 I_\phi \quad (4.6)$$

Ici, I_W symbolise la puissance mécanique, décrivant l'efficacité mécanique du déplacement. I_θ représente l'angle de pente du terrain, jouant un rôle important dans la difficulté de déplacement. De même, l'angle de dévers I_ϕ . Enfin, un indice de contrainte d'accessibilité est introduit $I_{\text{accessibilité}}$, sous la forme d'une combinaison linéaire des indices précédemment définis, avec des poids de pondération β_i pour chaque facteur de difficulté pour refléter l'importance relative de chaque aspect évalué.

La détermination de ces coefficients est réalisée au moyen d'un algorithme spécifique, tel que détaillé dans l'algorithme (3). Cet algorithme analyse les caractéristiques du terrain et les conditions de déplacement pour attribuer des valeurs appropriées à ces coefficients. Par exemple, sur un terrain plat, la puissance de déplacement est souvent le facteur ayant le plus de poids, car sur une surface plane, la répétition du mouvement de propulsion, notamment sur de longues distances, peut provoquer des douleurs aux épaules. En revanche, sur un terrain incliné ou en dévers, ces facteurs ont un poids plus important, augmentant ainsi la difficulté de déplacement. Ainsi, l'indice d'accessibilité offre une mesure quantitative de la difficulté de déplacement en tenant compte des différents aspects du terrain et des conditions environnementales.

Algorithme 3 Algorithme pour calculer l'indice d'accessibilité $I_{\text{accessibilité}}$

Input: I_W, I_θ, I_ϕ

Output: $I_{\text{accessibilité}}$

```

16 if  $I_\theta \in [-1.5^\circ, 1.5^\circ]$  &  $I_\phi \in [-1^\circ, 1^\circ]$  then
17   |  $\beta_1 \leftarrow 0.75$   $\beta_2 \leftarrow 0.125$   $\beta_3 \leftarrow 0.125$ 
18 end
19 else if  $I_\theta \neq 0$  &  $I_\phi \in [-1^\circ, 1^\circ]$  then
20   |  $\beta_1 \leftarrow 0.25$   $\beta_2 \leftarrow 0.625$   $\beta_3 \leftarrow 0.125$ 
21 end
22 else if  $I_\phi \neq 0$  &  $I_\theta \in [-1.5^\circ, 1.5^\circ]$  then
23   |  $\beta_1 \leftarrow 0.4375$   $\beta_2 \leftarrow 0.125$   $\beta_3 \leftarrow 0.4375$ 
24 end
25  $I_{\text{accessibilité}} \leftarrow \beta_1 \times I_W + \beta_2 \times I_\theta + \beta_3 \times I_\phi$ 
   return  $I_{\text{accessibilité}}$ 

```

L'idée de cet algorithme est d'adapter les coefficients $(\beta_1, \beta_2, \beta_3)$ en fonction des caractéristiques du terrain, afin de refléter les différentes contributions des facteurs (I_W, I_θ, I_ϕ) à la difficulté de déplacement. Sur un terrain plat, la difficulté est surtout déterminée par l'effort global (représenté par I_W). En revanche, en terrain incliné ou avec un dévers, les angles I_θ et I_ϕ prennent plus d'importance.

4.3.2 Calcul du paramètre du niveau d'assistance

Dans cette approche, le paramètre du niveau d'assistance γ est déterminé en fonction de l'indice de difficulté associé à l'accessibilité, représenté par $I_{\text{accessibilité}}$. Afin de montrer graphiquement chaque domaine d'activation correspondant à chaque indice de difficulté (I_w, I_θ, I_ϕ) , nous formulons différentes fonctions de niveau d'assistance en fonction de ces indices. Ainsi, nous pouvons les exprimer comme suit :

— Pour le niveau d'assistance en fonction du déplacement $(\gamma(I_w))$:

$$\gamma_w = 1 - \frac{1}{1 + e^{-k_w(I_w + \sigma_1)}} + \frac{1}{1 + e^{-k_w(I_w - \sigma_1)}} \quad (4.7)$$

— Pour le niveau d'assistance en fonction de l'angle de pente $(\gamma(I_\theta))$:

$$\gamma_\theta = 1 - \frac{1}{1 + e^{-k_\theta(I_\theta + \sigma_2)}} + \frac{1}{1 + e^{-k_\theta(I_\theta - \sigma_2)}} \quad (4.8)$$

— Pour le niveau d'assistance en fonction de l'angle de dévers $(\gamma(I_\phi))$:

$$\gamma_\phi = 1 - \frac{1}{1 + e^{-k_\phi(I_\phi + \sigma_3)}} + \frac{1}{1 + e^{-k_\phi(I_\phi - \sigma_3)}} \quad (4.9)$$

— Pour la combinaison de ces trois facteurs $(\gamma_{\text{assist}}(I_w, I_\theta, I_\phi))$:

$$\gamma_{\text{assist}} = 1 - \frac{1}{1 + e^{-k_{\text{assist}}(I_{\text{accessibilité}} + \sigma_4)}} + \frac{1}{1 + e^{-k_{\text{assist}}(I_{\text{accessibilité}} - \sigma_4)}} \quad (4.10)$$

avec

$$I_{\text{accessibilité}} = \beta_1 \times I_W + \beta_2 \times I_\theta + \beta_3 \times I_\phi$$

où k_w, k_θ, k_ϕ et k_{assist} sont des constantes positives déterminant la vitesse à laquelle le paramètre du niveau d'assistance atteint sa valeur normale pour chaque indice. Les valeurs $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ et σ_4 représentent les seuils minimaux d'activation du paramètre d'assistance, déterminés à partir de la littérature [Rouvier 2023]. Cette formulation permet de comprendre de manière cohérente comment les niveaux d'assistance évoluent en fonction de l'augmentation des indices de difficulté, en conformité avec le principe énoncé.

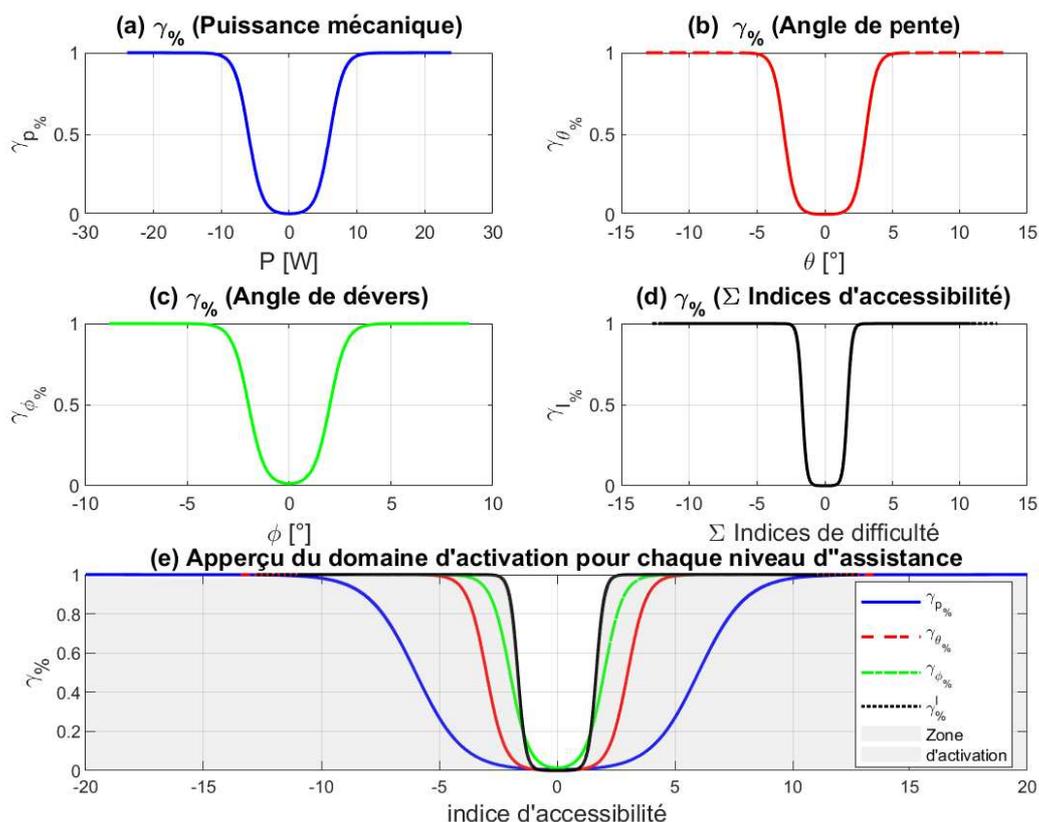


FIGURE 4.4 – Vue d'ensemble du domaine d'activation pour chaque niveau d'assistance.

La Figure (4.4) illustre de manière détaillée le fonctionnement du paramètre du niveau d'assistance en réponse aux différents indices de difficulté. Chaque sous-figure offre une représentation graphique spécifique du niveau d'assistance tel qu'il a été défini par les équations correspondantes. Ainsi, la Figure (4.4.a) montre le niveau d'assistance décrit par l'équation (4.7), tandis que la Figure (4.4.b) représente celui défini par l'équation (4.8). De même, la Figure (4.4.c) dépeint le niveau d'assistance tel qu'il a été défini dans l'équation (4.9), tandis que la Figure (4.4.d) expose le niveau d'assistance déterminé par l'équation (4.10). En outre, cette dernière figure permet également de comparer chaque niveau d'assistance avec leurs domaines d'activation respectifs.

Le niveau d'assistance $\gamma_{I_{\text{accessibilité}}} = 1$ est maximal sur un terrain plat lorsque le couple exercé atteint ou dépasse 10 Nm. En revanche, sur une pente, l'assistance maximale est atteinte lorsque l'inclinaison θ atteint 3 degrés, avec un couple propulsif maintenu à 15 Nm. De même, dans le cas d'un dévers, l'assistance maximale est obtenue lorsque l'angle ϕ dépasse ou atteint 2 degrés, tout en maintenant un couple propulsif égal ou supérieur à 15 Nm. Il est essentiel de noter que le niveau d'assistance peut être influencé simultanément par la pente et le dévers lors des déplacements. En effet, les mouvements de propulsion ne sont jamais parfaitement rectilignes, ce qui peut engendrer des combinaisons de mouvement en pente et en dévers. Par exemple, lorsqu'un utilisateur se trouve sur une pente, sa trajectoire n'est jamais parfaitement alignée avec l'axe de la pente. Il peut aussi y avoir de légères déviations latérales entraînant des mouvements simultanés de pente et de dévers. Pour prendre en compte ces variations, des pondérations β_i ont été intégrées dans notre analyse.

Dans l'architecture d'assistance prévue dans ce travail, uniquement $\gamma(I_{\text{accessibilité}})$ sera utilisé.

4.4 Modélisation de l'interaction utilisateur-FRM-sol

Dans cette section, nous présentons un modèle de l'interaction entre la main de l'utilisateur et la main courante, permettant de caractériser l'impédance ressentie par l'utilisateur lors de la propulsion en FRM. Ensuite, nous intégrons ce modèle dans la dynamique de la roue arrière du FRM en boucle fermée avec l'utilisateur.

4.4.1 Modélisation du couple propulsif

Comme nous l'avons expliqué dans le Chapitre 2 paragraphe 2.3.2, le couple propulsif est le couple permettant aux roues de tourner. Son amplitude est principalement déterminée par le système nerveux central, qui contrôle les muscles des membres supérieurs afin de permettre à l'utilisateur de produire une force suffisante pour franchir une situation de déplacement donnée. Par exemple, sur un terrain en pente (voir Figure 4.5), l'utilisateur du FRM applique une force suffisamment importante pour franchir la pente et contrer l'effet de la force gravitationnelle ainsi que la résistance au roulement.

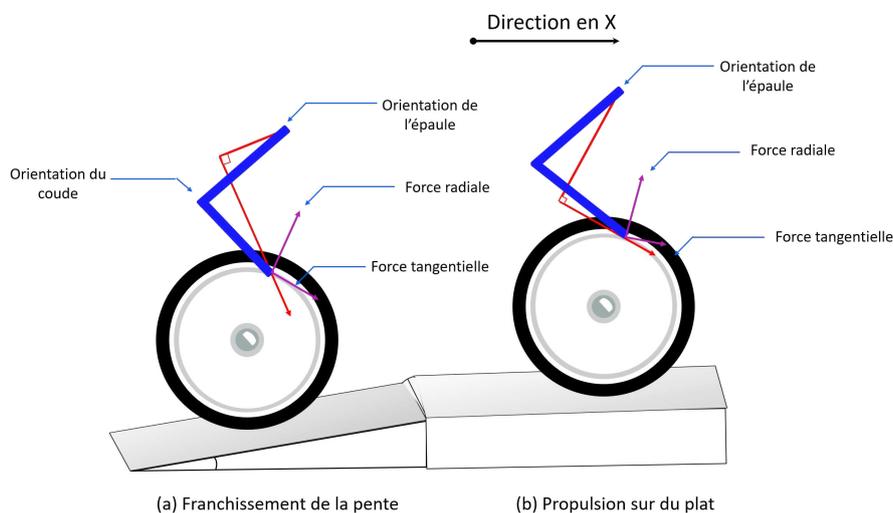


FIGURE 4.5 – Illustration du profil de la force propulsive en réponse aux variations du terrain.

Le modèle présenté dans cette étude est un modèle dynamique d'interaction qui intègre l'impédance du contact roue-sol, le couple d'assistance et l'activation musculaire de l'utilisateur. Il prend en compte les variations du frottement entre la roue et le sol en fonction de la vitesse angulaire de chaque roue, afin de prédire les couples appliqués par l'utilisateur sur les mains courantes. La représentation schématique illustré dans la Figure 4.6 peut être convertie en une équation dynamique décrivant de manière quantitative le comportement de cette interaction :

$$\tau \dot{\hat{T}}_h + \hat{T}_h = T_a + \hat{Z}_\rho \omega \quad (4.11)$$

Dans cette représentation, \hat{T}_h désigne le couple propulsif exercé par l'utilisateur sur la roue, τ correspond au temps de réaction de l'interaction utilisateur-roue, T_a représente le couple d'assistance. De plus, ω représente la vitesse de rotation de la roue, tandis que \hat{Z}_ρ caractérise l'impédance mécanique de la main courante, résultant de la réaction du FRM-AE aux sollicitations de l'utilisateur via le couple propulsif. Cette impédance, liée à la vitesse de rotation des roues, varie en fonction de l'adhérence du sol et du type de revêtement. Il est à noter que pour caractériser cette impédance, une identification en ligne est nécessaire, processus abordé dans la section suivante.

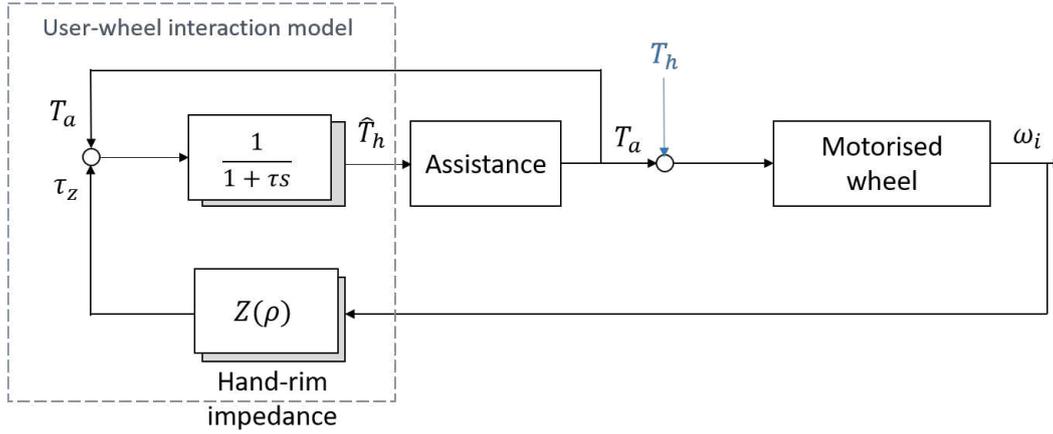


FIGURE 4.6 – Le bloc de l'assistance en boucle fermée avec le modèle d'interaction Utilisateur-Roue-Sol

4.4.2 Modélisation de l'interaction entre l'utilisateur-roue-sol

Le modèle décrivant l'interaction entre l'utilisateur, les roues et le sol a été présenté dans le Chapitre 2, équation 2.20. Nous rappelons que la dynamique de chaque roue arrière s'écrit comme suit :

$$J_r \dot{\omega} = \hat{T}_h - \mathcal{N}(\omega) \quad (4.12)$$

$$\mathcal{N}(\omega) = R_r F_r(\omega) + \eta \omega \quad (4.13)$$

Nous rappelons que η représente le paramètre de viscosité, R_r désigne le rayon de la roue arrière et J_r correspond à l'inertie de la roue. $F_r(\omega)$ est la force de résistance au roulement, une fonction non-linéaire décrite par l'équation (2.26).

Afin d'établir un modèle dédié à la conception de la loi de commande de l'assistance, le modèle de la roue décrit par l'équation 4.12 a été augmenté en associant le modèle du couple utilisateur décrit par l'équation 4.11 comme suit :

$$\Sigma : \begin{cases} \dot{\omega} = -\frac{\mathcal{N}(\omega)}{J_r} + \frac{\hat{T}_h}{J_r} \\ \dot{\hat{T}}_h = \frac{-1}{\tau} \hat{T}_h + \frac{1}{\tau} T_a + \frac{\hat{Z}_\rho}{\tau} \omega \end{cases} \quad (4.14)$$

4.5 Identification en ligne de l'impédance de la main courante

Pour identifier le paramètre d'impédance Z_ρ , nous utilisons la commande adaptative par modèle de référence (MRAC) [Nguyen 2018], couramment employée pour les systèmes linéaires. Cette méthode atténue les effets des incertitudes du système sur les performances globales, en garantissant la stabilité des paramètres adaptatifs grâce au concept de stabilité de Lyapunov, assurant ainsi des performances optimales dans des conditions variables et incertaines.

4.5.1 Approche d'identification en ligne basée sur la méthode MRAC

Dans cette étude, l'objectif de l'approche MRAC est d'estimer le paramètre d'impédance Z_ρ tout en assurant la stabilité asymptotique en boucle fermée du système 4.11. La commande adaptative par modèle de référence se compose de trois blocs principaux : un modèle incertain comportant des paramètres connus ou inconnus, un bloc représentant un modèle de référence

définissant la réponse souhaitée d'un système de contrôle adaptatif à une commande et une entrée. Dans notre cas, la réponse souhaitée est le couple de l'utilisateur et l'entrée est la vitesse angulaire des roues. Le troisième bloc contient des lois adaptatives exprimant explicitement comment les paramètres adaptatifs doivent être ajustés pour maintenir l'erreur de suivi aussi faible que possible. Le schéma fonctionnel d'un système de commande adaptative par modèle de référence (MRAC) est illustré sur la Figure (4.7).

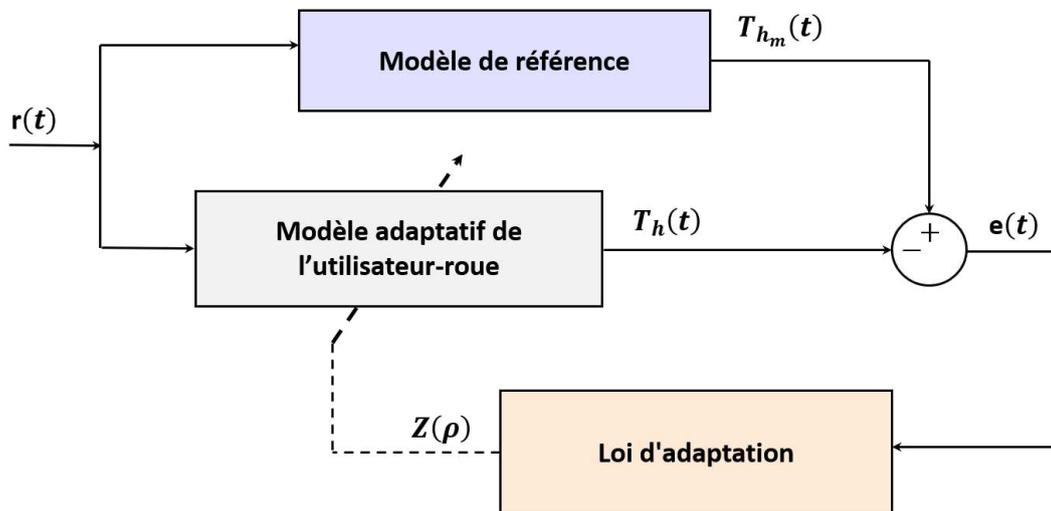


FIGURE 4.7 – Schéma descriptif du processus d'identification en ligne basé sur la commande adaptative (MRAC).

Dans la suite de cette analyse, nous présentons l'approche d'identification adaptative permettant d'identifier le paramètre d'impédance Z_ρ [Nguyen 2018, Oudainia 2023].

Considérons le modèle décrit dans l'équation (4.11), la réécriture de ce modèle conduit à la forme d'espace d'état suivante :

$$\dot{\hat{T}}_h(t) = \frac{-1}{\tau} \hat{T}_h(t) + \frac{1}{\tau} u(t) \quad (4.15)$$

La loi de commande u est définie telle que :

$$u = T_a(t) + \hat{Z}_\rho \omega(t) \quad (4.16)$$

Le signal de la trajectoire de référence est mesurable et borné, tout comme sa variation. Nous supposons que la trajectoire désirée peut être modélisée comme suit :

$$\dot{T}_{h_m}(t) = A_m T_{h_m}(t) + B_m r(t) \quad \text{avec} \quad T_{h_m}(0) = 0 \quad (4.17)$$

avec :

$$r(t) = T_a(t) + Z_m \omega(t) \quad (4.18)$$

Ici, $A_m = \frac{-1}{\tau} < 0$ est Hurwitz, $B_m = \frac{1}{\tau}$ et Z_m désigne la trajectoire optimale du paramètre d'impédance \hat{Z}_ρ à déterminer. Le signal de commande de référence $\omega \in \mathcal{L}_\infty$ est supposé borné et continu par morceaux, afin que $T_{h_m}(t)$, représentant le signal de couple propulsif de référence du modèle, reste uniformément borné.

En comparant l'équation (4.15) avec le modèle de référence (4.17), nous obtenons l'expression de l'erreur de suivi $e = T_{h_m} - \hat{T}_h$. Par conséquent, l'équation de la dynamique de l'erreur de suivi en boucle fermée est établie comme suit :

$$\dot{e}(t) = A_m \left(T_{h_m}(t) - \hat{T}_h(t) \right) + B_m (r(t) - u(t)) \quad (4.19)$$

$$\dot{e}(t) = A_m e(t) + B_m (r(t) - u(t)) \quad (4.20)$$

Ainsi,

$$\dot{e} = -\frac{1}{\tau} e - \frac{1}{\tau} (Z_\rho - Z_m)\omega \quad (4.21)$$

Afin de définir la loi adaptative pour ajuster le paramètre d'impédance Z_ρ , nous définissons le théorème suivant :

Theorem 4.5.1. *Si un signal de commande borné et continu par morceaux, défini par l'équation (4.16) est appliqué au système (4.15) pour suivre une trajectoire définie par le modèle de référence (4.17). Alors, il existe une loi adaptative capable de contraindre le paramètre d'impédance Z_ρ à converger vers Z_m lorsque $t \rightarrow \infty$. Cette convergence assure une stabilité asymptotique du modèle d'interaction en boucle fermée au sens de Lyapunov.*

Proof. Nous choisissons la fonction candidate de Lyapunov définie positive telle que

$$\begin{aligned} \mathcal{V}(e, \tilde{Z}_\rho) &= \frac{1}{2} (e^2 + B_m \sigma \tilde{Z}^2) > 0 \quad \text{avec} \\ \tilde{Z} &= \hat{Z}_\rho - Z_m \quad \text{et} \quad \sigma > 0 \end{aligned} \quad (4.22)$$

Qui satisfait l'inégalité suivante

$$\begin{aligned} \dot{\mathcal{V}}(e, \tilde{Z}_\rho) &= e \dot{e} + B_m \sigma \tilde{Z} \dot{Z}(\rho) \leq 0 \\ &= e (A_m e - B_m \tilde{Z} \omega) + B_m \sigma \tilde{Z} \dot{Z}(\rho) \leq 0 \\ &= A_m e^2 + B_m \tilde{Z} (\sigma \dot{Z}(\rho) - e \omega) \leq 0 \end{aligned} \quad (4.23)$$

Alors $\dot{\mathcal{V}}(e, \tilde{Z}_\rho) = A_m e^2 \leq 0$, si,

$$\dot{Z}(\rho) = \frac{e \omega}{\sigma} \quad (4.24)$$

Avec σ est la vitesse d'apprentissage de Z_ρ . Puisque $\dot{\mathcal{V}}(e, \tilde{Z}) \leq 0$, alors $e(t)$ et Z_ρ sont bornés. Alors,

$$\lim_{t \rightarrow \infty} V(e, \tilde{Z}_\rho) = V(e(0), \tilde{Z}(\rho(0))) + A_m \|e\|_2^2 \quad (4.25)$$

Par conséquent, $V(e, \tilde{Z})$ à une limite finie quand $t \rightarrow \infty$. Puisque $\|e\|_2$ existe alors $e(t) \in \mathbb{L}_2 \cap \mathbb{L}_\infty$, parcontre, $\|\dot{e}\| \in \mathbb{L}_\infty$.

Maintenant, nous effectuons la deuxième dérivée de la fonction de Lyapunov $\ddot{\mathcal{V}}(e, \tilde{Z})$ telle que

$$\ddot{\mathcal{V}}(e, \tilde{Z}) = 2A_m e \dot{e} = 2A_m e [A_m e - B_m (Z_\rho - Z_m)] \quad (4.26)$$

Puisque $e(t)$ et \tilde{Z} sont bornés parce que $\dot{\mathcal{V}}(e, \tilde{Z}) \leq 0$, et qu'on peut écrire :

$$|T_h| = |T_{h_m} - e(t)| \leq |T_{h_m}| + |e(t)|,$$

cela montre que T_h est borné par la somme des bornes de T_{h_m} et de $e(t)$. Alors, $\ddot{\mathcal{V}}(e, \tilde{Z})$ est bornée. Par conséquent, $\dot{\mathcal{V}}(e, \tilde{Z}) \leq 0$ est uniformément continu. Nous introduisons le Lemme de Barbalat [Slotine 1991],

Lemma 4.5.2. *Si $f(t) \in \mathbb{R}$ une fonction différentiable telle que $\lim_{t \rightarrow \infty} f(t)$ existe et est finie, et si $\dot{f}(t)$ est uniformément continue, alors $\lim_{t \rightarrow \infty} \dot{f}(t) = 0$.*

En vertu du Lemme de Barbalat (4.5.2), on observe que $\dot{\mathcal{V}}(e, \tilde{Z}) \rightarrow 0$ lorsque $t \rightarrow \infty$, ce qui implique que $e(t) \rightarrow 0$ dans la même limite. Par conséquent, l'erreur de suivi est asymptotiquement stable. Cependant, il convient de noter que l'ensemble du système de contrôle adaptatif ne peut être considéré comme asymptotiquement stable, étant donné que \tilde{Z} ne peut être établi que comme borné. \square

4.5.2 Validation fonctionnelle du modèle d'interaction Utilisateur-Main courante

Dans cette section, nous effectuons une première validation du modèle LPV en identifiant, en ligne, les paramètres d'impédance associés à chaque interaction utilisateur-main courante. Nous présentons ensuite une analyse comparative des paramètres d'impédance dans les deux modes, sans assistance et avec assistance, afin d'évaluer objectivement l'influence de l'assistance sur les variations observées dans les paramètres d'impédance.

4.5.2.1 Validation du modèle LPV dans différentes situations de locomotions

Dans le but de valider et d'analyser le comportement de l'utilisateur dans diverses situations, une identification paramétrique a été réalisée selon trois modes de conduite distincts : un mode sans assistance et deux modes avec assistance. Un scénario de locomotion, incluant différentes situations telles que la ligne droite, le virage, la pente et le dévers, a été utilisé (Voir Figure 4.8). Les résultats de l'identification en ligne des paramètres de l'utilisateur pour chaque situation de locomotion sont présentés respectivement dans les Figures 4.9, 4.10, 4.11 et 4.12.

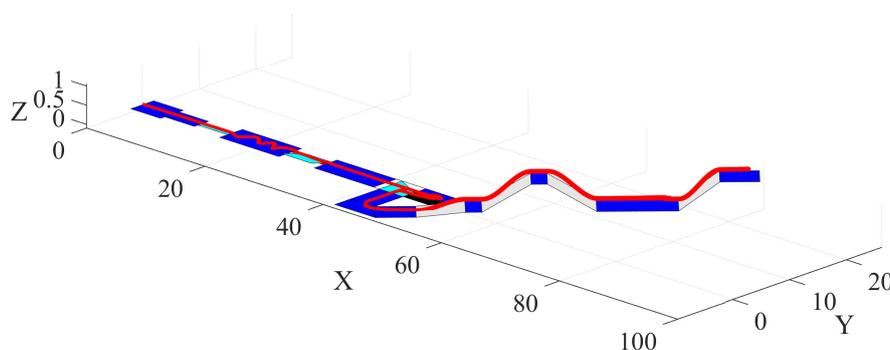


FIGURE 4.8 – Scénario de validation du modèle de l'utilisateur (Sans Assistance (SA) et avec Assistance (AA)).

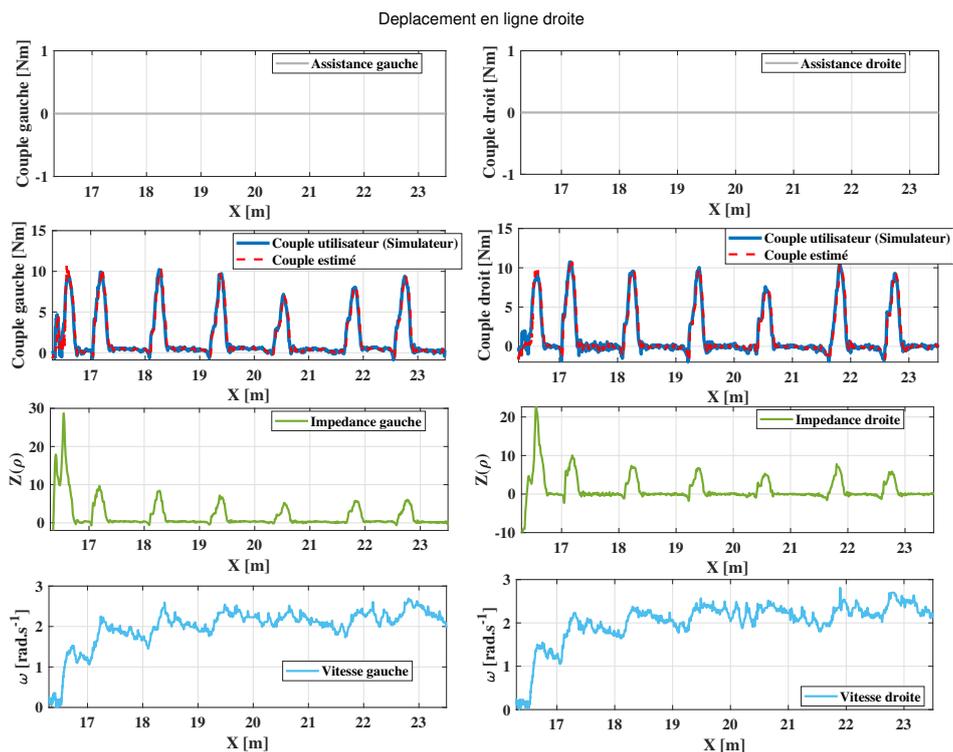


FIGURE 4.9 – Validation expérimentale du modèle d'interaction utilisateur-main courante pour un déplacement en ligne droite sans assistance.

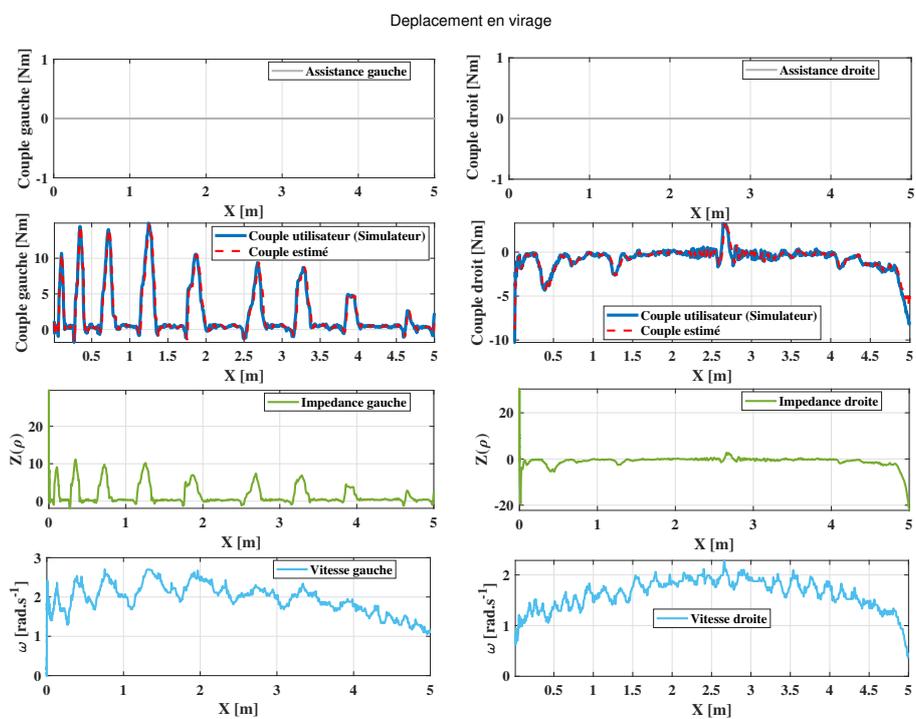


FIGURE 4.10 – Validation expérimentale du modèle d'interaction utilisateur-main courante pour un déplacement en virage sans assistance.

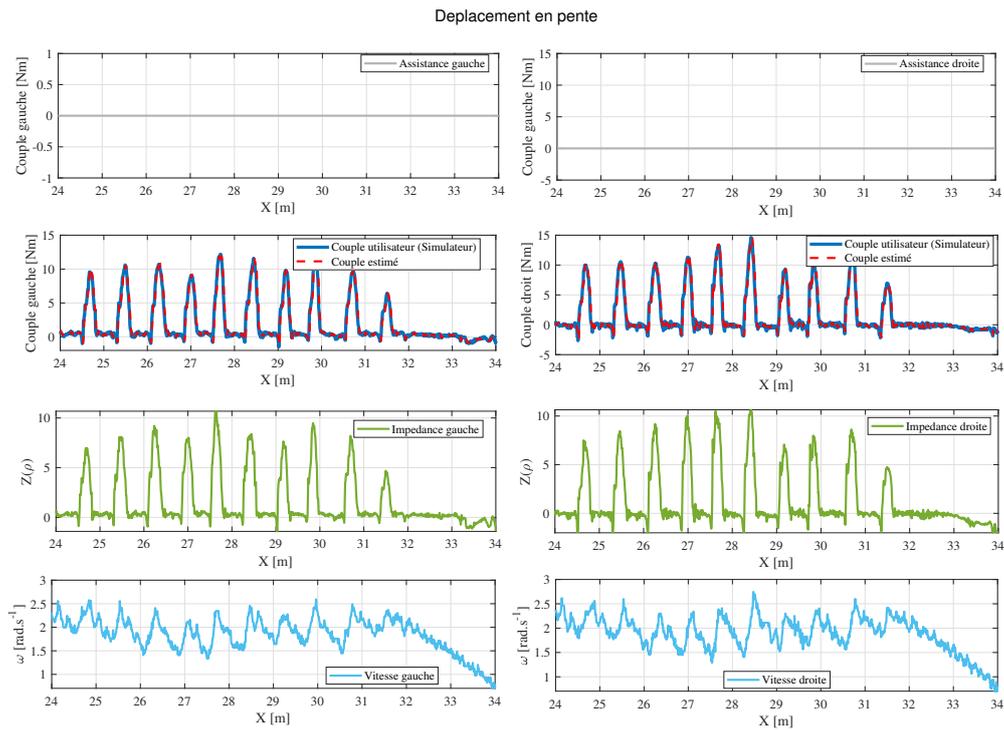


FIGURE 4.11 – Validation expérimentale du modèle d'interaction utilisateur-main courante pour un déplacement en pente sans assistance.

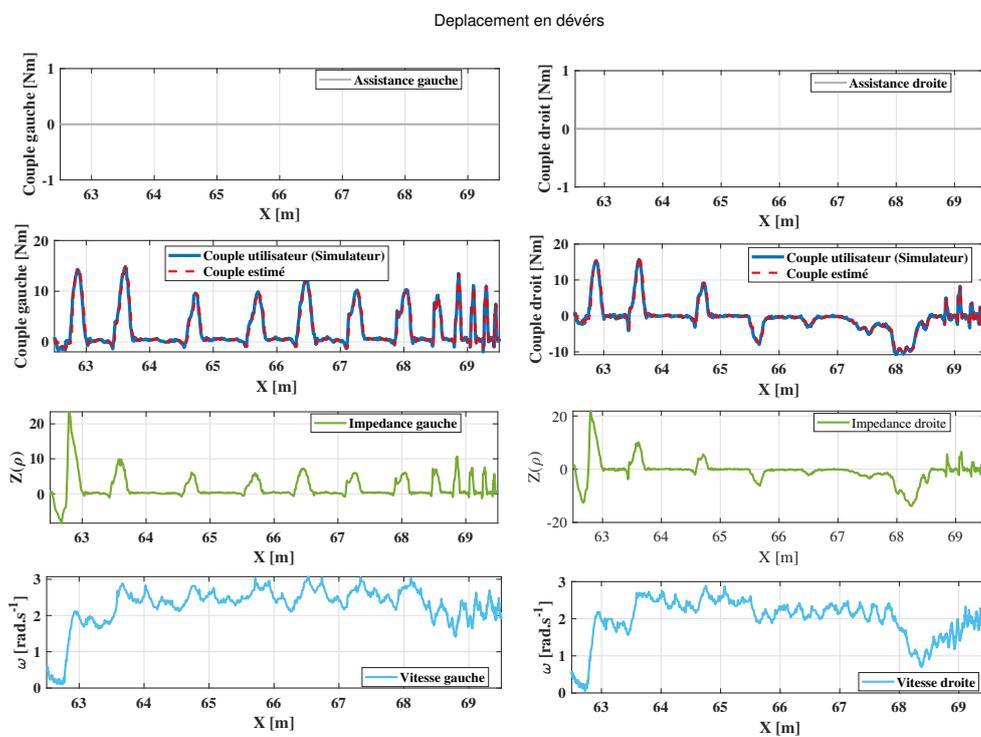


FIGURE 4.12 – Validation expérimentale du modèle d'interaction utilisateur-main courante pour un déplacement en dévers sans assistance.

La validation du modèle de couple de l'utilisateur avec l'algorithme d'identification en ligne a été effectuée à l'aide du Simulateur PSCHITT-PMR. Un scénario de locomotion comprenant cinq situations distinctes a été considéré : la conduite en ligne droite, en freinage, en virage, en pente et en dévers.

La procédure expérimentale adoptée pour cette validation consiste en deux phases. Dans un premier temps, l'utilisateur est invité à effectuer le scénario (Figure 4.8) sans assistance, permettant ainsi d'évaluer son effort en fonction de l'impédance de la main courante pour les différentes situations de locomotion. Dans un second temps, un essai avec assistance est réalisé. L'objectif de ces essais est de valider le modèle de l'interaction utilisateur-main courante, et par ailleurs de comparer les réponses de l'utilisateur en termes d'amplitude du couple propulsif avec et sans assistance, afin d'évaluer son influence sur le paramètre d'impédance.

Les résultats de l'identification en ligne des paramètres d'impédance dans le modèle de l'utilisateur-main courante sont présentés graphiquement dans les figures 4.9, 4.10, 4.11, et 4.12 pour les essais sans assistance. Les résultats montrent que le profil du couple du modèle de l'utilisateur correspond étroitement aux données mesurées par le capteur de couple du simulateur.

4.5.2.2 Comparaison de l'impédance de la main courante en mode sans assistance et avec assistance

Le tableau 4.1 montre les performances du modèle d'interaction utilisateur-roue-sol avec le couple d'assistance et sans assistance. Les résultats montrent que l'assistance électrique réduit significativement les valeurs des paramètres d'impédance des mains courantes dans toutes les conditions de test (ligne droite, virage, pente et dévers). Par exemple, pour les lignes droites, les intervalles passent de $[-5,29]$ sans assistance à $[-2,14]$ avec assistance pour $Z_g(\rho)$, et de $[-30,20]$ à $[0,10]$ pour $Z_d(\rho)$. De même, en virage, les intervalles se resserrent de $[-10,15]$ à $[0,6]$ pour $Z_g(\rho)$ et de $[0,30]$ à $[0,7]$ pour $Z_d(\rho)$ avec l'assistance. Ces réductions indiquent une plus grande consistance et prévisibilité du modèle lorsque l'assistance est activée. Cela suggère que l'assistance diminue l'impédance de la main-courante perçue par l'utilisateur.

TABLE 4.1 – Validation objective du modèle d'interaction utilisateur-main courante par le biais des indicateurs de performances MSE et R-Value.

Situation de locomotion	Situation de locomotion	Gauche			Droite		
		$MSE\%$	R Value	$Z(\rho_g)$	$MSE\%$	R Value	$Z(\rho_d)$
Sans assistance	Ligne droite	0.7923	0.9329	$[-5,29]$	1.0256	0.9058	$[-30,20]$
	Virage	2.1231	0.8988	$[-10,15]$	2.3177	0.7725	$[0 :30]$
	Pente	0.3543	0.9728	$[-5,10]$	0.5818	0.9584	$[-5,10]$
	Dévers	0.7950	0.9539	$[-10,22]$	0.7364	0.9439	$[-10,22]$
Avec assistance	Ligne droite	0.5015	0.9665	$[-2,14]$	0.7100	0.9552	$[0,10]$
	Virage	2.2000	0.8700	$[0,6]$	1.1800	0.8600	$[0,7]$
	Pente	0.5000	0.9640	$[-2,5]$	0.7600	0.9474	$[-2,5]$
	Dévers	0.7700	0.9640	$[-5,10]$	0.5500	0.9620	$[-5,10]$

4.6 Conception de la commande d'assistance robuste basée sur un modèle flou Takagi-Sugeno

Dans cette section, nous présentons deux stratégies d'assistance pour fauteuil roulant avec assistance électrique afin d'évaluer laquelle est la plus performante en termes d'efficacité énergétique, de confort de l'utilisateur, et de réponse adaptative aux variations des conditions de

locomotion. La première approche utilise une fonction de coût multi-objectif visant à minimiser l'énergie du couple appliqué par l'utilisateur. La commande d'assistance générée est ensuite multipliée par le paramètre du niveau d'assistance $u = \gamma \cdot T_a$. La deuxième approche intègre le paramètre du niveau d'assistance directement dans l'algorithme d'optimisation pour produire une commande d'assistance adaptative en fonction de γ , soit $u = T_a(\gamma)$.

4.6.1 Représentation polytopique du modèle d'interaction utilisateur-sol

Dans cette section, nous développons le modèle polytopique TS du système 4.14 en vue de concevoir la commande d'assistance pour un fauteuil roulant avec assistance électrique.

Le modèle dynamique d'interaction entre l'utilisateur, la roue et le sol, présenté dans l'équation 4.14, inclut un paramètre d'impédance variant dans le temps ainsi qu'un couple de résistance au roulement dépendant de diverses mesures. Pour simplifier le modèle du couple de résistance au roulement décrit dans l'équation (4.14), nous formulons l'hypothèse que le modèle de résistance au roulement peut être paramétrisé linéairement comme une relation affine entre $\mathcal{N}_i(t) \in \mathbb{R}_n$ et $\omega_i \in \mathbb{R}_p$, que le mouvement du FRM est sans glissement :

$$\mathcal{N}(\omega) = f_1(t)\omega + f_2(t) \quad (4.27)$$

Ainsi, le modèle décrit par l'équation 4.14 devient :

$$\Sigma : \begin{cases} \dot{\omega}(t) = -\frac{f_1(t)}{J_r}\omega(t) - \frac{f_2(t)}{J_r} + \frac{T_h(t)}{J_r} \\ \dot{T}_h(t) = \frac{-1}{\tau} T_h(t) + \frac{1}{\tau} T_a(t) + \frac{Z_\rho}{\tau}\omega(t) \end{cases} \quad (4.28)$$

Ainsi, la représentation d'état du modèle 4.28 s'écrit comme suit :

$$\dot{x}(t) = A(t)x(t) + Bu(t) + Dw(t) \quad (4.29)$$

$$A(t) = \begin{bmatrix} -\frac{f_1(t)}{J_r} & \frac{1}{J_r} \\ \frac{Z_\rho}{\tau} & \frac{-1}{\tau} \end{bmatrix}, \quad B = \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{1}{\tau} \end{bmatrix}, \quad D = \begin{bmatrix} \frac{1}{J_r} \\ 0 \end{bmatrix}, \quad u(t) = T_a(t), \quad w(t) = f_2(t) \quad (4.30)$$

avec, $x(t) = [\omega \ T_h]^T$ est l'état du système avec $x \in \mathbb{R}^2$, $u(t) = T_a(t)$ avec $u \in \mathbb{R}$ est l'entrée de contrôle et $w(t) \in \mathbb{R}$ est la perturbation d'entrée contenant toutes les incertitudes du frottement de contact roue-sol. $A(t) \in \mathbb{R}^{2 \times 2}$ est la matrice d'état, $B \in \mathbb{R}^{2 \times 1}$ est le vecteur de commande et $D \in \mathbb{R}^{2 \times 1}$ est le vecteur de perturbation.

Les paramètres variants dans le temps $f_1(t)$ et $Z_\rho(t)$ sont bornés.

$$\begin{aligned} f_{1_{min}} &\leq f_1 \leq f_{1_{max}} \\ Z_{\rho_{min}} &\leq Z_\rho \leq Z_{\rho_{max}} \end{aligned} \quad (4.31)$$

La paire $(A(t), B)$ est uniformément contrôlable. L'entrée de commande est soumise à une saturation symétrique dans un ensemble compact $\mathcal{U}(u_{min}, u_{max})$, défini comme suit :

$$\mathcal{U}(u_{min}, u_{max}) = \{u \in \mathbb{R}^m : -u_{min} \leq T_a \leq u_{max}\} \quad (4.32)$$

Nous définissons les paramètres variables $f_1(t)$ et $Z_\rho(t)$ selon leurs valeurs limites $q_1^1 = \max(f_1(t))$, $q_2^1 = \max(Z_\rho)$, $q_1^2 = \min(f_1(t))$ et $q_2^2 = \min(Z_\rho)$. Ainsi, les paramètres variables s'écrivent :

$$\begin{aligned} f_1(t) &= E_1^1 q_1^1 + E_1^2 q_1^2 \\ Z_\rho(t) &= E_2^1 q_2^1 + E_2^2 q_2^2 \end{aligned} \quad (4.33)$$

Pour chaque paramètre variant, nous attribuons les deux fonctions d'appartenance suivantes :

$$\begin{aligned} E_1^1 &= \frac{q_1^1 - f_1(t)}{q_1^1 - q_1^2} \quad \text{avec} \quad E_1^2 = 1 - E_1^1 \\ E_2^1 &= \frac{q_2^1 - Z_\rho(t)}{q_2^1 - q_2^2} \quad \text{avec} \quad E_2^2 = 1 - E_2^1 \end{aligned}$$

Les fonctions d'appartenance, E_i^1 et E_i^2 , doivent satisfaire la propriété suivante $E_i^1 + E_i^2 = 1$. Les règles du système T-S sont conçues pour inclure toutes les combinaisons possibles des paramètres variants. En utilisant l'approche des secteurs non linéaires [Takagi 1985], nous obtenons la représentation LPV floue T-S à 2^2 règles :

$$\begin{cases} \dot{x} = \sum_{i=1}^4 h_i(A_i x) + Bu + Dw, \\ y = [0 \ 1]x. \end{cases} \quad (4.34)$$

où A_i est calculé selon :

$$\begin{aligned} i = 1 : \{A(f_{1\min}, Z_{\rho\min})\} & \quad i = 3 : \{A(f_{1\max}, Z_{\rho\min})\} \\ i = 2 : \{A(f_{1\min}, Z_{\rho\max})\} & \quad i = 4 : \{A(f_{1\max}, Z_{\rho\max})\} \end{aligned} \quad (4.35)$$

La fonction d'appartenance de la règle i est calculée comme le produit des fonctions E_i^1 et E_i^2 correspondant aux ensembles flous des règles d'inférence floues, c'est-à-dire :

$$\begin{aligned} h_1 &= E_1^1 E_2^1 & h_2 &= E_1^2 E_2^1 \\ h_3 &= E_1^1 E_2^2 & h_4 &= E_1^2 E_2^2 \end{aligned} \quad (4.36)$$

4.6.2 Validation du modèle T-S sur le simulateur PSCHITT-PMR

Après la formulation sous forme T-S du modèle augmenté des roues avec le modèle de l'utilisateur sous forme T-S, une validation expérimentale du modèle T-S a été réalisée. Cette validation expérimentale nécessite préalablement l'identification des valeurs extrêmes du paramètre de frottement d'impédance (f_1 et Z_ρ), qui délimitent les bornes maximales et minimales. Ces valeurs sont déterminées par un processus d'identification en ligne, dont les détails sont exposés dans le Tableau 4.1 pour Z_ρ et pour $f_1(t)$ et $f_2(t)$ ils ont été identifiés avec l'algorithme RLS (2).

La validation du modèle T-S est ensuite réalisée en utilisant le simulateur PSCHITT-PMR, avec un scénario de locomotion standardisé (voir figure 4.8). Ce scénario comprend différentes conditions de locomotion, incluant la propulsion en ligne droite, les manœuvres de virage, les pentes et les dévers. Pour ce faire, les entrées du modèle T-S sont constituées du paramètre de résistance au roulement $f_1(t)$ ainsi que du paramètre d'impédance variable du conducteur, identifié de manière récursive. Ces deux paramètres sont essentiels pour simuler le comportement d'interaction entre l'utilisateur, la roue et le sol dans le simulateur.

Les résultats de la comparaison entre les prédictions du modèle augmenté T-S et les données réelles enregistrées dans le simulateur sont illustrés dans la Figure 4.13 et la Figure 4.14. Les résultats expérimentaux montrent que le modèle T-S augmenté correspond bien à la fois au modèle LPV (voir équation 4.29) et aux mesures issues du simulateur. Ainsi, la validité du modèle T-S intégré de l'interaction utilisateur-roue-sol est établie.

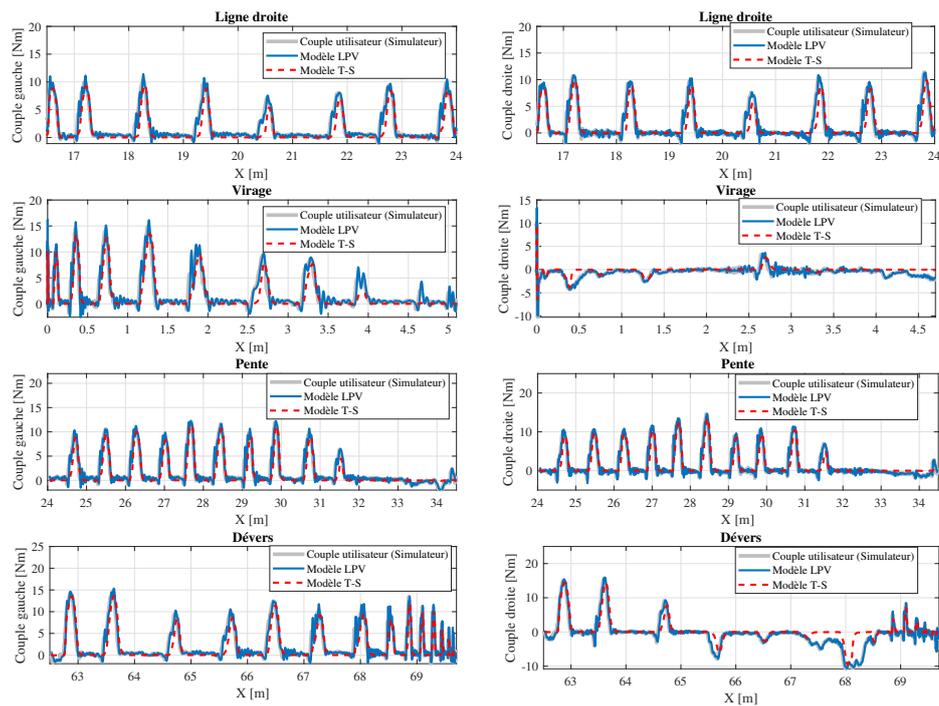


FIGURE 4.13 – Évaluation comparative de la validité du modèle TS (rouge) avec le modèle LPV identifié en ligne (courbe bleue) et le couple mesuré sur le simulateur (courbe grise).

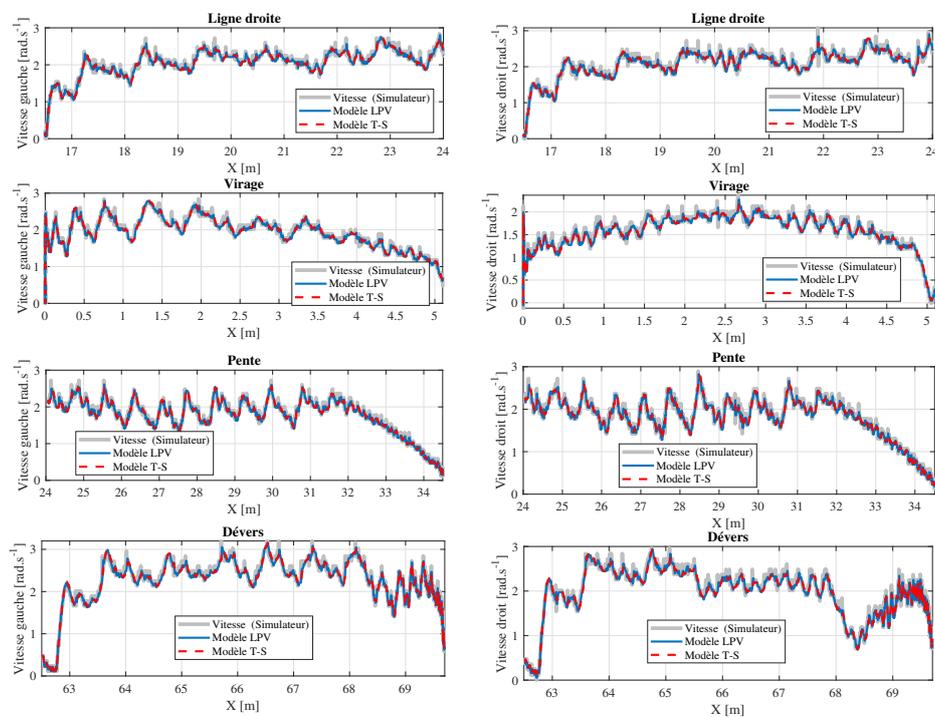


FIGURE 4.14 – Évaluation comparative de la validité du modèle TS (rouge) avec le modèle LPV identifié en ligne (courbe bleue) et la vitesse mesurée sur le simulateur (courbe grise).

4.6.3 Commande optimale multi-objectif basée sur le modèle T-S global

Dans ce qui suit, les détails de la conception de la commande d'assistance (T-S LPV) avec des contraintes de saturation sur l'entrée du système, basée sur une optimisation des inégalités matricielles linéaires (LMI) sont présentés. Les spécifications de performance du contrôle incluent les conditions de stabilité, les contraintes de saturation sur l'entrée et le rejet des perturbations.

Considérons le système décrit par l'équation (4.29), où w est une perturbation appartenant à un ensemble \mathcal{S} borné dans \mathcal{L}_2 . L'ensemble \mathcal{S} est défini comme suit : $\mathcal{S} = \{w : [0, \infty) \rightarrow \mathbb{R}^q ; \int_0^\infty w(\tau)^T w(\tau) d\tau \leq \gamma^{-1}\}$, avec γ^{-1} étant un scalaire positif.

Le vecteur de performance considéré pour cette commande représentée par l'équation de sortie (4.29), est écrit :

$$y = Cx = T_h \quad (4.37)$$

Nous choisissons la norme H_∞ comme critère de performance tel que :

$$\sup_{\|w\|_2 \neq 0} \frac{\mathcal{J}_1}{\|w\|_2} \leq \sigma \quad (4.38)$$

où

$$\mathcal{J}_1 = \int_0^\infty (y^T Q y + u^T R u) dt \quad (4.39)$$

La stratégie de commande adoptée pour générer la commande d'assistance est de forme LPV basée sur la Compensation Parallèle-Distribuée (PDC) [Tanaka 2004, Lendek 2011].

Le contrôleur flou PDC est formulé comme suit :

$$u(t) = \sum_{i=1}^4 h_i F_i x(t) \quad \text{avec} \quad |u(t)| = |T_a| \leq 35 \quad (4.40)$$

où, F_i représente la matrice de gains de retour d'état optimal à concevoir. Si nous substituons la commande définie dans l'équation (4.40) dans le modèle global (4.34), ainsi le système en boucle fermée en interaction avec l'utilisateur peut être écrit comme suit :

$$\dot{x}(t) = \sum_{i=1}^4 h_i \{A_i + B F_i\} x(t) + D w(t) \quad (4.41)$$

Les gains optimaux F_i qui assurent la stabilisation du modèle (4.29) peuvent être obtenus en appliquant le théorème suivant :

Theorem 4.6.1. *Le contrôle PDC (4.40), qui stabilise globalement et asymptotiquement le modèle T-S flou continu (4.29) sous les contraintes d'entrée et le critère d'atténuation des perturbations (4.38), est obtenu en résolvant le problème de contrôle optimal suivant [Tuan 2001, Tanaka 2004, Lendek 2011] :*

$$\min_{x, M_1, \dots, M_r} \sigma^2 \quad (4.42)$$

$$s.t. \quad X > 0 \quad (4.42)$$

$$\Gamma_i < 0 \quad (4.43)$$

$$(4.44)$$

$$\begin{bmatrix} 1 & x(0)^T \\ x(0) & X \end{bmatrix} \geq 0, \quad (4.45)$$

$$\begin{bmatrix} X & M_i^T \\ M_i & \mu^2 \end{bmatrix} \geq 0, \quad (4.46)$$

où $X = P^{-1}$, $M = F_i X$, et

$$\Gamma_i = \begin{bmatrix} \begin{pmatrix} (A_i X + B M_i)^T \\ + A_i X + B M_i \\ * \\ * \\ * \end{pmatrix} & X^T & M_i^T & D \\ & Q^{-1} & 0 & 0 \\ & 0 & R^{-1} & 0 \\ & 0 & 0 & -\sigma^2 I \end{bmatrix}$$

1. Proof. Considérons la fonction candidate de Lyapunov suivante :

$$V(x) = x^T P x > 0, \quad \text{avec } P = P^T > 0 \quad (4.47)$$

qui satisfait l'inégalité suivante :

$$\dot{V}(x) + y^T Q y + u^T R u - \sigma^2 w^T w \leq 0, \quad (4.48)$$

En intégrant l'expression (4.48) de 0 à ∞ et en supposant que $x(0) = 0$, nous obtenions :

$$V(x(\infty)) + \mathcal{J} \leq \sigma^2 \int_0^\infty w^T(t) w(t) dt \quad (4.49)$$

Puisque $V(x(\infty)) \geq 0$, il en découle logiquement que l'inégalité définie dans (4.38) est respectée. Maintenant, les conditions de stabilité sont dérivées comme suit :

$$\begin{aligned} \dot{V}(x) + y^T Q y + u^T R u - \sigma^2 w^T w = & \\ x^T \sum_{i=1}^4 h_i [G_i^T P + P G_i] x & \\ + w^T D^T P x + x^T D P w & \\ + y^T Q y + x^T \sum_{i=1}^4 h_i F_i^T R F_i x - \sigma w^T w \leq 0 & \end{aligned} \quad (4.50)$$

où $G_i = (A_i + B F_i)$.

L'inégalité (4.50) peut être écrite de façon compacte :

$$\sum_{i=1}^4 h_i \begin{bmatrix} x \\ w \end{bmatrix}^T \underbrace{\begin{bmatrix} \begin{pmatrix} G_i^T P + P G_i \\ + Q + F_i^T R F_i \\ * \end{pmatrix} & D P \\ & -\sigma^2 I \end{bmatrix}}_{\Gamma_i} \begin{bmatrix} x \\ w \end{bmatrix} \leq 0 \quad (4.51)$$

L'inégalité (4.51) n'est pas convexe conjointement en P et F_i . En multipliant l'inégalité à gauche et à droite par P^{-1} et en définissant les changements de variables suivants $X = P^{-1}$ et $M_i = F_i X$, les conditions (4.51) sont équivalentes à :

$$\Gamma_i = \begin{bmatrix} \begin{pmatrix} X A_i^T + M_i^T B^T + A_i X + B M_i \\ + X^T Q X + M_i^T R M_i \\ * \end{pmatrix} & D \\ & -\sigma^2 I \end{bmatrix} \quad (4.52)$$

En utilisant le lemme du complément de Schur [Tanaka 2004, Lendek 2011] de manière séquentielle, la LMI (4.52) devient :

$$\Gamma_i = \begin{bmatrix} \begin{pmatrix} (A_i X + B M_i)^T \\ + A_i X + B M_i \end{pmatrix} & X^T & M_i^T & D \\ * & Q^{-1} & 0 & 0 \\ * & 0 & R^{-1} & 0 \\ * & 0 & 0 & -\sigma^2 I \end{bmatrix} \quad (4.53)$$

Par conséquent, l'expression d'inégalité Γ_i de la condition du théorème (4.6.1) est vérifiée. \square

2. Proof. Pour garantir que la commande (4.40) satisfait la contrainte d'entrée $\|u(t)\|_2 \leq \mu$, nous considérons la fonction de Lyapunov (4.47) telle que

$$x(0)^T P x(0) \leq 1 \quad (4.54)$$

équivalent à

$$1 - x(0)^T P x(0) \geq 0 \quad (4.55)$$

D'autre part, nous avons,

$$u^T u = [x^T(t) F_i^T F_i x(t)] \leq \mu^2 \quad (4.56)$$

Puisque $x^T(t) X^{-1} x(t) < x^T(0) X^{-1} x(0) \leq 1$, si,

$$\frac{1}{\mu^2} [x^T(t) F_i^T F_i x(t)] \leq x^T(t) X^{-1} x(t) \quad (4.57)$$

Alors,

$$x^T(t) \left[\frac{1}{\mu^2} F_i^T F_i - X^{-1} \right] x(t) \leq 0 \quad (4.58)$$

En appliquant le changement de variable $M_i = F_i X$, nous obtenons,

$$x^T(t) \underbrace{\left[\frac{1}{\mu^2} M_i^T M_i - X \right]}_{I_i} x(t) \leq 0 \quad (4.59)$$

Si $I_i \leq 0$ alors l'inégalité (4.59) est vraie. En appliquant le complément de Schur à la LMI I_i dans (4.59) nous obtenons

$$\begin{bmatrix} X & M_i^T \\ M_i & \mu^2 \end{bmatrix} \geq 0 \quad (4.60)$$

Ainsi, les conditions de stabilité (4.53), (4.55) et (4.60) concluent les preuves du Théorème (4.6.1). \square

Pour valider expérimentalement la fonctionnalité de l'assistance, une première étape consiste à résoudre le problème d'optimisation énoncé dans le théorème (4.6.1). Les contraintes matricielles linéaires (LMI) (4.44) et (4.46), telles que définies par le Théorème (4.6.1), sont traitées à l'aide de l'outil YALMIP [Lofberg 2004] intégré à l'environnement MATLAB. Les gains du retour d'état F_i sont calculés hors ligne à l'aide d'un solveur numérique spécialisé, Mosek [ApS 2019], une seule fois. En revanche, le processus d'identification des paramètres ϑ_i est effectué en ligne et en temps réel, en considérant les bornes supérieures et inférieures de A_i . En fixant la saturation de l'entrée de contrôle à $\mu = 35[Nm]$. Les gains optimaux de l'assistance pour le côté gauche :

$$F_1 = \begin{bmatrix} 6.8419 \\ 5.2313 \end{bmatrix}^T, \quad F_2 = \begin{bmatrix} 6.2727 \\ 5.2313 \end{bmatrix}^T$$

$$F_3 = \begin{bmatrix} 6.5162 \\ 5.5534 \end{bmatrix}^T, \quad F_4 = \begin{bmatrix} 5.9509 \\ 6.0515 \end{bmatrix}^T$$

Une fois les gains obtenus, la commande d'assistance envoyée pour aider l'utilisateur est définie par $u_a = \gamma_{\text{accessibilité}} T_a$, ce qui implique que le paramètre du niveau d'assistance est considéré directement. Les résultats des tests expérimentaux sont exposés dans la section de validation expérimentale et seront comparés de manière objective à la commande adaptative dans la section suivante.

4.6.4 Commande optimale adaptative basée sur le modèle T-S global

Dans cette section, nous proposons une seconde approche de commande pour la conception de l'assistance basée sur une fonction de coût adaptative [Lazcano 2021, Oudainia 2023]. Le schéma de l'assistance adaptative basée sur $\gamma_{\text{accessibilité}}$ est illustré dans la Figure (4.15).

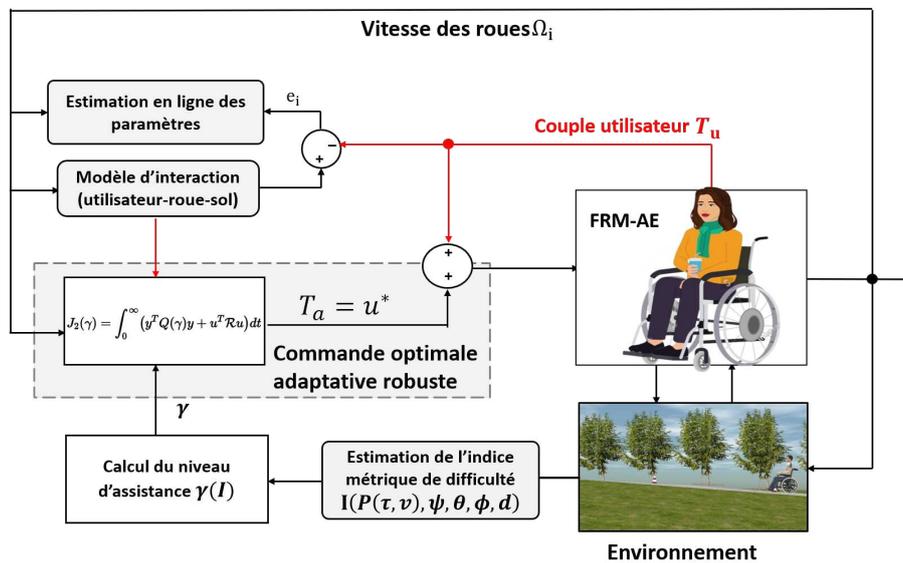


FIGURE 4.15 – Architecture du fonctionnement d'une assistance adaptative basée sur un indice d'accessibilité.

L'idée est de ne pas pondérer a posteriori la commande optimale calculée, mais de prendre en compte un paramètre de pondération dans la fonction de coût à minimiser lors du calcul de la commande optimale.

$$J_2(\gamma) = \int_0^\infty (y^T Q(\gamma)y + u^T R u) dt \quad (4.61)$$

Où $\gamma \in [0, 1]$ et $Q(\gamma)$ et R sont des matrices de pondération définies positives.

$$Q(\gamma) = \gamma * q \quad (4.62)$$

L'introduction de γ directement dans la fonction objective permet une pondération directe de la commande d'assistance dans le processus d'optimisation. En d'autres termes, lorsque $\gamma = 0$, cela signifie l'absence de contrainte environnementale et donc l'absence de risque de blessure,

entraînant uniquement une propulsion manuelle. À l'inverse, lorsque $\gamma = 1$, une contrainte environnementale significative est présente, conduisant à l'existence de T_a , la commande d'assistance visant à minimiser de manière pondérée l'effort de l'utilisateur.

La nouvelle loi de commande TS dépendante des paramètres variants Z_ρ , f_1 et γ est définie telle que :

$$u(t) = \sum_{i=1}^4 \sum_{k=1}^2 h_i(Z_\rho, f_1) \gamma_k F_{ik} x(t) \quad \text{avec} \quad |u(t)| \leq \mu \quad (4.63)$$

Nous rappelons que la norme H_∞ est également considérée dans cette approche, comme suit :

$$\sup_{\|w\|_2 \neq 0} \frac{\mathcal{J}_2}{\|w\|_2} \leq \sigma \quad (4.64)$$

Le système en boucle fermée de l'interaction avec l'utilisateur peut être écrit comme suit :

$$\dot{x}(t) = \sum_{i=1}^4 \sum_{k=1}^2 h_i(Z_\rho, f_1) \gamma_k (A_i + B F_{ik}) x(t) + D w(t) \quad (4.65)$$

Les gains optimaux $F_{j,k}$ qui assurent la stabilisation du modèle (4.29) peuvent être obtenus en appliquant le théorème suivant :

Theorem 4.6.2. *Le contrôle PDC (4.63), qui stabilise globalement et asymptotiquement le modèle T-S flou continu (4.29) sous les contraintes d'entrée et le critère d'atténuation des perturbations (4.64), est obtenu en résolvant le problème de contrôle optimal suivant [Tuan 2001, Tanaka 2004, Lendek 2011] :*

$$\min_{x, M_1, \dots, M_r} \sigma^2$$

$$s.t. \quad X > 0 \quad (4.66)$$

$$\Gamma_{ik} < 0 \quad (4.67)$$

$$\begin{bmatrix} 1 & x(0)^T \\ * & X \end{bmatrix} \geq 0, \quad (4.68)$$

$$\begin{bmatrix} X & M_{i,k}^T \\ * & \mu^2 \mu \end{bmatrix} \geq 0, \quad (4.69)$$

où $X = P^{-1}$, $M = F_{ik} X$, et

$$\Gamma_{ik} = \begin{bmatrix} \left(\begin{array}{c} (A_i X + B M_{ik})^T \\ + A_i X + B M_{ik} \end{array} \right) & X^T & M_{ik}^T & D \\ * & Q^{-1} & 0 & 0 \\ * & 0 & R_k^{-1} & 0 \\ * & 0 & 0 & -\sigma^2 I \end{bmatrix}$$

3. Proof. Considérons la fonction candidate de Lyapunov suivante

$$V(x) = x^T P x > 0, \quad \text{avec} \quad P = P^T > 0 \quad (4.70)$$

Qui satisfait l'inégalité suivante :

$$\dot{V}(x) + y^T Q(\gamma) y + u^T R u - \sigma^2 w^T w \leq 0, \quad (4.71)$$

En intégrant l'expression (4.71) de 0 à ∞ et en supposant que $x(0) = 0$, nous obtenions

$$V(x(\infty)) + \mathcal{J} \leq \sigma^2 \int_0^\infty w^T(t)w(t)dt \quad (4.72)$$

Puisque $V(x(\infty)) \geq 0$, il en découle logiquement que l'inégalité définie dans (4.64) est respectée. Maintenant, les conditions de stabilité sont dérivées comme suit :

$$\begin{aligned} \dot{V}(x) + y^T Q(\gamma)y + u^T R u - \sigma^2 w^T w = \\ x^T \sum_{i=1}^4 \sum_{k=1}^2 h_i(Z_\rho, f_1) \gamma_k [G_{ik}^T P + P G_{ik}] x \\ + w^T D^T P x + x^T D P w \\ + y^T \gamma_i q y + x^T \sum_{i=1}^4 \sum_{k=1}^2 h_i(Z_\rho, f_1) \gamma_k(\gamma) F_{ik}^T R F_{ik} x - \sigma w^T w \leq 0 \end{aligned} \quad (4.73)$$

où $G_{ik} = (A_i + B F_{ik})$.

L'inégalité (4.73) peut être écrite de façon compacte :

$$\sum_{i=1}^4 \sum_{k=1}^2 h_i(Z_\rho, f_1) z_k(\rho) \begin{bmatrix} x \\ w \end{bmatrix}^T \underbrace{\begin{bmatrix} \left(G_{ik}^T P + P G_{ik} \right) & D P \\ + Q + F_{ik}^T R F_{ik} & \\ * & -\sigma^2 I \end{bmatrix}}_{\Gamma_{ik}} \begin{bmatrix} x \\ w \end{bmatrix} \leq 0 \quad (4.74)$$

L'inégalité (4.74) n'est pas convexe conjointement en P et F_i . En multipliant l'inégalité à gauche et à droite par P^{-1} et en définissant les changements de variables suivants $X = P^{-1}$ et $M_{ik} = F_{ik} X$, les conditions (4.74) sont équivalentes à :

$$\Gamma_{ik} = \begin{bmatrix} \left(X A_i^T + M_{ik}^T B^T + A_i X + B M_{ik} \right) & D \\ + X^T Q_k X + M_{ik}^T R M_{ik} & \\ * & -\sigma^2 I \end{bmatrix} \quad (4.75)$$

En utilisant le lemme du complément de Schur [Tanaka 2004, Lendek 2011] de manière séquentielle, la LMI (4.75) devient :

$$\Gamma_{ik} = \begin{bmatrix} \left((A_i X + B M_{ik})^T \right) & X^T & M_{ik}^T & D \\ + A_i X + B M_{ik} & & & \\ * & Q_k^{-1} & 0 & 0 \\ * & 0 & R^{-1} & 0 \\ * & 0 & 0 & -\sigma^2 I \end{bmatrix} \quad (4.76)$$

Par conséquent, l'expression d'inégalité Γ_{ik} de la condition du théorème (4.6.2) est vérifiée. \square

Remarque : La démonstration de la preuve de saturation présentée pour la condition LMI (4.69) est la même démonstration présentée dans la preuve (4.6.3).

Les gains optimaux de l'assistance sont :

$$\begin{aligned} F_1 = \begin{bmatrix} 5.0703 \\ 2.809 \end{bmatrix}^T, \quad F_2 = \begin{bmatrix} 3.9827 \\ 2.8017 \end{bmatrix}^T, \quad F_3 = \begin{bmatrix} 4.0482 \\ 2.7619 \end{bmatrix}^T, \quad F_4 = \begin{bmatrix} 5.9816 \\ 2.8142 \end{bmatrix}^T \\ F_5 = \begin{bmatrix} 4.5771 \\ 2.7999 \end{bmatrix}^T, \quad F_6 = \begin{bmatrix} 4.5473 \\ 2.8028 \end{bmatrix}^T, \quad F_7 = \begin{bmatrix} 5.3930 \\ 1.9289 \end{bmatrix}^T, \quad F_8 = \begin{bmatrix} 3.9534 \\ 2.8296 \end{bmatrix}^T \end{aligned}$$

4.7 Validation expérimentale

Dans cette partie, nous présentons les résultats expérimentaux de la performance des deux types d'assistances, issus des essais réalisés en utilisant le simulateur PSCHITT-PMR.

Afin de comparer l'efficacité des deux approches, une validation expérimentale en deux étapes a été réalisée. Dans la première étape, un scénario de locomotion en FRM standardisé a été mis en place. Cette phase comprend deux tests : une évaluation fonctionnelle de chaque approche. La deuxième étape implique une comparaison des deux approches à travers des évaluations objectives et subjectives.

4.7.1 Protocole expérimental

L'évaluation objective de ces essais repose sur une combinaison de scénarios de locomotion en fauteuil roulant, illustrée dans la Figure (4.16). Ce scénario de locomotion est représentatif des situations typiquement rencontrées par les utilisateurs en milieu urbain, intégrant des éléments tels que des lignes droites, des virages, des pentes et des dévers. Pour chaque configuration d'assistance, l'utilisateur parcourt le même itinéraire sur le simulateur, une fois sans assistance et une fois avec assistance.

Il convient de souligner que les pentes et dévers constituent une source de préoccupation majeure pour les personnes à mobilité réduite. En effet, la compensation de l'effet de ces pentes en propulsant le fauteuil de manière asymétrique peut entraîner des blessures aux membres supérieurs. En reproduisant ce type de scénario spécifique, nous pouvons non seulement évaluer les défis réels auxquels sont confrontés les utilisateurs de FRM en milieu urbain, mais également observer comment l'assistance peut réduire le coût biomécanique pour l'utilisateur.

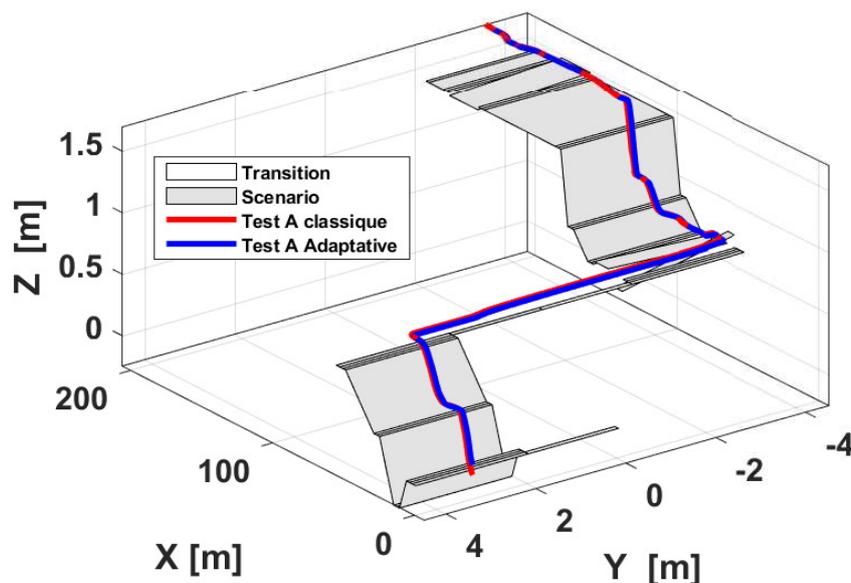


FIGURE 4.16 – Scénario de validation des deux approches d'assistance : la courbe rouge représente l'assistance classique, tandis que la courbe bleue représente l'assistance adaptative.

4.7.2 Comparaison fonctionnelle entre la commande optimale classique et adaptative

Le protocole expérimental est structuré en trois phases distinctes. Dans la première phase, l'utilisateur est invité à réaliser le scénario sans assistance, puis avec l'assistance classique (fonction de coût fixe), et enfin avec l'assistance adaptative (fonction de coût adaptative). L'objectif initial de cette étape est d'établir une référence quant à la performance et au comportement du système dans des conditions standardisées. Cette approche directe permet de comparer les deux types d'assistances dans un même contexte expérimental, offrant ainsi une base objective pour déterminer celle qui répond le mieux aux besoins de l'utilisateur.

Pour une présentation efficace des résultats expérimentaux et une comparaison pertinente, des extraits du scénario 4.16 ont été sélectionnés afin d'illustrer les différentes situations de locomotion telles que la ligne droite, le virage, la pente et le dévers. Les résultats obtenus sont présentés dans les Figures 4.17 pour la ligne droite, 4.18 pour le virage, 4.19 pour la pente et 4.20 pour le dévers.

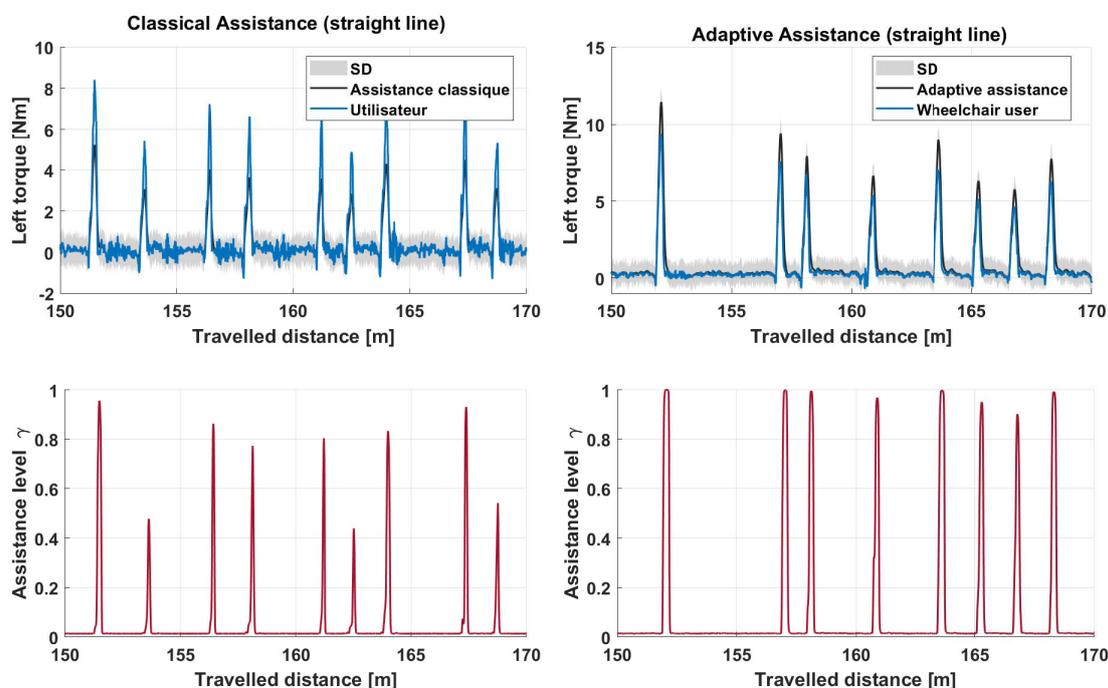


FIGURE 4.17 – Analyse comparative des performances de l'assistance classique et adaptative lors d'une locomotion en ligne droite.

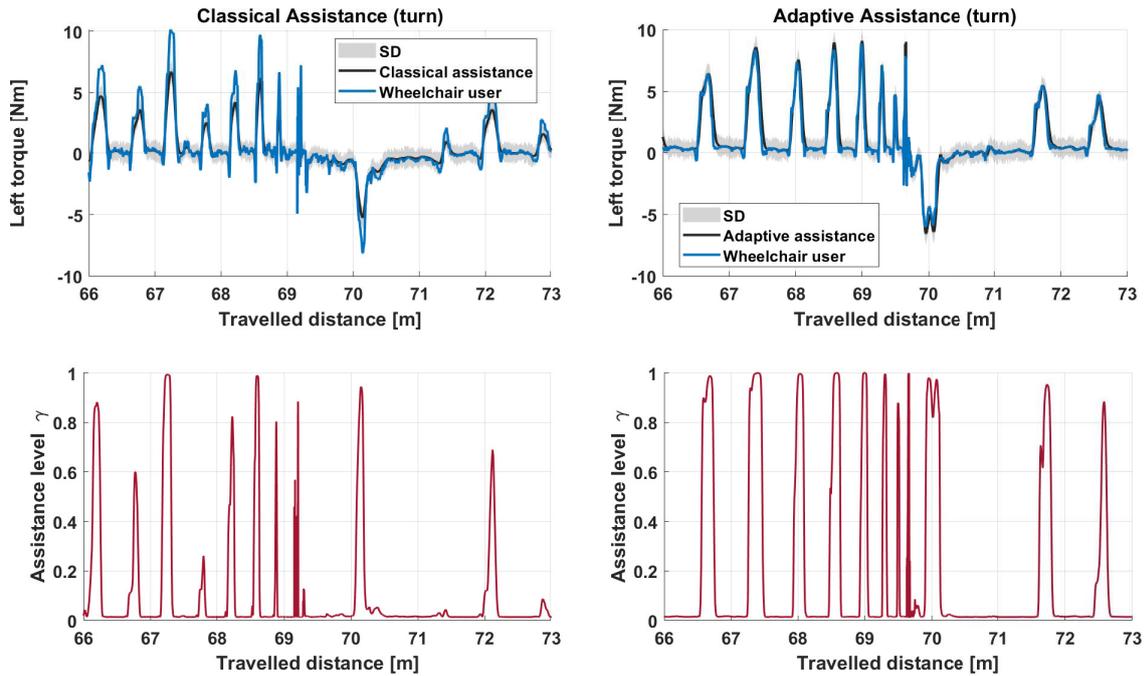


FIGURE 4.18 – Analyse comparative des performances de l’assistance classique et adaptative lors d’une locomotion en virage.

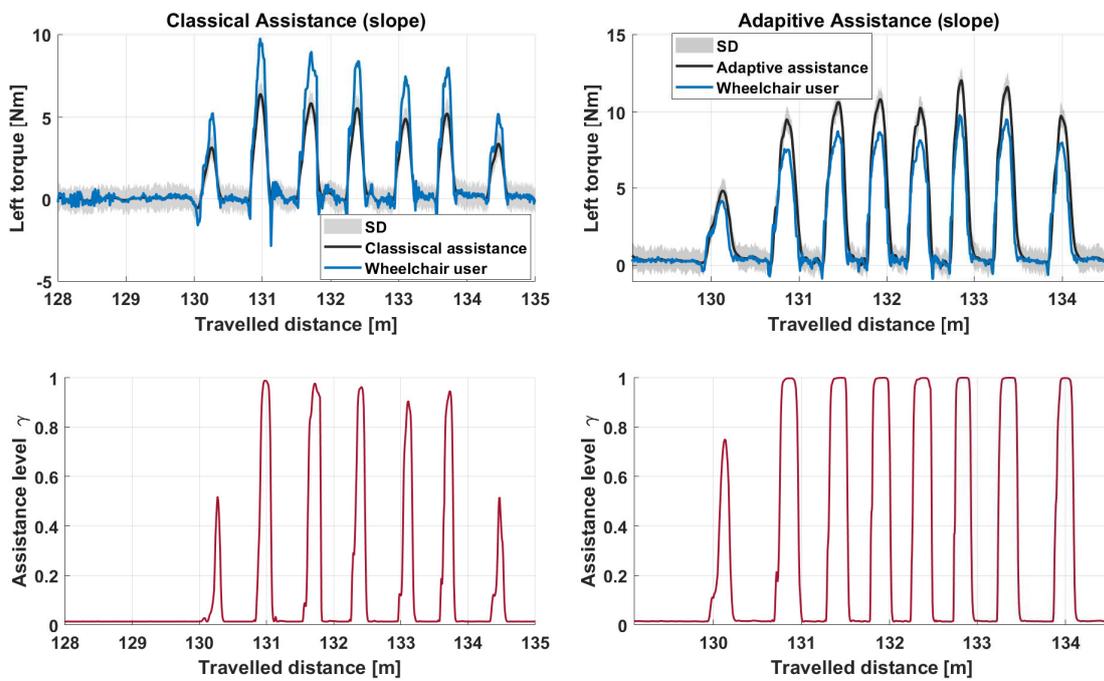


FIGURE 4.19 – Analyse comparative des performances de l’assistance classique et adaptative lors d’une locomotion en pente.

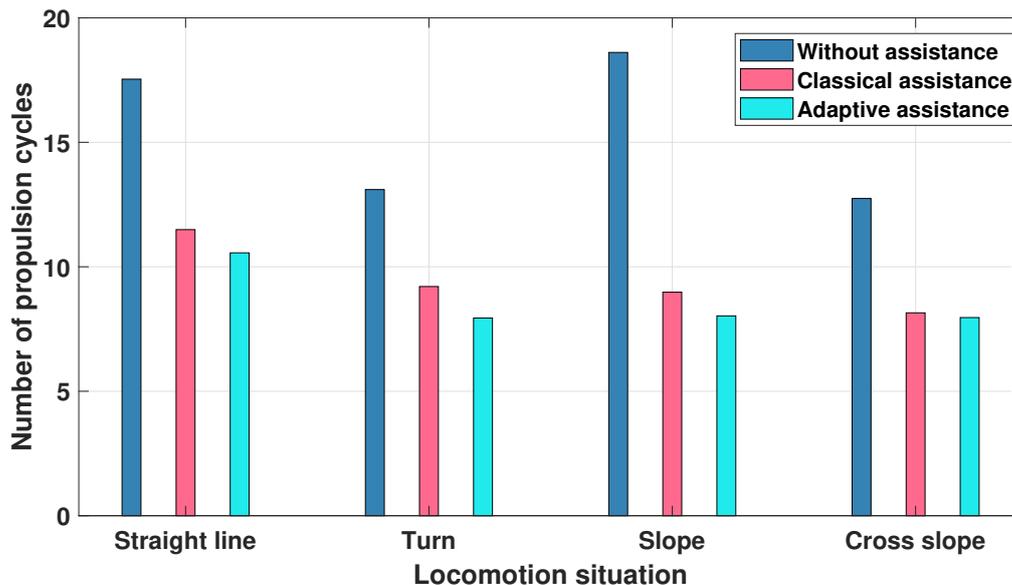


FIGURE 4.21 – Analyse comparative entre la propulsion sans assistance, la propulsion avec l’assistance classique et la propulsion avec l’assistance adaptative.

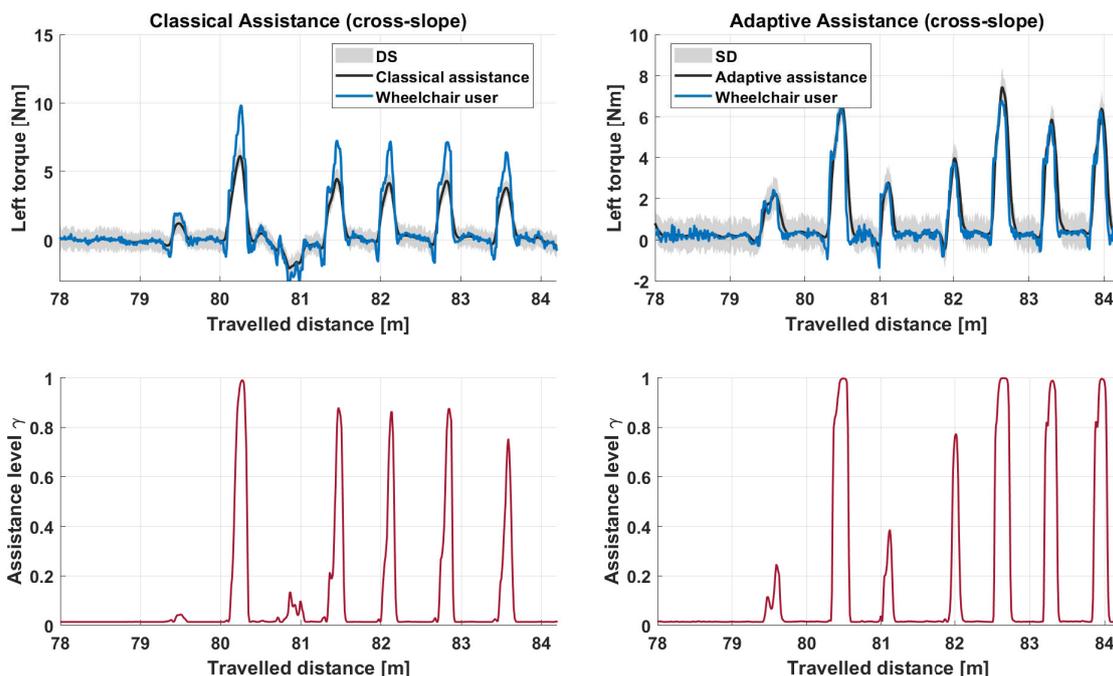


FIGURE 4.20 – Analyse comparative des performances de l’assistance classique et adaptative lors d’une locomotion en dévers.

4.7.3 Évaluation objective et discussion

L’analyse des résultats révèle que dans toutes les situations examinées, nous constatons une réduction notable de l’amplitude du couple utilisateur avec l’assistance adaptative par rapport à l’assistance classique. De plus, le niveau d’assistance de l’assistance adaptative soit plus élevé que

celui de l'assistance classique pour les mêmes situations de locomotion. Cette constatation est corroborée par une diminution du nombre de cycles de propulsion avec l'assistance adaptative, par exemple 8 cycles contre 9 cycles pour la propulsion classique dans les situations de ligne droite, et 8 cycles contre 10 cycles dans les virages.

Cependant, pour les portions de pente et de dévers, les différences ne sont pas aussi marquées. En ce qui concerne la pente, une diminution modérée du nombre de cycles de propulsion est observée, passant de 7 cycles pour la propulsion classique à 8 cycles pour l'assistance adaptative. Une tendance comparable est également constatée dans le cas du dévers.

Pour approfondir cette analyse, nous avons procédé à une comparaison du nombre de cycles de propulsion dans les différentes conditions expérimentales : sans assistance, avec assistance classique et avec assistance adaptative, pour chaque situation de locomotion tout au long du scénario étudié. Les résultats de cette comparaison sont illustrés dans la Figure 4.21. Il est notable que le nombre de propulsions effectuées avec l'assistance adaptative est réduit comparé à la propulsion avec l'assistance classique, et est significativement inférieur à celui observé lors de la propulsion sans assistance dans l'ensemble des situations étudiées.

De plus, en complément de l'évaluation de la fréquence de propulsion, nous avons comparé les performances des deux types d'assistances au moyen de mesures quantitatives. À cet effet, nous avons utilisé comme indicateurs de performance, l'énergie de l'utilisateur ainsi que l'efficacité mécanique de déplacement (équation 4.77) pour les tests sans assistance, avec assistance classique et avec assistance adaptative.

$$E_h = \int_0^{t_i^n} T_h^2 dt \quad \text{et} \quad W_g = \int_0^{t_i^n} (T_h + T_a) \cdot \omega dt \quad (4.77)$$

Où, la période t_i^n représente la durée de la situation i effectuée n fois dans le scénario présenté dans la Figure 4.16. Les résultats de l'évaluation sont présentés dans les tableaux 4.2 et 4.3.

TABLE 4.2 – Analyse comparative de la moyenne de l'énergie pour chaque test : sans assistance, avec assistance classique et assistance adaptative.

Situation de locomotion	$E_h[J]$ Sans assistance		$E_h[J]$ Assistance classique		$E_h[J]$ Assistance adaptative	
	Gauche	Droite	Gauche	Droite	Gauche	Droite
Ligne droite	2468.594	2576.9283	1692.54	1646.741	1425.43	1265.1541
Virage	758.1108	2113.3489	789	1209.24	682.06	1207.46
Pente	2775.7013	2755.8569	1310.55	1622.42	1510.85	1517.001
Dévers	406.6527	39.6432	250	37.40	254.0	45.996

TABLE 4.3 – Analyse comparative de la moyenne du travail mécanique de déplacement pour chaque test : sans assistance, avec assistance classique et assistance adaptative.

Situation de locomotion	$W_g[J]$ Sans assistance		$W_g[J]$ Assistance classique		$W_g[J]$ Assistance adaptative	
	Gauche	Droite	Gauche	Droite	Gauche	Droite
Ligne droite	748.5713	559.868	766.7302	586.7046	720.8767	635.9632
Virage	236.0619	157.3262	253.6972	138.834	275.5029	158.7061
Pente	539.1539	490.0187	593.3856	640.5807	652.8956	631.2745
Dévers	35.1934	15.5528	34.3724	15.153	37.4048	10.3975

L'analyse des résultats présentés dans le tableau 4.2 révèle que l'effort requis de la part de l'utilisateur diminue de manière notable tant avec l'assistance classique qu'avec l'assistance adaptative par rapport à la propulsion sans assistance. Toutefois, l'assistance adaptative démontre de meilleures performances que celles de l'assistance classique. Ces conclusions corroborent les observations faites concernant la fréquence de propulsion, où l'assistance adaptative se distingue en présentant le nombre le plus faible de cycles de propulsion par situation de locomotion. De plus, les résultats présentés dans le tableau 4.3 démontrent que les systèmes d'assistance parviennent à compenser l'effort de l'utilisateur tout en maintenant de bonnes performances et une meilleure efficacité mécanique de déplacement. Cependant, l'assistance adaptative se démarque en présentant les meilleures performances, s'adaptant implicitement au paramètre du niveau d'assistance.

4.8 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté l'élaboration de deux stratégies d'assistance pour FRM-AE, en se basant sur un indice de coût d'accessibilité défini en fonction des contraintes environnementales. Tout d'abord, une méthodologie est présentée pour quantifier cet indice en considérant l'effort requis par l'utilisateur et en tenant compte des caractéristiques du terrain, permettant ainsi de définir un paramètre de pourcentage d'assistance approprié. Ensuite, deux approches d'assistance distinctes sont présentées pour gérer ce paramètre variable du niveau d'assistance.

La première stratégie adopte une approche explicite, ajustant le niveau d'assistance après le calcul de la commande, et repose sur un modèle d'interaction entre l'utilisateur et son environnement. Cette approche offre une compréhension des besoins de l'utilisateur et des exigences environnementales. En revanche, la seconde stratégie se distingue par sa fonction de coût dynamique à minimiser, ajustant en temps réel l'assistance en fonction du niveau d'assistance requis, offrant ainsi une réponse plus adaptative aux efforts de l'utilisateur et aux conditions environnementales changeantes. Cette approche vise à optimiser continuellement l'assistance fournie pour garantir une expérience de déplacement efficace et moins fatigante.

La stabilité des deux approches en boucle fermée est garantie grâce à l'utilisation du cadre d'optimisation LMI basé sur des arguments de stabilité de Lyapunov. Ceci permet de tenir compte les contraintes de saturation du couple d'assistance et les fonctions de coût classique ou dynamiques, assurant ainsi un fonctionnement sûr et fiable du système d'assistance.

Pour évaluer l'efficacité de ces deux stratégies, une validation expérimentale a été réalisée sur le simulateur PSCHITT-PMR. Cette validation consiste en des scénarios de locomotion standardisés comprenant des parcours droits, des virages, des pentes et des dévers. Les résultats obtenus démontrent que les deux stratégies parviennent à minimiser l'effort de l'utilisateur dans toutes les situations de déplacement. Cependant, la stratégie d'assistance adaptative se démarque en présentant des performances supérieures à la stratégie d'assistance classique, offrant ainsi une meilleure adaptation aux besoins individuels des utilisateurs.

Le choix du paramètre du niveau d'assistance tel qu'il a été abordé dans ce chapitre, présente tout de même un inconvénient : son évaluation quantitative des contraintes environnementales ne prend pas en compte la quantité de couple nécessaire pour les surmonter, ce qui peut conduire à une assistance inadéquate pour l'utilisateur. Afin de remédier à cette limitation, le prochain chapitre présentera une stratégie d'assistance adaptative qui repose sur un paramètre du niveau d'assistance optimal, ajusté en fonction de l'effort requis pour franchir des obstacles environnementaux spécifiques. En intégrant cette considération de l'effort physique optimal requis par

l'utilisateur, cette nouvelle stratégie d'assistance vise à fournir une assistance plus précise et mieux adaptée aux capacités de l'utilisateur de FRM-AE face aux contraintes environnementales.

Assistance adaptative basée sur un paramètre optimal du niveau d'assistance

Contents

5.1	Introduction	162
5.2	Contributions	163
5.3	Quantification du paramètre du niveau d'assistance	164
5.3.1	Modèle virtuel du FRM autonome	164
5.3.2	Algorithme d'identification en ligne basée sur l'approche de commande adaptative à modèle de référence (MRAC)	165
5.3.3	Modélisation polytopique du fauteuil roulant manuel	167
5.3.4	Validation des Modèles LPV et TS	168
5.3.5	Commande LPV pour le suivi de trajectoire	170
5.3.6	Validation fonctionnelle	173
5.3.6.1	Calcul du paramètre du niveau d'assistance optimal	176
5.4	Conception de la Commande d'assistance robuste basée sur un modèle flou Takagi-Sugeno	177
5.4.1	Représentation polytopique du modèle d'interaction Utilisateur-Roues du FRM et Roues-rouleaux le simulateur	177
5.4.2	Commande LPV adaptative basée sur le paramètre optimal de niveau d'assistance	178
5.5	Validation expérimentale	179
5.5.1	Performance de l'assistance adaptative basée sur le paramètre du niveau d'assistance optimal	179
5.5.2	Tests-utilisateur	183
5.5.2.1	Protocole expérimental	183
5.5.2.2	Description de la cohorte	184
5.5.2.3	Évaluation objective	184
5.5.2.4	Évaluation subjective	187
5.6	Conclusion	189

5.1 Introduction

Dans le précédent chapitre, nous avons exposé la conception de deux stratégies d'assistance, chacune prenant en compte un indice empirique de risque d'accessibilité. Cet indice considère les capacités de l'utilisateur ainsi que le niveau de difficulté associé à une contrainte environnementale spécifique de manière empirique. Les résultats ont révélé plusieurs lignes directrices pour une assistance efficace. Notamment, la stratégie d'assistance adaptative s'est avérée la plus adaptée d'un point de vue objectif. En ajustant dynamiquement le pourcentage d'assistance fourni à l'utilisateur en fonction de son effort et de la difficulté rencontrée, elle a démontré des performances supérieures en termes de réduction de l'effort requis tout en améliorant l'efficacité mécanique du déplacement.

Cependant, un inconvénient notable réside dans la quantification du paramètre du niveau d'assistance en boucle ouverte. En effet, cette approche ne prend pas en compte les informations de commande en retour pour ajuster ce paramètre. De plus, le paramètre d'assistance se base sur le travail mécanique instantané de l'utilisateur, alors qu'une meilleure supervision exigerait une connaissance préalable de l'effort nécessaire pour surmonter une contrainte environnementale spécifique.

Dans ce contexte, l'architecture d'assistance développée dans ce chapitre repose sur une nouvelle approche pour quantifier de manière optimale le paramètre reflétant le niveau d'assistance. Cette approche se fonde sur le rendement instantané entre le couple exercé par l'utilisateur et le couple nécessaire pour franchir une situation de locomotion donnée. Elle utilise un schéma de commande optimal pour ajuster dynamiquement l'assistance en temps réel, offrant ainsi une solution plus efficace et mieux adaptée aux besoins individuels des utilisateurs de FRM.

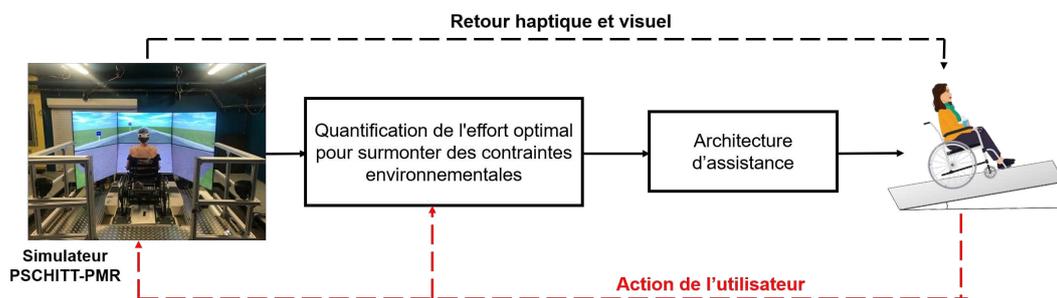


FIGURE 5.1 – Architecture d'assistance haptique centrée sur l'utilisateur, basée sur l'effort optimal pour surmonter une contrainte environnementale spécifique.

Une fois que le paramètre du niveau d'assistance est calculé en temps réel, il est intégré à la fonction de coût adaptative. La résolution du problème d'optimisation intègre une approche de commande optimale à paramètres variants, tenant compte des incertitudes liées à l'interaction entre l'utilisateur et les roues, ainsi que de la saturation des couples de commandes. Comme les deux premières stratégies d'assistance, cette approche utilise la méthode de modélisation Takagi-Sugeno (T-S) pour gérer les non-linéarités liées à la variation en temps réel du frottement dû au contact roue-sol. Pour cela, une approche de commande pour les systèmes linéaire à paramètres variants (LPV) a été exploitée. Basées sur la théorie de stabilité de Lyapunov, les conditions de conception du contrôle ont été formulées sous forme d'un problème d'optimisation LMIs (contraintes d'inégalités matricielles linéaires), qui peut être résolu efficacement à l'aide de techniques de programmation semi-définie. La Figure 5.1 illustre le concept de fonctionnement de l'assistance basée sur le paramètre du niveau d'assistance optimal.

Les performances de cette stratégie d'assistance ont été validées expérimentalement et en temps réel sur le simulateur PSCHITT-PMR. Une évaluation objective et subjective impliquant 15 participants dans une étude comparative a été réalisée. Cette évaluation comprend une analyse objective des amplitudes des couples générés, ainsi que des évaluations subjectives portant sur la perception, le confort, la fatigue et la satisfaction des utilisateurs. L'objectif est d'évaluer l'acceptabilité du système d'assistance et l'efficacité des différentes approches dans diverses situations de déplacement. Le concept sous-jacent de cette architecture d'assistance est représenté dans la Figure 5.1.

5.2 Contributions

La nouvelle architecture d'assistance pour FRM-AE est illustrée dans la Figure 5.2.

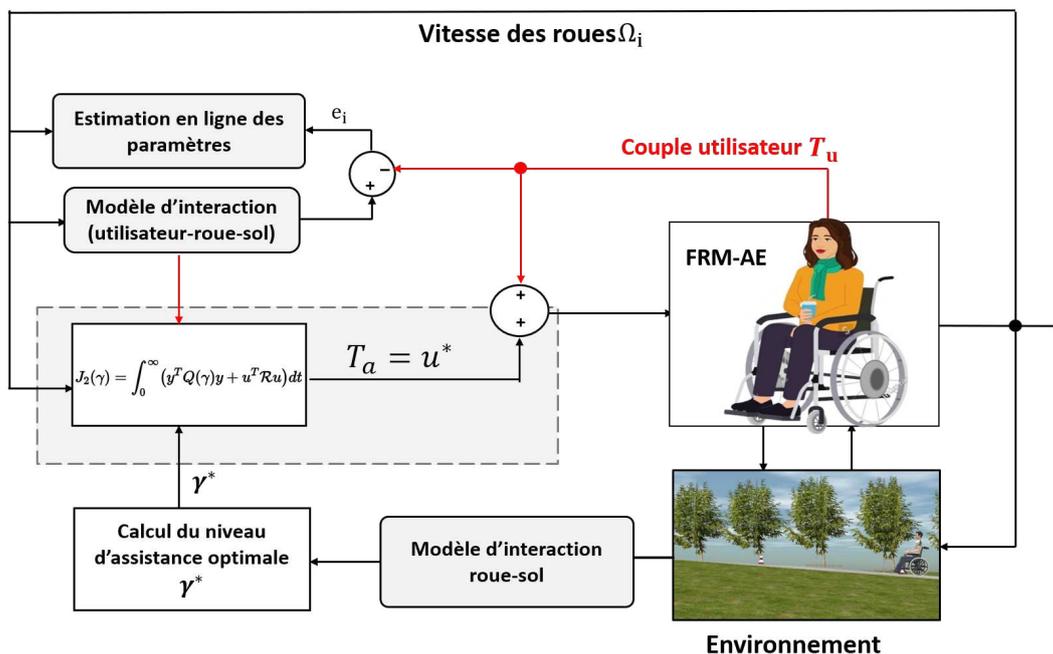


FIGURE 5.2 – Schéma descriptif de l'architecture d'assistance adaptative basée sur le rendement biomécanique.

Les principales contributions de ce travail peuvent être résumées comme suit :

- **Quantification du paramètre du niveau d'assistance :** L'approche que nous avons développée pour quantifier le niveau d'assistance repose sur une analyse directe du rendement entre le couple exercé par l'utilisateur et le couple requis pour chaque action. Pour cela, nous avons élaboré un modèle dynamique virtuel d'un FRM autonome à paramètres variants, commandé par un contrôleur optimal LPV. Ce système virtuel en boucle fermée permet de fournir le couple nécessaire pour franchir des difficultés liées à la configuration du terrain et le revêtement du sol. Ensuite, ce couple est évalué dans une équation de rendement qui compare le couple fourni par l'utilisateur et ce couple optimal requis. Enfin, le rendement optimal, quantifié, est considéré comme le paramètre du niveau d'assistance dans la boucle d'assistance adaptative. Contrairement à l'approche empirique, ce système permet de surveiller le couple de l'utilisateur en temps réel et ajuste dynamiquement l'assistance pour réduire les efforts de l'utilisateur tout en maintenant des performances optimales.

- **Modélisation dynamique de l'interaction utilisateur-roue** : Un modèle dynamique de l'interaction entre l'action de l'utilisateur, le mouvement de la roue et le sol est proposé. Ce modèle prend en compte le frottement de contact roue-sol, le couple d'assistances et l'activation musculaire, formulé sous forme d'un modèle d'impédance. Il intègre les variations du frottement de contact entre la roue et le sol induit par les irrégularités du terrain. Une méthode d'identification basée sur la commande adaptative avec modèle de référence directe est utilisée pour l'estimation en ligne de ses paramètres variants, assurant ainsi un fonctionnement en temps réel du système.
- **Approche de commande optimale à paramètres variants (LPV)** : Une approche de commande optimale à paramètres variants est intégrée dans l'architecture d'assistance. Cette méthode utilise la modélisation Takagi-Sugeno pour exprimer les exigences de conception de la commande. Le problème d'optimisation considère de manière dynamique le rendement instantané, pondéré en fonction du niveau d'assistance selon les conditions rencontrées. L'approche T-S LPV prend en compte les incertitudes liées à l'interaction entre l'utilisateur et les roues, ainsi que la saturation des couples de commandes. Cela garantit une solution robuste et adaptative, capable de maintenir la stabilité du système tout en fournissant une assistance efficace.

5.3 Quantification du paramètre du niveau d'assistance

Comme indiqué précédemment, la méthode conventionnelle de définition du paramètre du niveau d'assistance repose sur la création d'une fonction empirique basée sur un indice de difficulté lié à l'accessibilité. Si le paramètre du niveau d'assistance se rapproche de 1, cela indique que l'utilisateur a besoin de plus d'assistances pour surmonter une contrainte environnementale. Toutefois, ce paramètre peut avoir une valeur similaire pour une ligne droite que pour une pente, ce qui n'est pas optimal pour les performances du système (utilisateur et FRM-AE) en boucle fermée.

Afin de quantifier le niveau d'assistance requis de manière plus précise, nous avons proposé une approche optimale qui exploite la dynamique d'interaction entre l'utilisateur, le FRM et son environnement. Cette méthode permet de calculer de manière dynamique un paramètre reflétant le niveau d'assistance basé sur un rendement biomécanique [Medero 2022]. Ce rendement biomécanique est défini comme le rapport entre le couple fourni par l'utilisateur T_h et le couple total optimal (T_t) pour franchir une contrainte liée à la géométrie de la route. Ainsi, le rendement biomécanique est donné comme suit :

$$\gamma = \frac{T_h}{T_t} \quad (5.1)$$

Pour calculer le couple total T_t , nous considérons un modèle de fauteuil roulant autonome. Ce modèle prend en compte les dynamiques de mouvement du fauteuil roulant manuel ainsi que les interactions avec l'environnement. Le couple de commande T_t est obtenu par une approche de commande optimale.

5.3.1 Modèle virtuel du FRM autonome

Dans la littérature, divers modèles dynamiques de fauteuil roulant manuel ont été développés pour assister le FRM avec assistance électrique. Parmi ces modèles, celui présenté dans [Hata 2003, Matsui 2015] modélise le mouvement du FRM-AE en se basant sur la dyna-

mique des roues arrière, décrite comme suit :

$$\begin{aligned}\dot{\omega}_L(t) &= -\frac{C_L}{J_L}\omega_L(t) + \frac{T_{h_L}(t)}{J_L} + \frac{T_{a_L}(t)}{J_L} \\ \dot{\omega}_R(t) &= -\frac{C_R}{J_R}\omega_R(t) + \frac{T_{h_R}(t)}{J_R} + \frac{T_{a_R}(t)}{J_R}\end{aligned}\quad (5.2)$$

Où $\omega_{i=L,R}$ représente la vitesse angulaire des roues arrière, $T_{h_{i=L,R}}$ est le couple exercé par l'utilisateur, $T_{a_{i=L,R}}$ correspond au couple produit par le moteur d'assistance, $C_{i=L,R}$ est le coefficient de frottement visqueux, et $J_{i=L,R}$ représente l'inertie des roues. L'indice $i = L, R$ désigne respectivement les roues gauche (L pour Left) et droite (R pour Right).

Dans ce modèle, le coefficient de frottement visqueux est supposé constant, ce qui implique que la résistance au roulement est identique pour tous les types de surfaces. Toutefois, cette simplification peut être remise en question, car les travaux de Sauret et al. [Sauret 2012] ont montré que le coefficient de résistance au roulement varie significativement en fonction des caractéristiques du sol. En conséquence, dans ce travail, nous adoptons une approche plus réaliste en considérant un coefficient de frottement qui évolue dans le temps, afin de modéliser les variations liées aux conditions du sol.

Pour transformer le modèle (5.2) du système (FRM-EA+utilisateur) en un modèle autonome, nous remplaçons les couples T_{h_i} et T_{a_i} par un couple total T_{t_i} , défini comme la somme des deux couples : $T_{t_i} = T_{h_i} + T_{a_i}$. De plus, nous considérons le coefficient de frottement $C_{i=L,R}$ comme étant variable dans le temps. En conséquence, le modèle (5.2) devient :

$$\begin{aligned}\dot{\omega}_L(t) &= -\frac{C_L(t)}{J_L}\omega_L(t) + \frac{T_{t_L}(t)}{J_L} \\ \dot{\omega}_R(t) &= -\frac{C_R(t)}{J_R}\omega_R(t) + \frac{T_{t_R}(t)}{J_R}\end{aligned}\quad (5.3)$$

Les coefficients $C_L(t)$ et $C_R(t)$ sont des paramètres variants dans le temps et doivent être identifiés.

Ainsi, le modèle (5.3) pour chaque côté $i = L, R$ peut être représenté sous forme d'espace d'état comme suit [De Souza 2016, Matsui 2015] :

$$\Sigma_{\text{autonome}} : \begin{cases} \dot{\mathcal{X}}_i(t) = \mathcal{A}_i(t) \mathcal{X}_i(t) + \mathcal{B}_i T_{t_i}(t) \\ \mathcal{Y}_i(t) = \mathcal{C}_i \mathcal{X}_i(t) \end{cases} \quad i = L, R \quad (5.4)$$

où $T_{t_i}(t)$ représente le couple total appliqué de chaque côté, avec $i \in \{L, R\}$ pour les côtés gauche et droit, respectivement. La matrice d'état $\mathcal{A}_i(t)$ est définie comme le rapport entre le coefficient de frottement $C_i(t)$ et le moment d'inertie J_i . Le paramètre \mathcal{B}_i est l'inverse du moment d'inertie J_i . Enfin, \mathcal{C}_i est la matrice de sortie.

Dans le cadre de cette étude, l'analyse sera restreinte à l'interaction entre la main, la roue et le sol d'un côté du système (utilisateur+FRM-AE). Par la suite, nous détaillerons la méthodologie d'identification du paramètre variant dans le temps $C_i(t)$.

5.3.2 Algorithme d'identification en ligne basée sur l'approche de commande adaptative à modèle de référence (MRAC)

Dans cette étude, l'objectif est d'estimer le paramètre du frottement de contact $\mathcal{A}_i(t)$ tout en assurant la stabilité asymptotique en boucle fermée du système (5.4). Pour ce faire, nous explorons les concepts théoriques formulés dans la littérature concernant la synthèse de la commande adaptative (MRAC) [Nguyen 2018].

Considérons le modèle décrit par l'équation (5.4), nous définissons pour ce modèle une trajectoire désirée régie par le modèle de référence suivant :

$$\dot{\mathcal{X}}_{m_i}(t) = \mathcal{A}_{m_i} \mathcal{X}_{m_i}(t) + \mathcal{B}_i T_{t_i}(t) \quad \text{avec} \quad \mathcal{X}(0) = 0 \quad (5.5)$$

La matrice \mathcal{A}_{m_i} est de type Hurwitz, avec $\mathcal{X}_{m_i}(t) \in \mathcal{L}^\infty$. Le signal de commande $T_{t_i}(t)$ est borné et continu par morceaux, ce qui permet à $\mathcal{X}_{m_i}(t)$ de suivre une trajectoire de référence uniformément bornée dans le modèle.

La loi adaptative qui permet d'ajuster le paramètre variant $\mathcal{A}_i(t)$ est défini comme suit :

$$\dot{\mathcal{A}}_i(t) = -\sigma_{\mathcal{A}_i} \mathcal{X}_i \mathcal{E}_i \quad (5.6)$$

avec $\sigma_{\mathcal{A}_i} \geq 0$ représentant le taux d'apprentissage. L'erreur de suivi est définie par $\mathcal{E}_i = \mathcal{X}_{m_i} - \mathcal{X}_i$, qui correspond à la différence entre la trajectoire de référence $\mathcal{X}_{m_i}(t)$ et la trajectoire du système réel $\mathcal{X}_i(t)$. La dynamique de l'erreur est donc obtenue comme suit :

$$\dot{\mathcal{E}}_i(t) = \dot{\mathcal{X}}_{m_i}(t) - \dot{\mathcal{X}}_i(t)$$

$$\dot{\mathcal{E}}_i(t) = (\mathcal{A}_{m_i} \mathcal{X}_{m_i}(t) + \mathcal{B}_i T_{t_i}(t)) - (\mathcal{A}_i(t) \mathcal{X}_i(t) + \mathcal{B}_i T_{t_i}(t))$$

Les termes $\mathcal{B}_i T_{t_i}(t)$ se simplifient et si nous réécrivons $\mathcal{X}_{m_i} = \mathcal{E}_i(t) + \mathcal{X}_i(t)$, nous avons :

$$\dot{\mathcal{E}}_i(t) = \mathcal{A}_{m_i} (\mathcal{E}_i(t) + \mathcal{X}_i(t)) - \mathcal{A}_i(t) \mathcal{X}_i(t)$$

En développant, nous obtenons la dynamique de l'erreur :

$$\dot{\mathcal{E}}_i(t) = \mathcal{A}_{m_i} \mathcal{E}_i(t) + (\mathcal{A}_{m_i} - \mathcal{A}_i(t)) \mathcal{X}_i(t)$$

Nous définissons l'expression de l'erreur d'estimation comme suit : $\tilde{\mathcal{A}}_i = \mathcal{A}_{m_i} - \mathcal{A}_i$.

La démonstration de la validité de la loi d'adaptation pour stabiliser le système en boucle fermée est exposée dans le théorème ci-dessous.

Theorem 5.3.1. *Si un signal de commande borné et continu par morceaux T_{t_i} , est appliqué au système (5.4) pour suivre une trajectoire définie par le modèle de référence (5.5). Alors, il existe une loi adaptative capable de contraindre le paramètre variant $\mathcal{A}_i(t)$ à converger vers \mathcal{A}_{m_i} lorsque $t \rightarrow \infty$. Cette convergence assure une stabilité asymptotique au sens de Lyapunov du système FRM-utilisateur en boucle fermée.*

Proof. Nous choisissons la fonction candidate de Lyapunov définie positive telle que :

$$\mathcal{V}(\mathcal{E}_i, \tilde{\mathcal{A}}_i) = \frac{\mathcal{E}_i^2}{2} + \frac{\tilde{\mathcal{A}}_i^2}{2\sigma_{\mathcal{A}_i}} \geq 0 \quad \text{avec} \quad \sigma > 0 \quad (5.7)$$

Qui satisfait l'inégalité suivante :

$$\begin{aligned} \dot{\mathcal{V}}(\mathcal{E}, \tilde{\mathcal{A}}(\rho)) &= \mathcal{E} \dot{\mathcal{E}} + \frac{\tilde{\mathcal{A}}_i \dot{\mathcal{A}}_i}{\sigma_{\mathcal{A}_i}} \leq 0 \\ &= \mathcal{E} \left(\mathcal{A}_{m_i} \mathcal{E} + \tilde{\mathcal{A}}_i \mathcal{X} \right) + \frac{\tilde{\mathcal{A}}_i \dot{\mathcal{A}}_i}{\sigma_{\mathcal{A}_i}} \leq 0 \\ &= \mathcal{A}_{m_i} \mathcal{E}^2 + \tilde{\mathcal{A}} \left(\mathcal{E} \mathcal{X} + \frac{\dot{\mathcal{A}}(\rho)}{\sigma_{\mathcal{A}}} \right) \leq 0 \end{aligned} \quad (5.8)$$

Alors $\dot{V}(\mathcal{E}, \tilde{\mathcal{A}}) = \mathcal{A}_{m_i} \mathcal{E}^2 \leq 0$, si,

$$\dot{\mathcal{A}}_i(t) = -\sigma_{\mathcal{A}} \mathcal{E} \mathcal{X} \quad (5.9)$$

Avec $\sigma_{\mathcal{A}}$ est la vitesse d'apprentissage de $\mathcal{A}_i(t)$. Puisque $\dot{V}(\mathcal{E}, \tilde{\mathcal{A}}) \leq 0$, alors $\mathcal{E}(t)$ et $\mathcal{A}_i(t)$ sont bornés. Alors,

$$\lim_{t \rightarrow \infty} V(e, \tilde{\mathcal{A}}(t)) = V(e(0), \tilde{\mathcal{A}}_i(0)) + \mathcal{A}_{m_i} \|e\|_2^2 \quad (5.10)$$

Par conséquent, $V(e, \tilde{\mathcal{A}}_i)$ à une limite finie quand $t \rightarrow \infty$. Puisque $\|\mathcal{E}\|_2$ existe alors $\mathcal{E}(t) \in \mathbb{L}_2 \cap \mathbb{L}_\infty$, et, $\|\dot{\mathcal{E}}\| \in \mathbb{L}_\infty$.

Maintenant, nous effectuons la seconde dérivée de la fonction de Lyapunov $\ddot{V}(\mathcal{E}, \tilde{\mathcal{A}}_i)$ telle que

$$\ddot{V}(\mathcal{E}, \tilde{\mathcal{A}}_i) = 2\mathcal{A}_{m_i} \dot{\mathcal{E}} = 2\mathcal{A}_{m_i} \mathcal{E} (\mathcal{A}_{m_i} \mathcal{E} + \tilde{\mathcal{A}}_i s \mathcal{X}) \quad (5.11)$$

Puisque $\mathcal{E}(t)$ et $\tilde{\mathcal{A}}_i$ sont bornés parce que $\dot{V}(\mathcal{E}, \tilde{\mathcal{A}}_i) \leq 0$, \mathcal{X} est borné, car \mathcal{A}_{m_i} et \mathcal{E} sont bornés. Alors, $\ddot{V}(\mathcal{E}, \tilde{\mathcal{A}}_i)$ est bornée. Par conséquent, $\dot{V}(\mathcal{E}, \tilde{\mathcal{A}}_i) \leq 0$ est uniformément continu.

Nous introduisons le Lemme de Barbalat [Slotine 1991],

Lemma 5.3.2. *Si $f(t) \in \mathbb{R}$ une fonction différentiable telle que $\lim_{t \rightarrow \infty} f(t)$ existe et est finie, et si $\dot{f}(t)$ est uniformément continue, alors $\lim_{t \rightarrow \infty} \dot{f}(t) = 0$.*

En vertu du Lemme de Barbalat (5.3.2), on observe que $\dot{V}(\mathcal{E}, \tilde{\mathcal{A}}) \rightarrow 0$ lorsque $t \rightarrow \infty$, ce qui implique que $\mathcal{E}(t) \rightarrow 0$ dans la même limite. Par conséquent, l'erreur de suivi est asymptotiquement stable. Cependant, il convient de noter que l'ensemble du système de contrôle adaptatif ne peut être considéré comme asymptotiquement stable, puisque l'erreur $\tilde{\mathcal{A}}$ ne peut être établie que comme bornée. \square

Dans la sous-section suivante, nous explorons la conception de la commande optimale, qui se traduit par le couple total requis (T_{t_i}) pour piloter efficacement le FRM autonome.

5.3.3 Modélisation polytopique du fauteuil roulant manuel

L'objectif de cette représentation est de développer un contrôle LPV capable de générer le couple optimal requis, T_{n_i} . Le paramètre variant dans le temps, $\mathcal{A}(\rho)$, est borné pour satisfaire $\|\mathcal{A}(\rho)\| \leq \Theta_{\mathcal{A}}$, où $\Theta_{\mathcal{A}}$ est une constante positive. La paire $(\mathcal{A}(\rho), \mathcal{B})$ est uniformément contrôlable, ce qui facilite la conception et la mise en œuvre du contrôle.

Considérons le modèle dynamique décrivant le comportement du FRM autonome 5.4. Le paramètre variant $\mathcal{A}_i(t)$ selon ses valeurs limites $q_1 = \max(\mathcal{A}(\rho))$ et $q_2 = \min(\mathcal{A}_i(t))$, délimitant ainsi le domaine de non-linéarité. Ainsi, le paramètre variant s'écrit :

$$\mathcal{A}(t) = E_1 q_1 + E_2 q_2 \quad (5.12)$$

Nous attribuons les deux fonctions d'appartenance suivantes :

$$E_1(t) = \frac{q_1 - \mathcal{A}(\rho)}{q_1 - q_2} \quad \text{et} \quad E_2(t) = 1 - E_1$$

Les fonctions d'appartenance, E_1 et E_2 , doivent respecter la contrainte $E_1 + E_2 = 1$, garantissant ainsi la normalisation des degrés d'appartenance. Les règles du système Takagi-Sugeno (T-S) sont conçues pour couvrir toutes les combinaisons possibles de paramètres variables. Étant donné que nous traitons un paramètre variant dans le temps, cela conduit à un total de 2^1 règles à formuler.

— Si $\mathcal{A}(t)$ est E_1 , alors,

$$\dot{\mathcal{X}}(t) = \mathcal{A}_1 \mathcal{X}(t) + \mathcal{B} u(t) + \mathcal{D} \mathcal{W}(t)$$

— Si $\mathcal{A}(\rho)$ est E_2 , alors,

$$\dot{\mathcal{X}}(t) = \mathcal{A}_2 \mathcal{X}(t) + \mathcal{B} u(t) + \mathcal{D} \mathcal{W}(t)$$

Ainsi, la représentation T-S du système de FRM autonome (5.4) est définie comme suit :

$$\begin{cases} \dot{\mathcal{X}} = \sum_{i=1}^2 E_i (\mathcal{A}_i) \mathcal{X}(t) + \mathcal{B} u(t) + \mathcal{D} \mathcal{W}(t) \\ \mathcal{Y} = \mathcal{C} \mathcal{X}(t) \end{cases} \quad (5.13)$$

5.3.4 Validation des Modèles LPV et TS

Dans cette section, nous présentons la validation des modèles LPV et TS en utilisant le scénario décrit dans la partie validation du chapitre 4, Figure 4.8. Le processus de validation commencera par l'application du modèle LPV, une étape essentielle pour déterminer les bornes supérieures et inférieures du paramètre variant $\mathcal{A}(t)$, garantissant ainsi une analyse rigoureuse des variations du système. Les résultats de l'identification du modèle autonome sont présentés dans la Figure 5.3, où nous comparons la sortie du modèle TS avec celle du modèle LPV ainsi qu'avec le signal de référence du simulateur PSCHITT-PMR. Le signal d'entrée utilisé pour valider les modèles LPV et TS est illustré dans la Figure 5.4. Enfin, les paramètres variants du frottement $A_L(t)$ et $A_R(t)$ sont présentés dans la Figure 5.5.

L'analyse comparative entre les vitesses de sortie prédites par le modèle LPV et le modèle TS, ainsi que les données réelles enregistrées sur le simulateur PSCHITT-PMR, montre clairement que le modèle TS parvient à reproduire de manière très fidèle le comportement observé lors de l'interaction utilisateur-FRM-sol. Bien que le modèle LPV offre des prédictions cohérentes, le modèle TS se rapproche davantage des résultats expérimentaux. Ces résultats confirment l'efficacité du modèle TS pour représenter les scénarios d'interaction en temps réel entre l'utilisateur et le FRM dans le simulateur, tout en offrant une meilleure correspondance avec les données enregistrées.

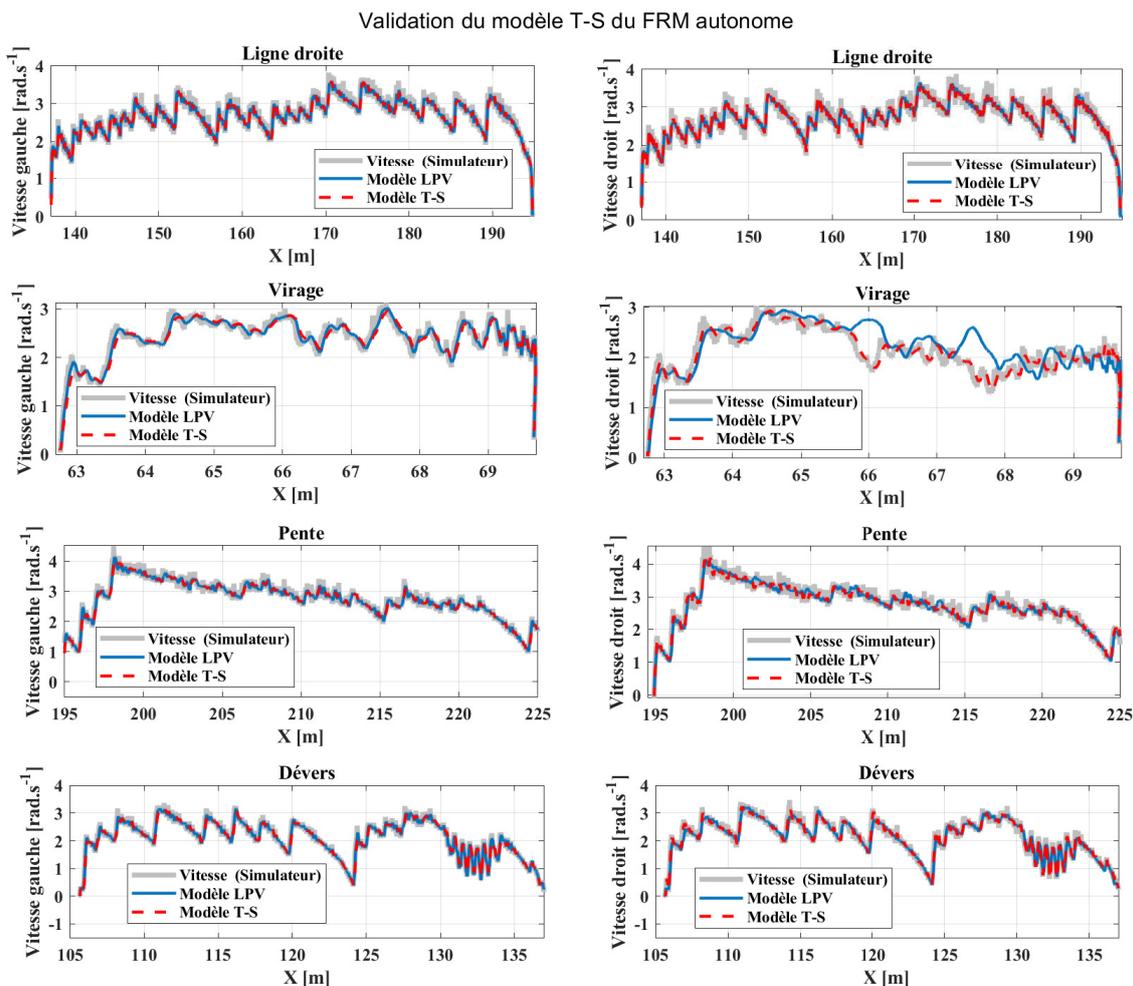
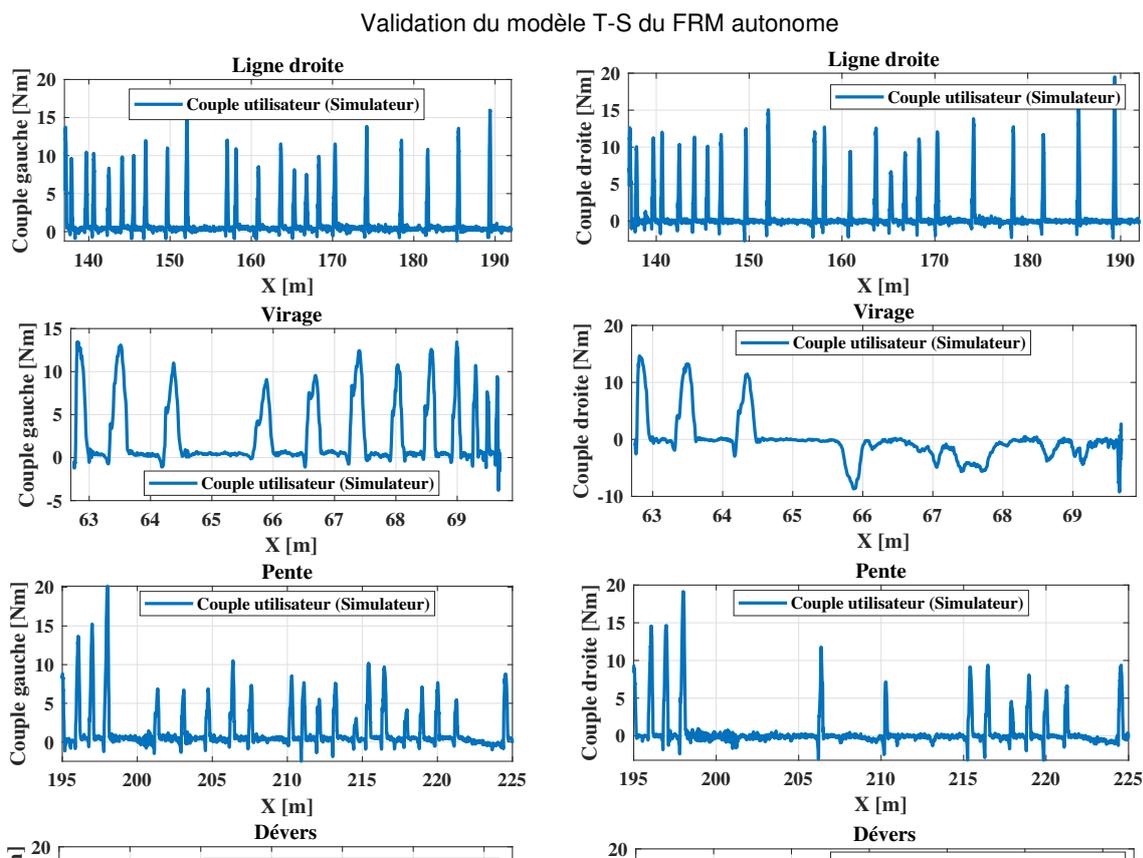


FIGURE 5.3 – Validation du modèle T-S du modèle du FRM autonome.



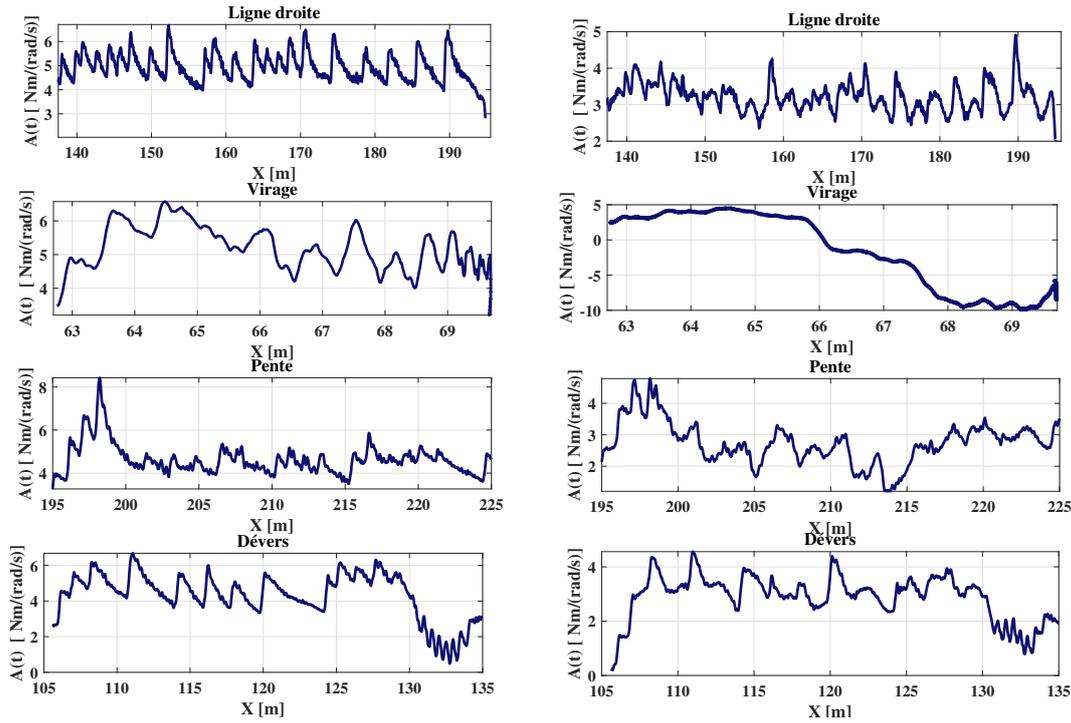


FIGURE 5.5 – Représentation du paramètre variant du frottement de contact.

À présent, nous présentons la conception ainsi que la synthèse du contrôleur LPV afin de générer le couple optimal.

5.3.5 Commande LPV pour le suivi de trajectoire

Les spécifications de performance du contrôle incluent, les conditions de stabilité, les contraintes d'entrée et le rejet des perturbations.

Considérons le système décrit par l'équation (5.13), où \mathcal{W} est une perturbation appartenant à un ensemble \mathcal{S} borné dans \mathcal{L}_2 . L'ensemble \mathcal{S} est défini comme suit : $\mathcal{S} = \{\mathcal{W} : [0, \infty) \rightarrow \mathbb{R}^q ; \int_0^\infty \mathcal{W}(\tau)^T \mathcal{W}(\tau) d\tau \leq \gamma^{-1}\}$, avec γ^{-1} étant un scalaire positif.

Nous choisissons la norme H_∞ comme critère de performance tel que :

$$\sup_{\|\mathcal{W}\|_2 \neq 0} \frac{\mathcal{J}}{\|\mathcal{W}\|_2} \leq \sigma \quad (5.14)$$

avec :

$$\mathcal{J} = \int_0^\infty \left(\mathcal{E}^T(t) \mathbf{Q} \mathcal{E}(t) + \mathcal{U}^T(t) \mathbf{R} \mathcal{U}(t) \right) dt \quad \text{et} \quad \sigma = [\sigma_{x_{\text{ref}}}, \sigma_{\dot{x}_{\text{ref}}}] \quad (5.15)$$

La stratégie de contrôle mise en œuvre pour générer la commande optimale s'appuie sur la modélisation T-S, en utilisant la méthode de Compensation Parallèle-Distribuée (PDC) [Tanaka 2004, Lendek 2011].

Le contrôleur flou PDC est formulé comme suit :

$$\mathcal{U}(t) = \sum_{i=1}^2 E_i \mathcal{L}_i \mathcal{E}(t) \quad (5.16)$$

Là, où \mathcal{L}_i représente la matrice des gains de rétroaction d'état optimale à concevoir. Définissons l'erreur de suivi e comme suit :

$$\mathcal{E} = \mathcal{X} - \mathcal{X}_{\text{ref}}$$

En dérivant cette expression par rapport au temps, on obtient :

$$\dot{\mathcal{X}} = \dot{\mathcal{X}} - \dot{\mathcal{X}}_{\text{ref}}$$

En substituant les expressions de \dot{x} et \dot{x}_{ref} , nous avons :

$$\dot{\mathcal{E}} = \sum_{i=1}^2 E_i (\mathcal{A}_i + B\mathcal{L}_i \mathcal{X}) - \dot{\mathcal{X}}_{\text{ref}} \quad (5.17)$$

L'état \mathcal{X} peut être exprimé en fonction de \mathcal{X}_{ref} et \mathcal{E} :

$$\mathcal{X} = \mathcal{X}_{\text{ref}} + \mathcal{E}$$

En substituant cette expression dans l'équation de la dynamique de l'erreur $\dot{\mathcal{E}}$, nous obtenons :

$$\begin{aligned} \dot{\mathcal{E}} &= \sum_{i=1}^2 E_i (\mathcal{A}_i + B\mathcal{L}_i) (\mathcal{X}_{\text{ref}} + \mathcal{E}) - \dot{\mathcal{X}}_{\text{ref}} \\ &= \sum_{i=1}^2 E_i (\mathcal{A}_i + B\mathcal{L}_i) \mathcal{E} + \sum_{i=1}^2 E_i (\mathcal{A}_i + B\mathcal{L}_i) \mathcal{X}_{\text{ref}} - \dot{\mathcal{X}}_{\text{ref}} \\ &= \sum_{i=1}^2 E_i (\mathcal{A}_i + B\mathcal{L}_i) \mathcal{E} + \left[\sum_{i=1}^2 E_i (\mathcal{A}_i + B\mathcal{L}_i) \quad -I \right] \begin{bmatrix} \mathcal{X}_{\text{ref}} \\ \dot{\mathcal{X}}_{\text{ref}} \end{bmatrix} \\ \dot{\mathcal{E}} &= \sum_{i=1}^2 E_i (G_i \mathcal{E} + \mathcal{H}_i \mathcal{W}(t)) \end{aligned}$$

Les gains optimaux \mathcal{L}_i qui assurent la stabilisation du modèle (5.13) peuvent être obtenus en appliquant le théorème suivant :

Theorem 5.3.3. *Le contrôle PDC (5.16), qui stabilise globalement et asymptotiquement le modèle T-S flou continu (5.13) est obtenu en résolvant le problème de contrôle optimal suivant [Tuan 2001, Tanaka 2004, Lendek 2011] :*

$$\min_{x, \mathcal{M}_1, \dots, \mathcal{M}_r} \sigma^2$$

$$s.t. \quad X > 0 \quad (5.18)$$

$$\Gamma_i < 0 \quad (i=1,2) \quad (5.19)$$

où $X = \mathcal{P}^{-1}$, $\mathcal{M} = \mathcal{L}_i X$, et

$$\Gamma_i = \begin{bmatrix} \left((\mathcal{A}_i \mathcal{X} + B \mathcal{M}_i)^T \right. & X^T & \mathcal{M}_i^T & \mathcal{H}_i \\ \left. + \mathcal{A}_i \mathcal{X} + B \mathcal{M}_i \right) & & & \\ * & Q^{-1} & 0 & 0 \\ * & 0 & R^{-1} & 0 \\ * & 0 & 0 & -\sigma^2 I \end{bmatrix}$$

1. Proof. Considérons la fonction candidate de Lyapunov suivante :

$$\mathcal{V}(\mathcal{E}) = \mathcal{E}^T \mathcal{P} \mathcal{E} > 0, \quad \text{avec} \quad \mathcal{P} = \mathcal{P}^T > 0 \quad (5.20)$$

Qui satisfait l'inégalité suivante :

$$\dot{\mathcal{V}}(\mathcal{E}) + \mathcal{E}^T \mathcal{Q} \mathcal{E} + \mathcal{U}^T \mathcal{R} \mathcal{U} - \sigma^2 \mathcal{W}^T \mathcal{W} \leq 0, \quad (5.21)$$

En intégrant l'expression (5.20) de 0 à ∞ et en supposant que $\mathcal{X}(0) = 0$, on obtient :

$$\mathcal{V}(\mathcal{X}(\infty)) + \mathcal{J} \leq \sigma^2 \int_0^\infty \mathcal{W}^T(t) \mathcal{W}(t) dt \quad (5.22)$$

Puisque $\mathcal{V}(\mathcal{E}(\infty)) \geq 0$, il en découle logiquement que l'inégalité définie dans (5.14) est respectée. Maintenant, les conditions de stabilité sont dérivées comme suit :

$$\begin{aligned} \dot{\mathcal{V}}(\mathcal{E}) + \mathcal{E}^T \mathcal{Q} \mathcal{E} + \mathcal{U}^T \mathcal{R} \mathcal{U} - \sigma^2 \mathcal{W}^T \mathcal{W} = \\ \mathcal{E}^T \sum_{i=1}^2 E_i [G_i^T \mathcal{P} + \mathcal{P} G_i] \mathcal{E} \\ + \mathcal{W}^T \sum_{i=1}^2 E_i \mathcal{H}_i^T \mathcal{P} \mathcal{E} + \mathcal{E}^T \mathcal{P} \sum_{i=1}^2 E_i \mathcal{H}_i \mathcal{W} \\ + \mathcal{E}^T \mathcal{Q} \mathcal{E} + \mathcal{E}^T \sum_{i=1}^2 E_i \mathcal{L}_i^T \mathcal{R} \mathcal{L}_i \mathcal{E} - \sigma^2 \mathcal{W}^T \mathcal{W} \leq 0 \end{aligned} \quad (5.23)$$

où $G_i = (\mathcal{A}_i + \mathcal{B} \mathcal{L}_i)$.

L'inégalité (5.23) peut être écrite de façon compacte :

$$\sum_{i=1}^2 E_i \begin{bmatrix} \mathcal{E} \\ \mathcal{W} \end{bmatrix}^T \underbrace{\begin{bmatrix} G_i^T \mathcal{P} + \mathcal{P} G_i & \mathcal{H}_i \mathcal{P} \\ + \mathcal{Q} + \mathcal{L}_i^T \mathcal{R} \mathcal{L}_i & \\ * & -\sigma^2 I \end{bmatrix}}_{\Gamma_{ij}} \begin{bmatrix} \mathcal{E} \\ \mathcal{W} \end{bmatrix} \leq 0 \quad (5.24)$$

L'inégalité (5.24) n'est pas convexe conjointement en \mathcal{P} et \mathcal{L}_i . En multipliant l'inégalité à gauche et à droite par \mathcal{P}^{-1} et en définissant les changements de variables suivants $\mathcal{X} = \mathcal{P}^{-1}$ et $\mathcal{M}_i = \mathcal{L}_i \mathcal{X}$, la condition (5.24) est équivalente à :

$$\Gamma_i = \begin{bmatrix} \left(\mathcal{X} \mathcal{A}_i^T + \mathcal{M}_i^T \mathcal{B}^T + \mathcal{A}_i \mathcal{X} + \mathcal{B} \mathcal{M}_i \right) & \mathcal{H}_i \\ + \mathcal{E}^T \mathcal{Q} \mathcal{E} + \mathcal{M}_i^T \mathcal{R} \mathcal{M}_i & \\ * & -\sigma^2 I \end{bmatrix} \quad (5.25)$$

En utilisant le lemme du complément de Schur [Tanaka 2004, Lendek 2011] de manière séquentielle, la LMI (5.25) devient :

$$\Gamma_i = \begin{bmatrix} \left((\mathcal{A}_i \mathcal{X} + \mathcal{B} \mathcal{M}_i)^T \right) & \mathcal{X}^T & \mathcal{M}_i^T & \mathcal{H}_i \\ + \mathcal{A}_i \mathcal{X} + \mathcal{B} \mathcal{M}_i & & & \\ * & \mathcal{Q}^{-1} & 0 & 0 \\ * & 0 & \mathcal{R}^{-1} & 0 \\ * & 0 & 0 & -\sigma^2 I \end{bmatrix} \quad (5.26)$$

Par conséquent, l'expression d'inégalité Γ_i de la condition du théorème (5.19) est vérifiée. \square

Les gains optimaux obtenus sont donnés comme suit :

$$\begin{aligned} F_1 &= 62.0629 \\ F_2 &= 67.7432 \end{aligned} \tag{5.27}$$

5.3.6 Validation fonctionnelle

Dans cette section, nous allons présenter la validation en temps réel du calcul du paramètre du niveau d'assistance γ^* à partir des résultats expérimentaux. Afin de valider l'efficacité du contrôleur optimal et de déterminer la valeur optimale du paramètre d'assistance γ^* sur le simulateur PSCHITT-PMR, nous avons opté pour une méthodologie rigoureuse. Le scénario présenté dans la Figure 5.6 a été spécifiquement choisi à cet effet.

Le protocole de validation fonctionnelle se déroule de la manière suivante : l'utilisateur applique un couple de propulsion dans une situation de locomotion spécifique (en pente par exemple), puis la vitesse de rotation des roues mesurées en sortie du simulateur sont utilisées comme trajectoires de référence pour le FRM virtuel. La commande optimale nécessaire au FRM autonome virtuel pour suivre ces trajectoires de référence est ensuite comparée au couple appliqué par l'utilisateur, reflétant ainsi le niveau de performance de l'utilisateur tel que c'est illustré dans la figure 5.11. Les résultats de cette analyse pour différentes situations de locomotion (ligne droite, virage, pente et dévers) sont présentés dans les figures 5.7, 5.8, 5.10 et 5.9. Il est à noter que ce test a été réalisé en considérant le mode assistance.

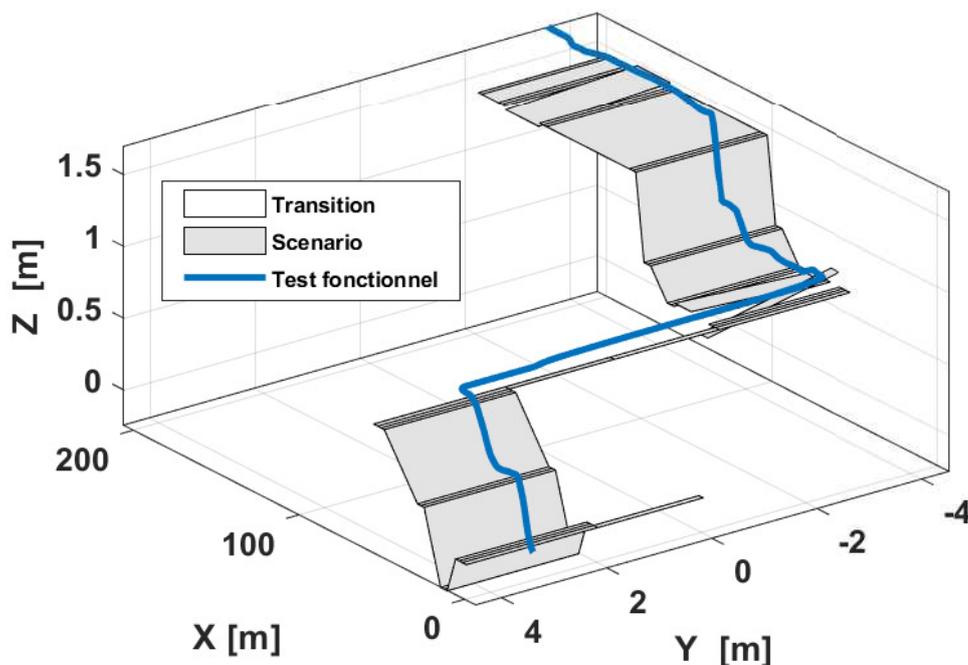


FIGURE 5.6 – Scénario de validation du couple optimal requis pour piloter le FRM autonome comparé au couple de l'Utilisateur.

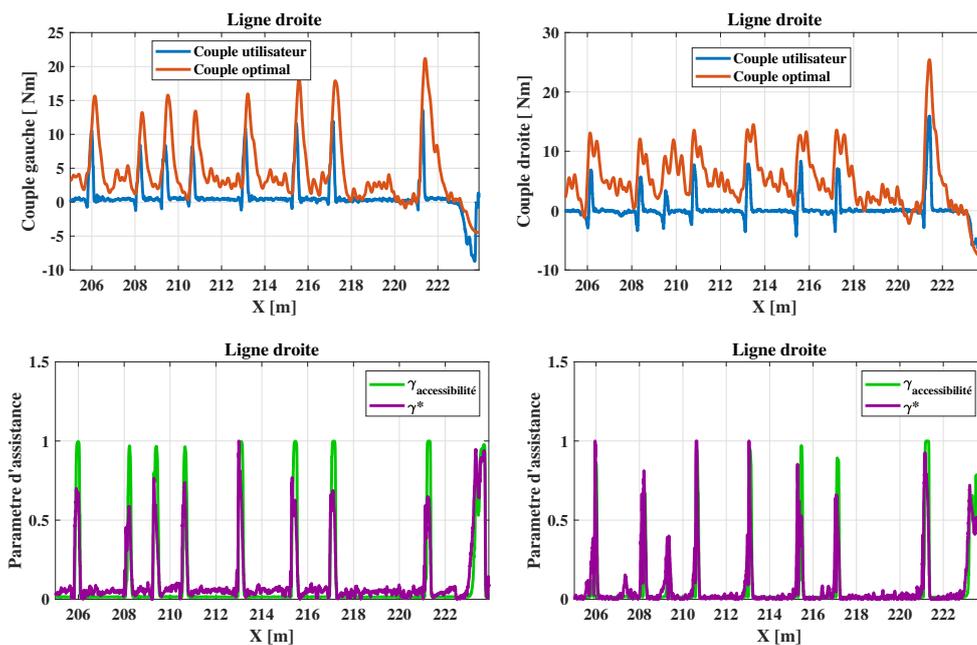


FIGURE 5.7 – Résultats de comparaison pour le calcul du paramètre du niveau d'assistance lors d'un déplacement en ligne droite.

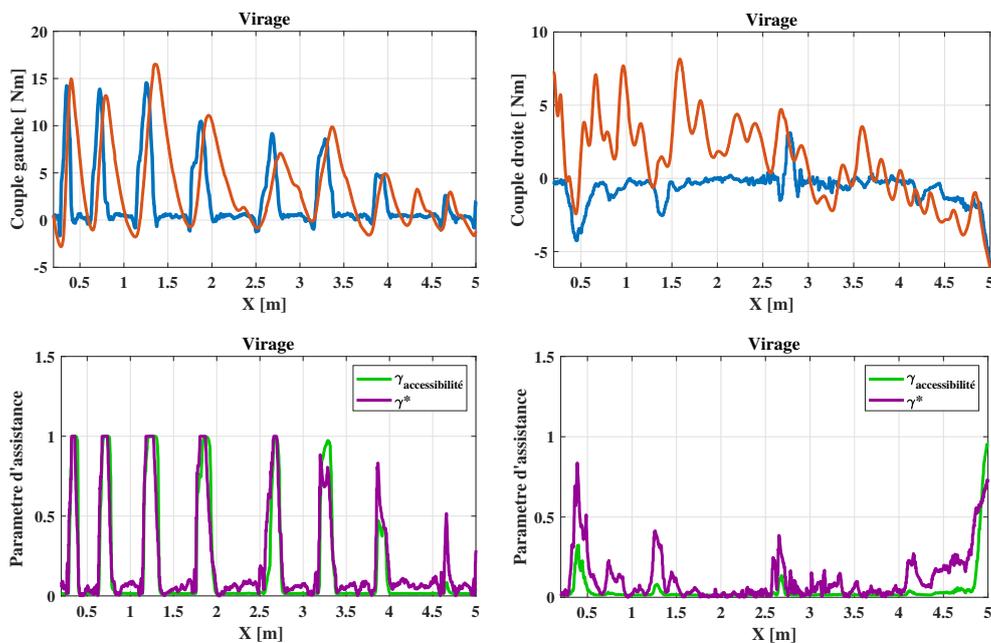


FIGURE 5.8 – Résultats de comparaison pour le calcul du paramètre du niveau d'assistance lors d'un déplacement en virage.

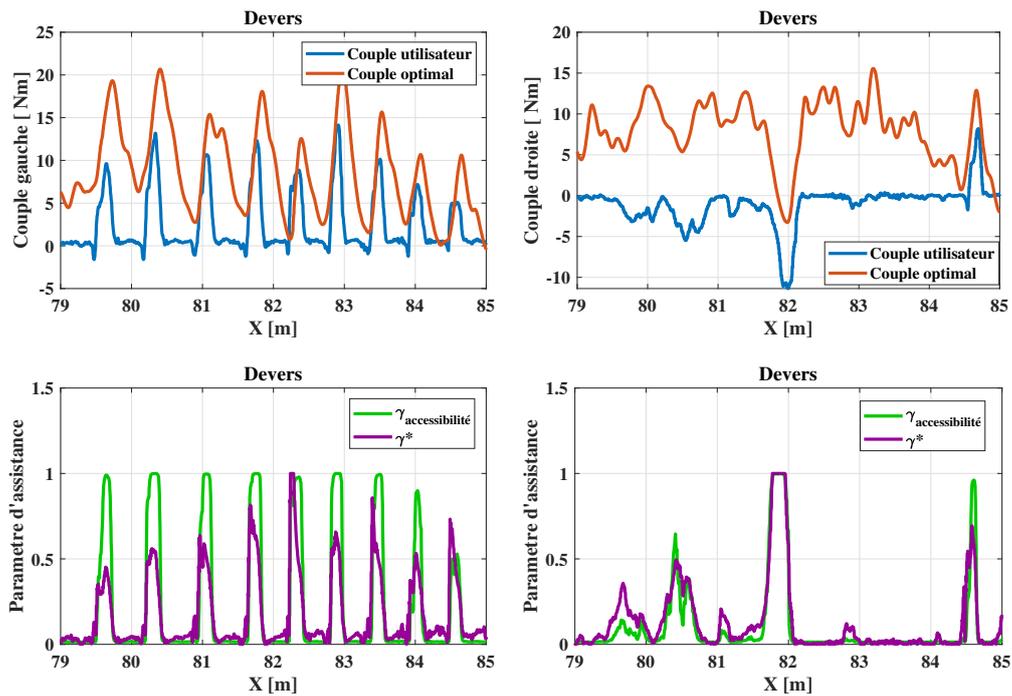


FIGURE 5.9 – Résultats de comparaison pour le calcul du paramètre du niveau d'assistance lors d'un déplacement en dévers.

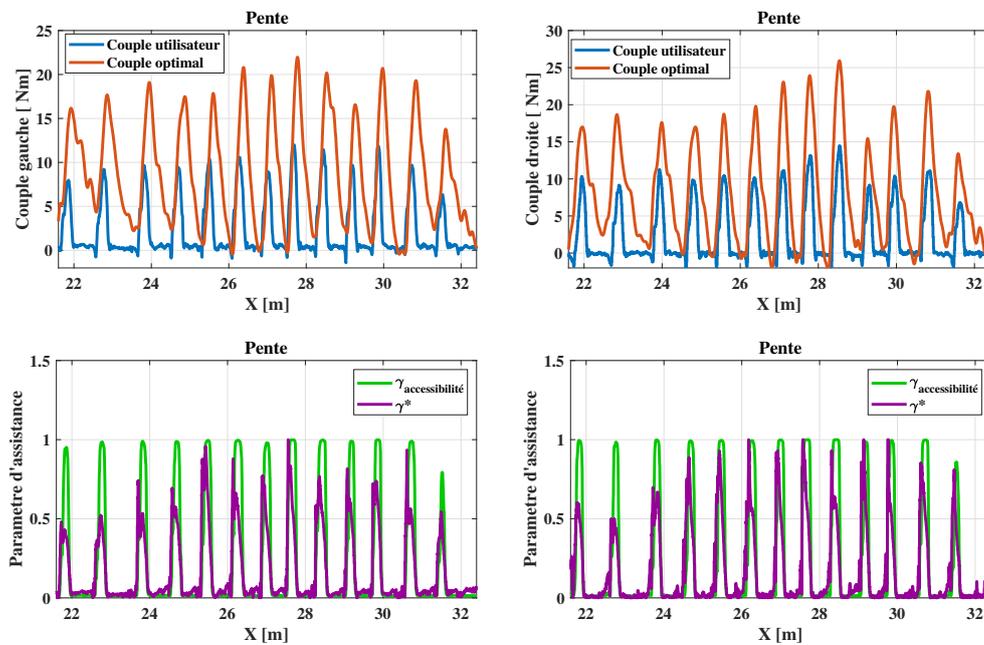


FIGURE 5.10 – Résultats de comparaison pour le calcul du paramètre du niveau d'assistance lors d'un déplacement en pente.

5.3.6.1 Calcul du paramètre du niveau d'assistance optimal

Après avoir déterminé le couple optimal $\mathcal{U}(t)$, nous établissons le paramètre correspondant au niveau d'assistance optimal comme suit :

$$\gamma^* = \frac{|T_h|}{|\mathcal{U}^*|} \quad (5.28)$$

Lorsque l'utilisateur se déplace en ligne droite, nous observons que la diminution du couple utilisateur par rapport au couple optimal entraîne une réduction du paramètre du niveau d'assistance γ^* . Cela signifie que le couple d'assistances est élevé et qu'il doit être diminué afin de maintenir l'activité physique de l'utilisateur. À l'inverse, lorsque le couple utilisateur se rapproche du couple optimal, le paramètre γ^* augmente. Cette observation confirme que des niveaux plus élevés d'assistance sont nécessaires lorsque le couple utilisateur se rapproche de l'amplitude du signal du couple optimal, et vice versa, pour éviter une contrainte excessive sur les membres supérieurs de l'utilisateur.

Pour distinguer la différence entre le paramètre du niveau d'assistance obtenu à partir de l'indice d'accessibilité $\gamma_{\text{accessibilité}}$ et γ^* , le calcul du paramètre $\gamma_{\text{accessibilité}}$ a été activé tout au long du scénario. Les résultats sont présentés dans les mêmes figures que précédemment. Nous remarquons que $\gamma_{\text{accessibilité}}$ reste près de 1 pendant la majeure partie du trajet en ligne droite, tandis que γ^* évalue instantanément l'amplitude du couple utilisateur par rapport au couple optimal nécessaire pour parcourir la distance X en ligne droite. Pour le virage, nous constatons une superposition de $\gamma_{\text{accessibilité}}$ et γ^* lorsque l'utilisateur applique un couple proche du couple optimal. De manière similaire, lors du franchissement du dévers, où l'utilisateur utilise une fréquence de propulsion asymétrique entre les côtés gauche et droit pour maintenir la trajectoire au milieu de la voie de la route, $\gamma_{\text{accessibilité}}$ reste près de 1, tandis que γ^* ajuste le niveau d'assistance en fonction du couple utilisateur. Un résultat similaire est observé lors du franchissement de la pente.

Ces résultats conduisent à la conclusion objective que γ^* est plus adapté à la conception d'un système d'assistance adaptative. Par conséquent, la section suivante détaillera la conception et la synthèse de la commande optimale (TS-LPV) pour générer cette assistance adaptative.

5.4 Conception de la Commande d'assistance robuste basée sur un modèle flou Takagi-Sugeno

Dans le chapitre précédent, nous avons démontré que la stratégie d'assistance adaptative était la plus performante. En conséquence, dans cette section, nous appliquons l'approche développée précédemment pour générer la commande d'assistance. Ici, le paramètre du niveau d'assistance optimal est intégré de façon dynamique par une approche LPV dans la fonction de coût dans l'algorithme d'optimisation. La figure 5.11 illustre explicitement le schéma de fonctionnement de la stratégie d'assistance adaptative en interaction avec l'utilisateur.

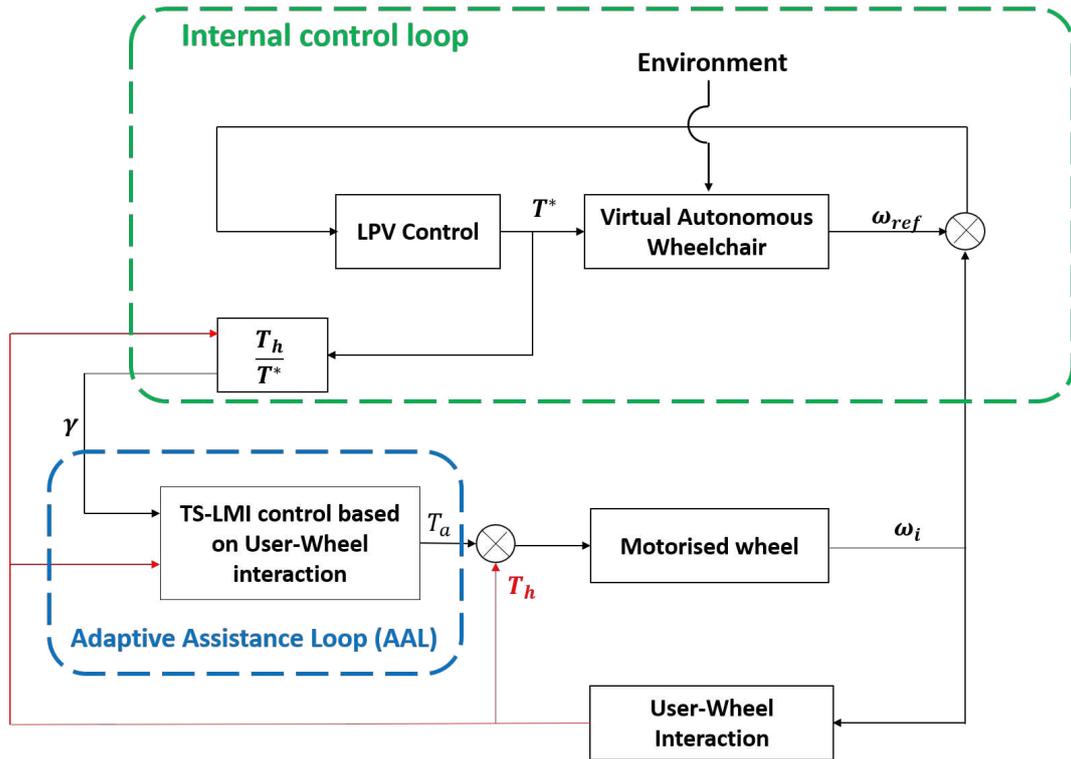


FIGURE 5.11 – Schéma descriptif de la stratégie d'assistance adaptative en considérant γ^*

5.4.1 Représentation polytopique du modèle d'interaction Utilisateur-Roues du FRM et Roues-rouleaux le simulateur

Dans cette section, nous allons exploiter le modèle polytopique de l'interaction utilisateur-FRM, décrit dans le chapitre 4, équation 4.29 en vue de concevoir la commande d'assistance pour un fauteuil roulant avec assistance électrique.

Nous rappelons que les paramètres variables dans le temps, à savoir le frottement de contact $f_1(t)$ et l'impédance à la main courante $Z_\rho(t)$, sont bornés.

$$\begin{aligned} f_{1_{min}} &\leq f_1 \leq f_{1_{max}} \\ Z_{\rho_{min}} &\leq Z_\rho \leq Z_{\rho_{max}} \end{aligned} \quad (5.29)$$

La paire $(A(t), B)$ est uniformément contrôlable. L'entrée de commande est soumise à une saturation symétrique dans un ensemble compact $\mathcal{U}(u_{min}, u_{max})$, défini comme suit :

$$\mathcal{U}(u_{min}, u_{max}) = \{u \in \mathbb{R}^m : -u_{min} \leq T_a \leq u_{max}\} \quad (5.30)$$

Nous définissons les paramètres variables $f_1(t)$ et Z_ρ selon leurs valeurs limites $q_1^1 = \max(f_1(t))$, $q_2^1 = \max(Z_\rho)$, $q_1^2 = \min(f_1(t))$ et $q_2^2 = \min(Z_\rho)$. Ainsi, les paramètres variables s'écrivent :

$$\begin{aligned} f_1(t) &= E_1^1 q_1^1 + E_1^2 q_1^2 \\ Z_\rho &= E_2^1 q_2^1 + E_2^2 q_2^2 \end{aligned} \quad (5.31)$$

Pour chaque paramètre variant, nous attribuons les deux fonctions d'appartenance suivantes :

$$\begin{aligned} E_1^1 &= \frac{q_1^1 - f_1(t)}{q_1^1 - q_1^2} \quad \text{avec} \quad E_1^2 = 1 - E_1^1 \\ E_2^1 &= \frac{q_2^1 - Z_\rho}{q_2^1 - q_2^2} \quad \text{avec} \quad E_2^2 = 1 - E_2^1 \end{aligned}$$

Les fonctions d'appartenance, E_i^1 et E_i^2 , doivent satisfaire la propriété suivante $E_i^1 + E_i^2 = 1$. Les règles du système T-S sont conçues pour inclure toutes les combinaisons possibles de paramètres variables. En utilisant l'approche des secteurs non linéaires [Takagi 1985], nous obtenons la représentation LPV floue T-S du modèle 4.14 à 2^2 règles suivante :

$$\begin{cases} \dot{x} = \sum_{i=1}^4 h_i(A_i x) + Bu + Dw, \\ y = [0 \ 1]x. \end{cases} \quad (5.32)$$

où A_i est calculé selon :

$$\begin{aligned} i = 1 : \{A(f_{1\min}, Z_{\rho\min})\} & \quad i = 3 : \{A(f_{1\max}, Z_{\rho\min})\} \\ i = 2 : \{A(f_{1\min}, Z_{\rho\max})\} & \quad i = 4 : \{A(f_{1\max}, Z_{\rho\max})\} \end{aligned} \quad (5.33)$$

La fonction d'appartenance de la règle i est calculée comme le produit des fonctions E_i^1 et E_i^2 correspondant aux ensembles flous des règles d'inférence floues, c'est-à-dire :

$$\begin{aligned} h_1 &= E_1^1 E_2^1 & h_2 &= E_1^2 E_2^1 \\ h_3 &= E_1^1 E_2^2 & h_4 &= E_1^2 E_2^2 \end{aligned} \quad (5.34)$$

5.4.2 Commande LPV adaptative basée sur le paramètre optimal de niveau d'assistance

Dans le chapitre précédent, nous avons démontré que la stratégie d'assistance adaptative offre le meilleur compromis entre l'efficacité mécanique du déplacement et minimisation de l'effort de la propulsion. Par conséquent, dans cette section, nous adoptons une approche d'assistance adaptative pour générer la commande d'assistance, en considérant le paramètre du niveau d'assistance optimal γ^* comme un paramètre de pondération dans la fonction de coût adaptative suivante :

$$J_2(\gamma) = \int_0^\infty (y^T Q(\gamma)y + u^T \mathcal{R}u) dt \quad (5.35)$$

Où $\gamma \in [0, 1]$ et $Q(\gamma)$ et \mathcal{R} sont des matrices de pondération définies positives.

$$Q(\gamma) = \gamma * q \quad (5.36)$$

L'introduction de γ directement dans la fonction de coût à minimiser permet une pondération directe de la commande d'assistance dans le processus d'optimisation. En d'autres termes, lorsque

$\gamma = 0$, cela signifie l'absence de contrainte environnementale, et donc l'utilisateur n'a besoin que d'une assistance minimale. En revanche, lorsque $\gamma \neq 0$, une contrainte environnementale est présente, conduisant à la minimisation de manière pondérée l'effort de l'utilisateur.

La nouvelle loi de commande TS dépendante des paramètres variants Z_ρ , f_1 et γ est définie telle que :

$$u(t) = \sum_{i=1}^4 \sum_{k=1}^2 h_i(Z_\rho, f_1) \gamma_k F_{ik} x(t) \quad \text{avec} \quad |u(t)| \leq \mu \quad (5.37)$$

La démonstration de l'analyse de la stabilité ainsi que la résolution des LMI permettant de générer la commande d'assistance a été présentée dans le Théorème 4.6.2 du Chapitre 4.

5.5 Validation expérimentale

Dans cette section, nous présentons les résultats expérimentaux visant à comparer les performances de deux stratégies d'assistance adaptative : la première s'appuie sur un paramètre d'assistance non optimisé, noté $\gamma_{I_{\text{accessibilité}}}$, tandis que la seconde repose sur un paramètre optimisé, noté γ^* . Ces performances ont été évaluées à l'aide de tests fonctionnels expérimentaux et de tests utilisateurs, tous réalisés sur le simulateur PSCHITT-PMR.

5.5.1 Performance de l'assistance adaptative basée sur le paramètre du niveau d'assistance optimal

Afin d'évaluer les performances de la stratégie d'assistance basée sur un paramètre du niveau d'assistance empirique $\gamma_{I_{\text{accessibilité}}}$ (Assistance A), une comparaison est effectuée par rapport à l'assistance adaptative basée sur le paramètre du niveau d'assistance optimal γ^* (Assistance B). Pour une présentation efficace des résultats expérimentaux et une comparaison pertinente, des extraits du scénario présenté dans la Figure 4.16 ont été sélectionnés afin d'illustrer différentes situations de locomotion telles que la ligne droite, le virage, la pente et le dévers. Les résultats obtenus sont présentés respectivement dans les Figures 5.12 pour la ligne droite, 5.13 pour le virage, 5.14 pour la pente, et 5.15 pour le dévers.

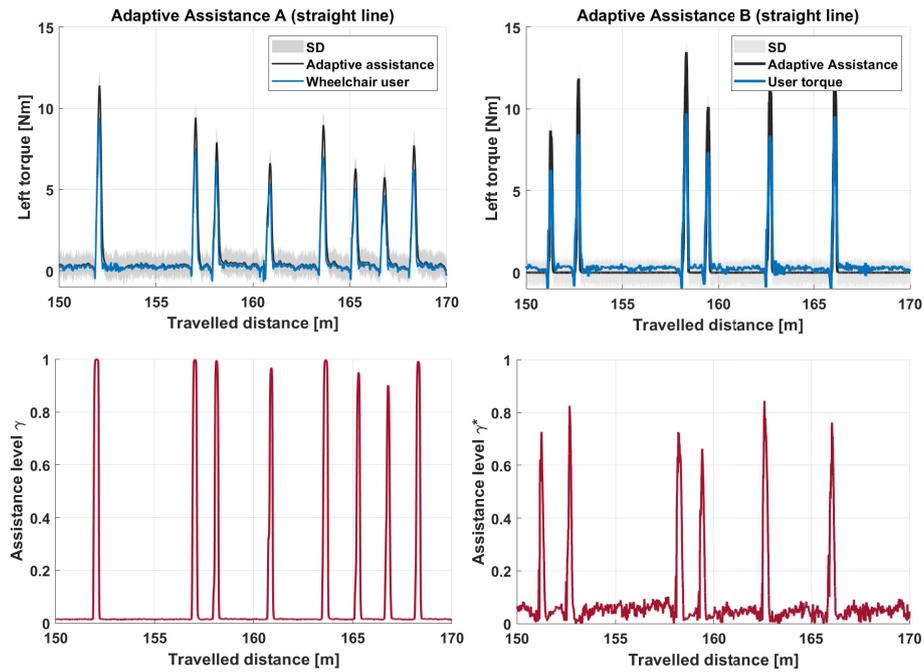


FIGURE 5.12 – Analyse comparative des performances de l'assistance adaptative $A(\gamma_{I_{\text{Accessibilité}}})$ et adaptative $B(\gamma^*)$ lors d'une locomotion en ligne droite.

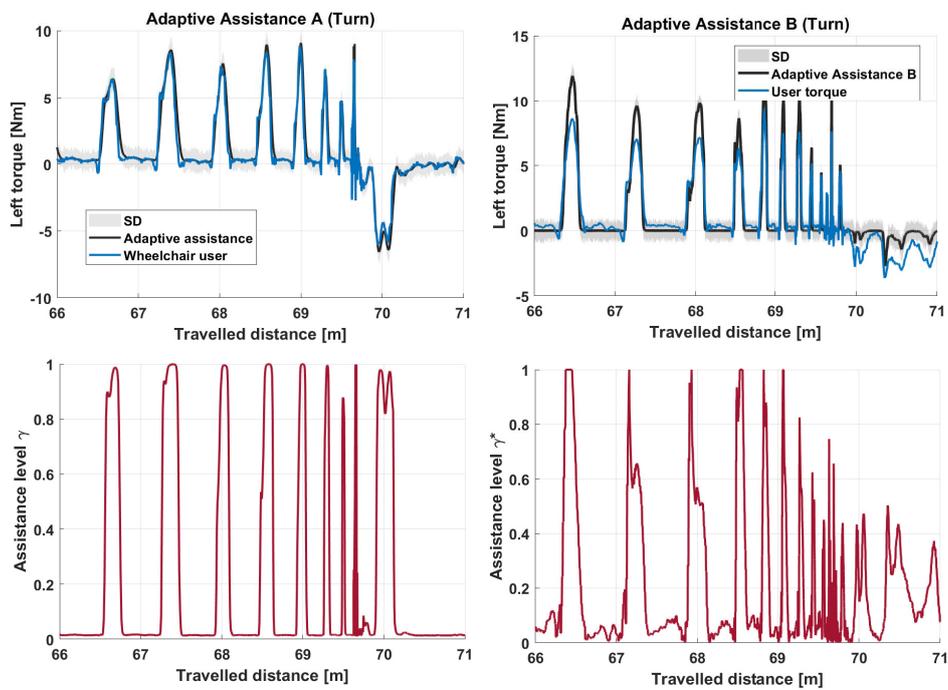


FIGURE 5.13 – Analyse comparative des performances de l'assistance adaptative $A(\gamma_{I_{\text{Accessibilité}}})$ et adaptative $B(\gamma^*)$ lors d'une locomotion en virage.

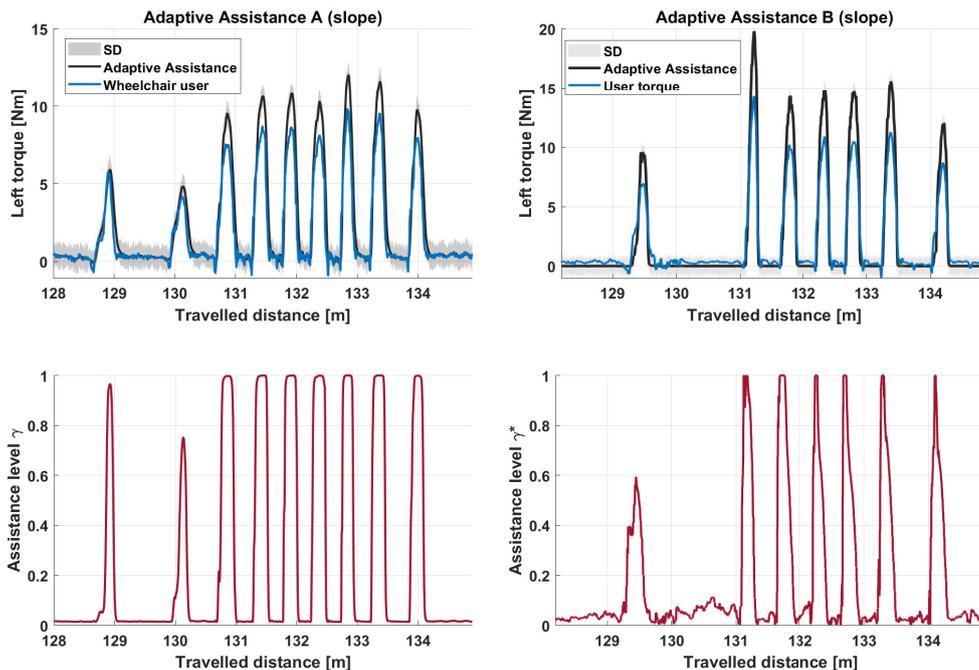


FIGURE 5.14 – Analyse comparative des performances des assistances adaptatives $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$ et $B(\gamma^*)$ lors d’une locomotion en pente.

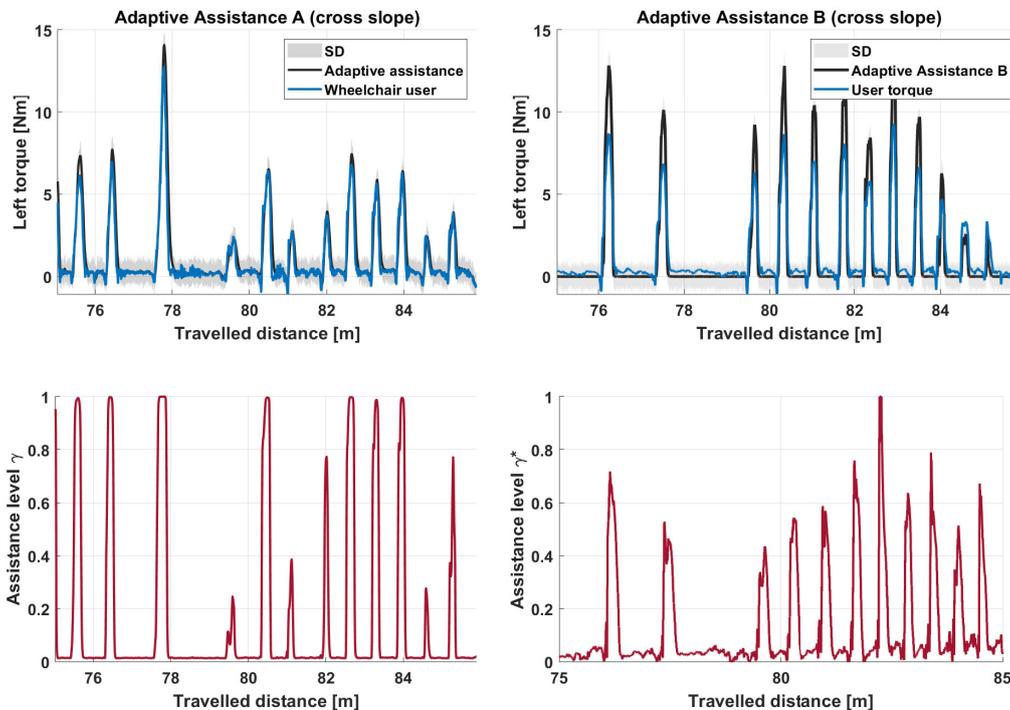


FIGURE 5.15 – Analyse comparative des performances des assistances adaptatives $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$ et $B(\gamma^*)$ lors d’une locomotion en dévers.

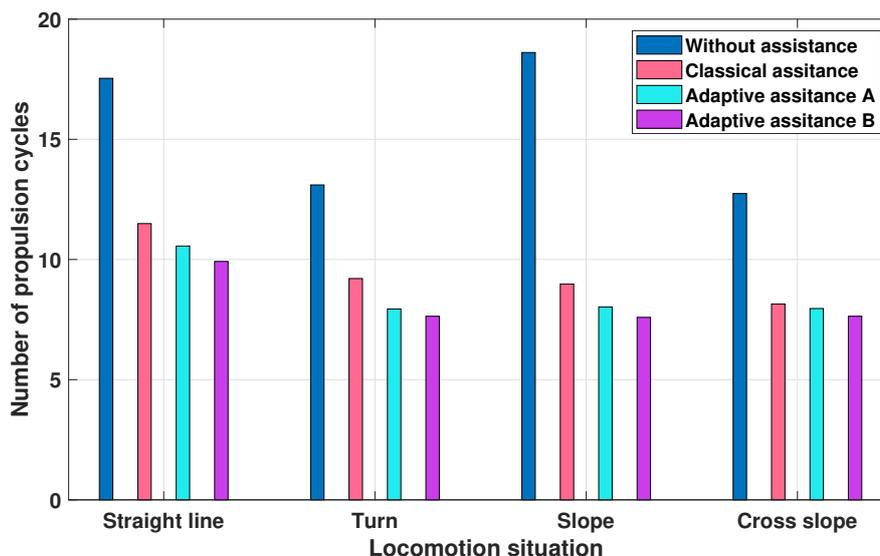


FIGURE 5.16 – Analyse comparative entre la propulsion sans assistance, la propulsion avec l’assistance classique et la propulsion avec des assistances adaptatives $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$ et $B(\gamma^*)$ pour tout le scenario 4.8.

Sur la base des résultats observés, il est évident que, dans toutes les situations de locomotion, l’assistance adaptative basée sur γ^* entraîne une réduction notable de la fréquence de propulsion par rapport à l’assistance adaptative basée sur $\gamma_{I_{\text{accessibilité}}}$. Comme indiqué dans le chapitre état de l’art (1), une réduction de la fréquence de propulsion diminue le risque de blessures liées à la propulsion en fauteuil roulant manuel. Pour l’amplitude des couples propulsifs générés par l’utilisateur, nous notons que, sur une ligne droite, l’amplitude moyenne du couple fourni par $B(\gamma^*)$ est de $8Nm$ contre $6,5Nm$ pour le couple fourni par $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$. Lors des virages, l’amplitude moyenne du couple fourni par $B(\gamma^*)$ est de $6,7Nm$ contre $7,5Nm$ pour le couple d’assistance par $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$. Pour les pentes, l’amplitude moyenne du couple fourni par $B(\gamma^*)$ est de $10,2Nm$ contre $9Nm$ pour le couple fourni par $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$. Enfin, pour les dévers, l’amplitude moyenne du couple fourni par $B(\gamma^*)$ est de $7,5Nm$ contre $6,5Nm$ pour le couple fourni par $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$.

À première vue, l’assistance adaptative basée sur γ^* est plus efficace que celle basée sur $\gamma_{I_{\text{accessibilité}}}$ en termes de réduction de la fréquence de propulsion, ce qui diminue le risque de blessures pour l’utilisateur. Cependant, elle présente généralement une amplitude de couple propulsif légèrement plus élevée dans diverses situations (ligne droite, pente, dévers), à l’exception des virages où le couple est légèrement inférieur avec γ^* . Ces résultats suggèrent que, bien que γ^* soit avantageux pour la fréquence de propulsion, le couple de l’utilisateur est légèrement inférieur lorsqu’il est assisté par $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$. En effet, cela s’explique par un exemple simple : au démarrage, l’utilisateur génère un couple élevé pour atteindre la vitesse désirée, puis continue avec des propulsions plus faibles et rapprochées pour maintenir cette vitesse. En revanche, avec l’assistance de $B(\gamma^*)$, la propulsion de démarrage est modérée, permettant une bonne performance de déplacement. Lorsque l’utilisateur ressent une diminution de vitesse, il propulse de nouveau le FRM, mais avec une période de cycle plus longue comparée à celle de la propulsion assistée par $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$, expliquant ainsi la diminution de la fréquence de propulsion et une légère augmentation du couple propulsif.

La Figure 5.16 représente la comparaison de la fréquence de propulsion pour le même utilis-

teur effectuant le scénario 4.8, en mode sans assistance, avec l'assistance classique, avec l'assistance adaptative basée sur $\gamma_{I_{\text{accessibilité}}}$ et avec l'assistance adaptative basée sur γ^* . Ces résultats confirment que l'assistance adaptative basée sur γ^* est la plus performante.

Dans la prochaine section, nous présenterons les tests utilisateurs afin de déterminer, du point de vue ressenti de l'utilisateur, quelle assistance est la plus adaptée.

5.5.2 Tests-utilisateur

Les tests utilisateur sont une étape cruciale pour évaluer l'efficacité et l'ergonomie des systèmes d'assistance développés. Cette section présente la méthodologie utilisée pour réaliser ces tests, les scénarios de test définis, ainsi que les résultats obtenus. Les objectifs principaux de ces tests sont d'analyser et de comparer les performances d'assistance en conditions réelles d'utilisation, de recueillir des retours d'expérience des utilisateurs, et de valider les hypothèses de conception. Les utilisateurs sélectionnés pour ces tests représentent un échantillon diversifié afin de garantir la représentativité des résultats.

La Figure 5.17 décrit l'organigramme du processus du protocole expérimental du test-utilisateur.

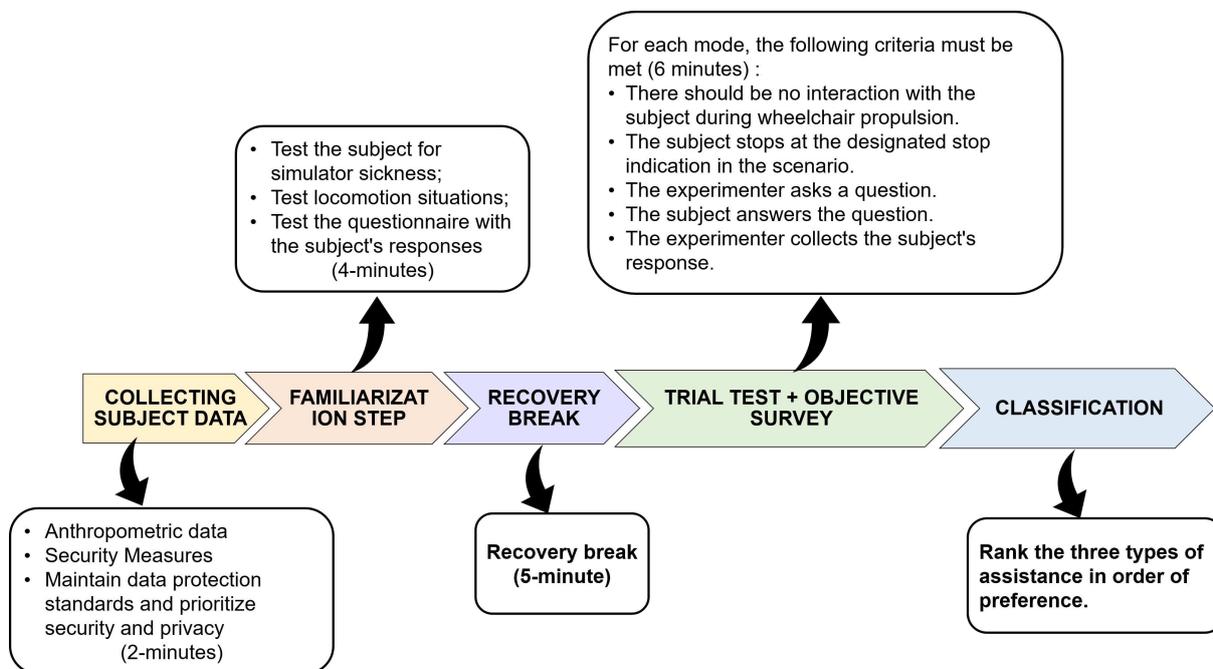


FIGURE 5.17 – Organigramme du protocole expérimental

5.5.2.1 Protocole expérimental

L'objectif de cette expérimentation est de valider de manière expérimentale l'assistance adaptative basée sur un paramètre du niveau d'assistance optimal et de la comparer objectivement à l'assistance classique ainsi qu'à l'assistance adaptative avec le paramètre empirique vue dans le chapitre (4). Pour ce faire, un protocole expérimental a été mis en place à l'aide du simulateur PSCHITT-PMR, en utilisant un fauteuil roulant manuel de type « Action 4NG » et en prenant en compte deux scénarios de locomotion standardisés.

Un scénario standardisé d'environnement urbain a été conçu pour une étape de familiarisation à la conduite sur simulateur (voir Figures 4.8). Durant ce test, l'utilisateur est amené à se dépla-

cer sans assistance et à tester diverses situations de locomotion dans un environnement virtuel en considérant le mouvement de l'hexapode (mode dynamique). Durant ce scénario, l'utilisateur répondra à un questionnaire semblable à celui utilisé lors du test expérimental. L'étape de familiarisation présente deux avantages : elle permet à l'utilisateur de ne pas être impressionné par le simulateur et de vérifier si l'utilisateur souffre du mal du simulateur. Si l'utilisateur ne présente aucun signe de nausée, d'étourdissements, de problèmes de vision ou de maux de tête, le second scénario (voir Figure 1.20) est initié. Ce scénario de test consiste en une combinaison des quatre situations de locomotion de base : la ligne droite, le virage, la pente et le dévers. La définition des normes géométriques du sol pour ces scénarios a été créée et développée par l'équipe du CERAH dans le cadre du projet CapaCITIES [Demestre 2024], puis conçue et reproduite dans le logiciel SCANeR par l'équipe d'ingénieurs de recherche au LAMIH, afin de proposer une progression graduelle de la difficulté pour les participants.

Par exemple, les chemins étroits ont une largeur de 1,5 mètre pour les virages et les lignes droites, incluant des transitions de pente et de dévers variant de 6% à 12%, ainsi qu'une exigence d'arrêt avec une distance de freinage de 1 mètre. Ce scénario implique des tests expérimentaux où l'utilisateur évalue les performances de trois types d'assistances : l'assistance classique, l'assistance adaptative basée sur un paramètre du niveau d'assistance empirique $\gamma_{I_{\text{accessibilité}}}$, et l'assistance adaptative avec un paramètre optimal γ^* . Les résultats de ces tests permettent de déterminer objectivement l'efficacité et la satisfaction de l'utilisateur pour chaque type d'assistance dans des conditions de locomotion variées.

À la fin de l'expérience, les participants sont invités à remplir un questionnaire composé de deux parties distinctes. La première partie vise à obtenir des informations générales sur les participants. La seconde partie consiste à évaluer chaque situation de locomotion élémentaire, en se basant sur trois critères : le niveau de difficulté de la situation de locomotion, le niveau de difficulté à manœuvrer le fauteuil roulant dans cette situation, et enfin, le classement par ordre de préférence des trois types d'assistances.

5.5.2.2 Description de la cohorte

Pour cette expérimentation, seize (16) participants ont été initialement sélectionnés. Toutefois, trois d'entre eux ont dû interrompre leur participation en raison du mal du simulateur, réduisant le nombre de participants à treize : onze hommes âgés en moyenne de 30 ans (écart type : 5.05) et deux femmes âgées en moyenne de 28 ans (écart type : 8.5). Tous les participants étaient en bonne santé et avaient une expérience préalable avec l'utilisation d'un fauteuil roulant manuel, avec une durée moyenne d'expérience comprise entre 1 mois et 3 mois.

5.5.2.3 Évaluation objective

L'évaluation objective se décompose en deux parties. La première partie suit la même procédure que celle utilisée pour comparer l'assistance classique à l'assistance adaptative dans le chapitre précédent. Cette comparaison repose sur le calcul de deux indicateurs de performance pour les trois types d'assistances, à partir de mesures quantitatives. Nous avons utilisé, comme indicateurs de performance, l'énergie dépensée par l'utilisateur et l'efficacité mécanique de déplacement décrits dans l'équation (5.38) lors des tests effectués sans assistance, avec assistance classique, assistance adaptative $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$ et l'assistance adaptative $B(\gamma^*)$.

$$E_h = \int_0^{t_i^n} T_h^2 dt \quad \text{et} \quad W_g = \int_0^{t_i^n} T_g \cdot \omega dt \quad (5.38)$$

Où, la période t_i^n représente la durée de la situation i effectuée n fois dans le scénario présenté dans la Figure 4.16. Les résultats de l'évaluation sont présentés dans les tableaux 5.1 et 5.2.

TABLE 5.1 – Analyse comparative de la moyenne d'énergie pour chaque test : sans assistance, propulsion avec assistance classique, propulsion avec assistance adaptative $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$ et propulsion avec assistance adaptative $B(\gamma^*)$.

Situation de locomotion	E_h [J] Sans assistance		E_h [J] Assistance classique		E_h [J] Assistance adaptative A		E_h [J] Assistance adaptative B	
	Gauche	Droite	Gauche	Droite	Gauche	Droite	Gauche	Droite
Ligne droite	2468.594	2576.9283	1692.54	1646.741	1425.43	1265.1541	1027.0361	1142.6304
Virage	2858.1108	2113.3489	789	1209.24	682.06	1207.46	319.6274	1155.0831
Pente	2775.7013	2755.8569	1310.55	1622.42	1510.85	1517.001	1217.3587	1131.6985
Dévers	406.6	39.6432	250	37.40	254.0	45.996	198.7855	83.7916

TABLE 5.2 – Analyse comparative de la moyenne du Travail mécanique de déplacement pour chaque test : sans assistance, propulsion avec assistance classique, propulsion avec assistance adaptative $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$ et propulsion avec assistance adaptative $B(\gamma^*)$.

Situation de locomotion	W_g [J] Sans assistance		W_g [J] Assistance classique		W_g [J] Assistance adaptative A		W_g [J] Assistance adaptative B	
	Gauche	Droite	Gauche	Droite	Gauche	Droite	Gauche	Droite
Ligne droite	748.5713	559.868	766.7302	586.7046	720.8767	635.9632	941.4137	936.7016
Virage	236.0619	157.3262	253.6972	138.834	275.5029	158.7061	324.2965	159.8706
Pente	539.1539	490.0187	593.3856	640.5807	652.8956	631.2745	657.8764	696.6448
Dévers	35.1934	15.5528	34.3724	15.153	37.4048	10.3975	40.9694	23.8546

Tout d'abord, les résultats du tableau 5.1 représentent l'énergie dépensée (E_h) par l'utilisateur pour chaque situation. Les résultats montrent une nette réduction lorsque les utilisateurs bénéficient d'une assistance, par rapport à la locomotion complètement en manuelle (sans assistance). Dans chaque situation de locomotion, de la ligne droite au dévers, l'assistance adaptative $B(\gamma^*)$ se démarque en consommant le moins d'énergie. Par exemple, lors de la locomotion en ligne droite, les valeurs moyennes d'énergie pour l'assistance adaptative $B(\gamma^*)$ sont significativement inférieures à celles de l'assistance adaptative $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$, de l'assistance classique et surtout de la locomotion sans assistance. Ce schéma se répète également dans les virages, les pentes et les dévers, indiquant une efficacité accrue de l'assistance adaptative $B(\gamma^*)$ dans la gestion de l'énergie nécessaire à la propulsion.

L'analyse du travail mécanique de déplacement (W_h) présentée dans le tableau 5.2 révèle une tendance similaire. L'assistance adaptative $B(\gamma^*)$ montre le plus grand travail mécanique par rapport à l'assistance classique et à l'assistance adaptative $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$. Cela indique que l'assistance $B(\gamma^*)$ parvient à générer de meilleures performances de déplacement tout en réduisant l'énergie du couple de l'utilisateur. Ces résultats sont particulièrement notables dans des situations spécifiques, telles que les virages et les pentes, où l'assistance adaptative $B(\gamma^*)$ peut considérablement produire plus de travail mécanique par rapport à l'assistance adaptative $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$ et à l'assistance classique.

Les résultats étendus de cette étude sont présentés dans les figures suivantes. La Figure 5.18

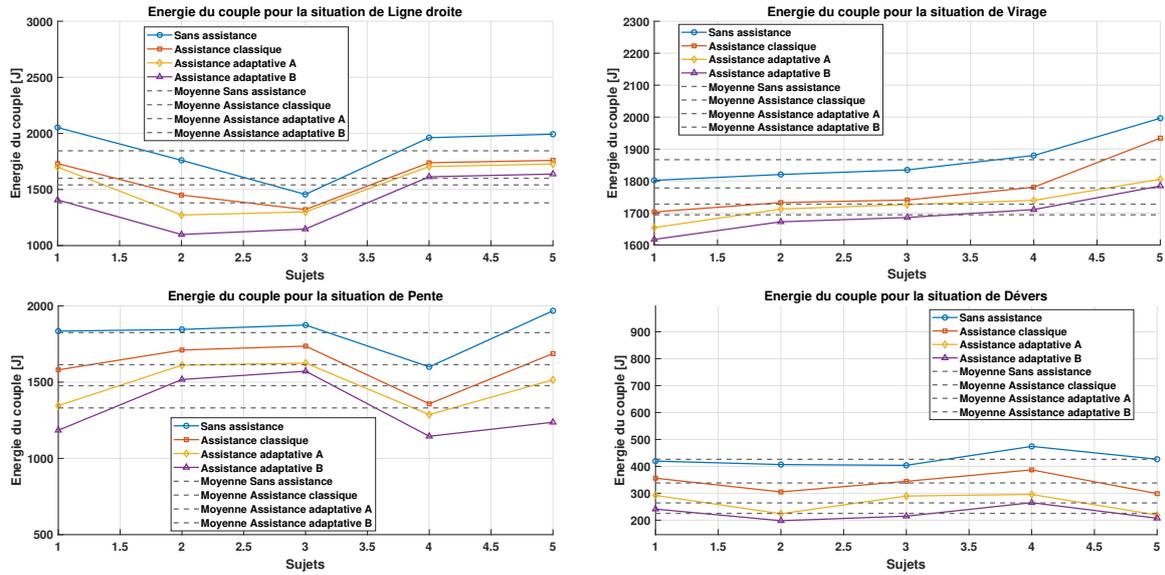


FIGURE 5.18 – Comparaison de l’amplitude d’énergie pour chaque test pour 5 sujets : sans assistance, avec assistance classique, assistance adaptative $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$ et assistance adaptative $B(\gamma^*)$.

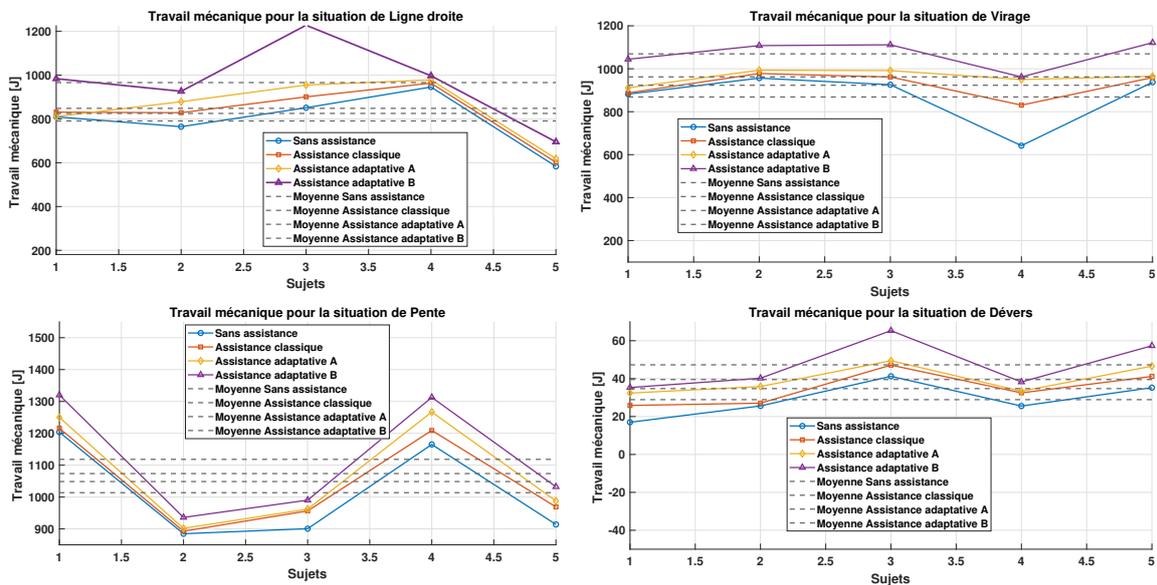


FIGURE 5.19 – Comparaison de l’amplitude du travail mécanique global pour chaque test pour 5 sujets : sans assistance, avec assistance classique, assistance adaptative $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$ et assistance adaptative $B(\gamma^*)$.

compare l'amplitude de l'énergie pour chaque test effectué sur cinq sujets sur une moyenne de treize sujets, en distinguant les conditions suivantes : sans assistance, avec assistance classique, assistance adaptative $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$, et assistance adaptative $B(\gamma^*)$. De manière similaire, la Figure 5.19 illustre la comparaison de l'amplitude du travail mécanique global pour ces mêmes configurations d'assistance.

Les résultats révèlent que l'assistance adaptative $B(\gamma^*)$ se distingue significativement en minimisant le couple exercé sur l'utilisateur comparé aux autres types d'assistance évalués, tout en améliorant considérablement les performances de travail mécanique. En revanche, bien que l'assistance adaptative $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$ montre une amélioration légèrement supérieure à celle obtenue avec l'assistance classique en termes de performance globale, elle reste inférieure à $B(\gamma^*)$ en termes d'efficacité générale.

En résumé, les résultats de cette étude confirment qu'un système d'assistance adaptative optimal présente de meilleures performances qu'un système d'assistance classique. En revanche, un système d'assistance adaptative basé sur un paramètre du niveau d'assistance optimal montre des résultats plus performants qu'une assistance adaptative basée sur un paramètre d'assistance empirique. Ces systèmes représentent un compromis idéal entre efficacité énergétique et performance mécanique dans les différentes situations de locomotion. Par conséquent, la stratégie d'assistance adaptative, basée sur un paramètre du niveau d'assistance optimal, offre une perspective prometteuse pour améliorer significativement l'expérience utilisateur en FRM-AE.

5.5.2.4 Évaluation subjective

Afin d'obtenir une évaluation objective du ressenti des utilisateurs concernant l'effort requis pour franchir différentes situations de locomotion, 13 participants ont répondu à la question suivante : (Quel est le niveau d'effort ressenti ?). Cinq situations de locomotion ont été étudiées : ligne droite, virage à droite, virage à gauche, pente de 12% et dévers de 8%. Pour chaque mode de conduite (sans assistance, avec assistance classique, avec assistance adaptative $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$ et $B(\gamma^*)$), les réponses des 13 sujets sont illustrées dans la Figure 5.20.

Pour la ligne droite, une diminution significative de l'effort ressenti a été observée avec l'assistance classique et l'assistance adaptative A , présentant des scores très similaires. En revanche, l'assistance adaptative B a montré le score le plus faible en termes d'effort ressenti par rapport au mode sans assistance. Pour les virages, les scores varient, l'assistance classique présentant le score le plus élevé et l'assistance B le plus faible par rapport à la situation sans assistance. Une tendance similaire a été observée pour la pente, tandis que pour le dévers, l'assistance classique a montré un niveau d'effort ressenti similaire à celui de l'assistance adaptative A , tandis que l'assistance adaptative B a présenté le score le plus bas en termes d'effort ressenti comparé à la situation sans assistance. Par conséquent, Que ce soit en ligne droite, dans les virages, sur une pente de 12% ou lors du franchissement d'un dévers de 8%, l'assistance $B(\gamma^*)$ a systématiquement affiché les scores les plus bas en termes d'effort perçu, surpassant à la fois l'assistance classique et l'assistance adaptative $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$. Ces résultats suggèrent que l'assistance adaptative $B(\gamma^*)$ est particulièrement efficace pour réduire l'effort de l'utilisateur.

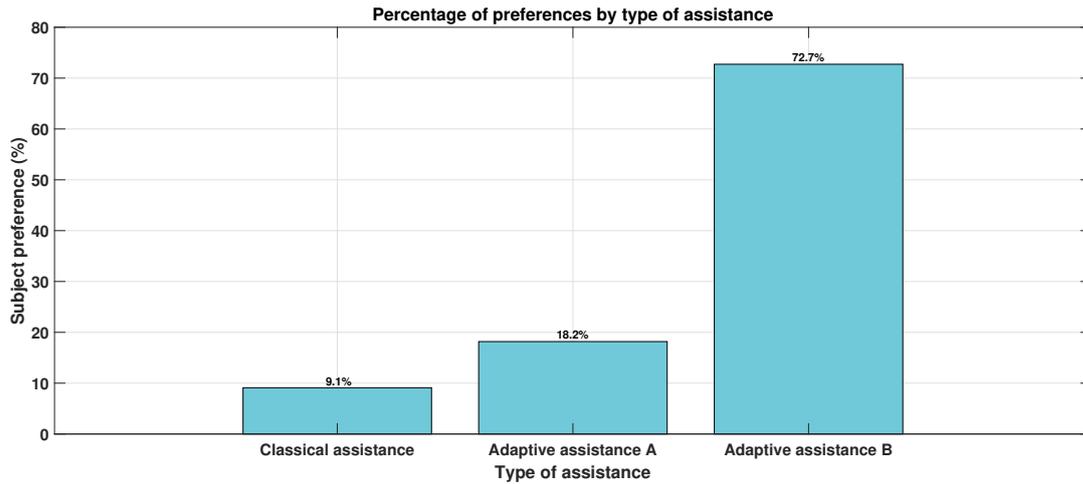


FIGURE 5.21 – Pourcentage de préférence pour l'assistance la plus adéquate chez 13 sujets.

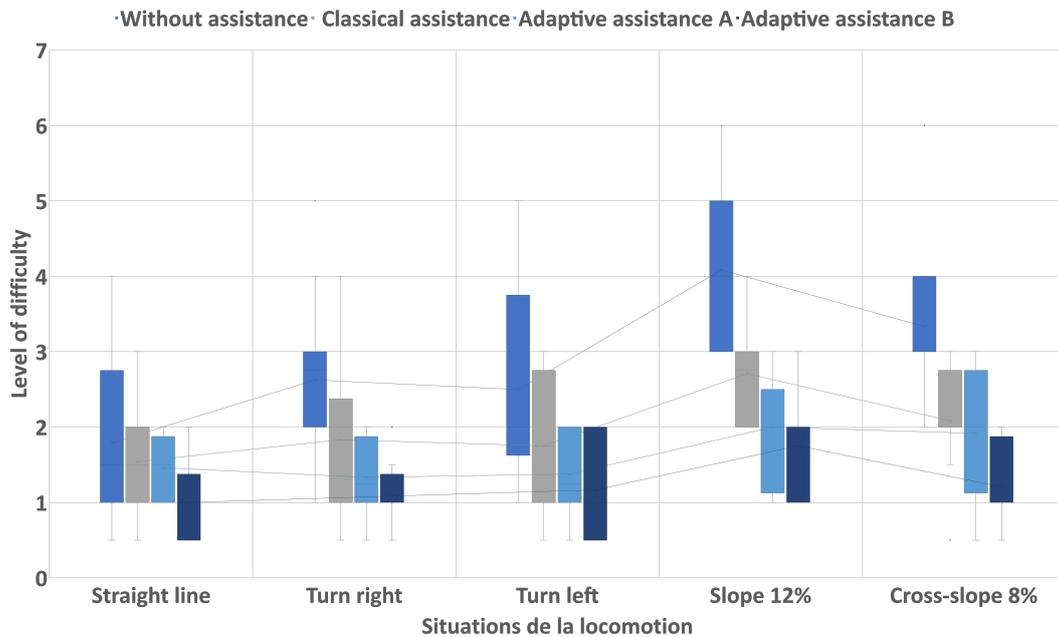


FIGURE 5.20 – Comparaison du ressenti de la difficulté pour les modes de conduite chez 13 sujets : sans assistance, avec assistance classique, assistance adaptative $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$ et assistance adaptative $B(\gamma^*)$ pour chaque situation de locomotion.

Une fois les tests terminés, les utilisateurs ont été ensuite invités à nous faire part de leur avis sur le système d'assistance qui leur a semblé le plus adéquat. Le résultat des réponses des utilisateurs est présenté dans la Figure 5.21. En analysant les résultats, nous constatons que 72.7% des utilisateurs préfèrent l'assistance adaptative basée sur le paramètre du niveau d'assistance optimale $B(\gamma^*)$, 18.2% préfèrent l'assistance adaptative basée sur le paramètre du niveau d'assistance empirique $A(\gamma_{I_{\text{accessibilité}}})$ et seulement 9.1% des utilisateurs préfèrent l'assistance classique. Cela démontre explicitement une préférence marquée pour l'assistance adaptative $B(\gamma^*)$.

5.6 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons détaillé la conception d'une nouvelle stratégie d'assistance adaptative, centrée sur l'action de l'utilisateur et le niveau d'assistance optimal. S'appuyant sur les avantages de la stratégie d'assistance décrite dans le chapitre précédent, ce système fonctionne en temps réel, évaluant instantanément le couple appliqué par l'utilisateur par rapport au couple optimal exigé pour une situation de locomotion spécifique.

Ce couple optimal est déterminé par une architecture de commande pour les systèmes linéaires à paramètres variants (LPV) basée sur un modèle de fauteuil roulant virtuel à deux roues. Cette commande vise à aligner la vitesse prédite par le modèle virtuel autonome sur la vitesse mesurée du FRM dans le simulateur. Une fois le couple optimal calculé, il est instantanément comparé au couple appliqué par l'utilisateur pour ajuster le paramètre du niveau d'assistance.

Un modèle de l'impédance au niveau de la main courante ressentie par l'utilisateur a été modélisée pour représenter la variation du contact roue-sol pendant la propulsion. Cette impédance est identifiée en ligne à l'aide d'un contrôle adaptatif basé sur un modèle de référence (MRAC). Les paramètres variants, notamment l'impédance à la main courante et le niveau d'assistance, sont incorporés dans un contrôleur adaptatif optimal, ajusté en fonction d'une fonction de coût dynamique. Cette conception permet une adaptation flexible du niveau d'assistance, intégrant ainsi l'utilisateur dans la boucle de contrôle.

L'architecture d'assistance utilise une approche floue Takagi-Sugeno permettant de gérer les non-linéarités dues à la variation en temps réel de l'impédance au niveau de la main courante et le niveau d'assistance requis. Les conditions de conception du contrôle, basées sur la théorie de stabilité de Lyapunov, ont été formulées sous forme d'un problème d'optimisation LMIs (contraintes d'inégalités matricielles linéaires). Des essais avec le simulateur dynamique PSCHITT-PMR nous ont permis de valider l'efficacité de cette stratégie d'assistance avancée.

Une évaluation objective et subjective avec 13 utilisateurs a comparé cette nouvelle stratégie avec ses prédécesseurs : l'assistance optimale conventionnelle et l'assistance adaptative basée sur un paramètre empirique. Les résultats ont montré que cette nouvelle stratégie basée sur un paramètre du niveau d'assistance optimal offrait les meilleures performances. Elle a également amélioré le maintien de l'activité physique, la maniabilité du FRM-AE et l'ergonomie avec 79,9% des utilisateurs préférant cette stratégie aux autres.

Conclusion Générale et Perspectives

Contents

6.1 Conclusion	191
6.2 Perspectives	193

6.1 Conclusion

Ce travail de thèse s’inscrit dans le cadre du projet ANR CapaCITIES, en partenariat avec plusieurs institutions (Institut de Biomécanique Humaine Georges Charpak des Arts et Métiers-IBHGC, Institut de Recherche en Informatique et Systèmes Aléatoires-IRISA, Centre d’Études et de Recherche sur l’Appareillage des Handicapés-CERAH). L’objectif est de développer un indice reflétant le coût biomécanique pour l’accessibilité des utilisateurs de FRM dans diverses situations environnementales, en utilisant le simulateur PSCHITT-PMR (Plateforme de Simulation Collaborative, Hybride, Intermodale en Transports Terrestres – Personne à Mobilité Réduite).

La présente thèse a traité de la quantification de l’interaction entre l’utilisateur et le fauteuil roulant, ainsi que de celle entre le fauteuil roulant et les contraintes environnementales. L’objectif était de concevoir un système d’assistance adaptatif qui s’ajuste instantanément en fonction des informations relatives aux contraintes environnementales et aux capacités de l’utilisateur.

Plusieurs enjeux scientifiques ont été identifiés pour répondre à cette problématique :

- **Quelles sont les contraintes environnementales qui engendrent la dégradation de l’efficacité mécanique de la propulsion en FRM, et quel impact exercent-elles sur le comportement et les performances de l’utilisateur de fauteuil roulant ?**

Nous avons examiné la littérature existante qui montre que des contraintes environnementales telles qu’un revêtement de sol avec une mauvaise adhérence, les pentes longitudinales ou transversales, limitent la mobilité des personnes en fauteuil roulant, les privant de l’accès à de nombreux lieux et services essentiels. Cette exclusion peut avoir des répercussions significatives sur la santé mentale, provoquant des sentiments d’isolement, de frustration et d’injustice. Sur le plan physique, les difficultés rencontrés peuvent entraîner des complications de santé physique, accentuant les risques de blessures et de fatigue chronique. Dans ce contexte, le premier enjeu de cette thèse était de définir et de quantifier les contraintes environnementales qui compromettent l’accessibilité en fauteuil roulant manuel (FRM).

La conception et le développement d’un système d’assistance performant reposent fondamentalement sur la connaissance de ces contraintes qui augmentent l’effort biomécanique nécessaire à la propulsion en fauteuil roulant. La quantification des contraintes environnementales permet d’apporter des solutions plus adaptées.

- **Comment quantifier les contraintes environnementales en fonction des capacités instantanées de l’utilisateur ?**

Pour une quantification précise de la dynamique de propulsion en fauteuil roulant manuel (FRM), il est nécessaire de combiner une modélisation mathématique détaillée de l'interaction entre l'utilisateur, le FRM et l'environnement, incluant les forces propulsives, motrices, de frottement et l'inertie. Le modèle doit fidèlement représenter les mouvements en ligne droite, en virage, en pente et en dévers. Ce modèle est ensuite implémenté dans un simulateur.

Une étape clé de cette recherche est le développement d'une interface haptique pour reproduire la locomotion en FRM dans le simulateur. Cette interface a permis de recréer la locomotion du FRM pour différentes situations environnementales et de quantifier les indices de difficulté associés à ces situations. La validation de cette interface haptique a conduit à l'intégration d'une architecture d'assistance tenant compte des contraintes environnementales, offrant une expérience utilisateur immersive et réaliste.

Pour évaluer la performance de cette interface haptique, des tests ont été effectués avec 30 utilisateurs sur le simulateur PSCHITT-PMR. Ces tests comprenaient des scénarios de locomotion variés, tenant compte des contraintes environnementales dans des conditions réalistes. Les indicateurs objectifs et subjectifs recueillis durant ces tests ont fourni une évaluation complète de la performance de l'interface haptique, offrant des informations précieuses pour son amélioration continue et son adaptation aux besoins des utilisateurs. Les résultats obtenus renforcent la confiance dans la capacité de l'interface à offrir une expérience utilisateur immersive et intuitive, tout en soulignant sa pertinence dans l'intégration d'une architecture d'assistance.

- **Quelles stratégies d'assistance sont les plus efficaces pour intégrer de manière précise les données quantitatives relatives aux contraintes environnementales et à l'état ponctuel des capacités de l'utilisateur ?**

Une fois les contraintes environnementales quantifiées, deux stratégies d'assistance pour FRM-AE ont été développées, en se basant sur un indice de coût d'accessibilité défini en fonction des contraintes environnementales. Tout d'abord, une méthodologie est présentée pour quantifier cet indice en considérant l'effort requis par l'utilisateur et en tenant compte des caractéristiques du terrain, permettant ainsi de définir un paramètre de pourcentage d'assistance approprié. Ensuite, deux approches d'assistance distinctes sont présentées pour gérer ce paramètre du niveau d'assistance.

La première stratégie adopte une approche explicite, ajustant le niveau d'assistance après le calcul de la commande, et repose sur un modèle d'interaction entre l'utilisateur et son environnement. Cette approche offre une compréhension approfondie des besoins de l'utilisateur et des exigences environnementales. En revanche, la seconde stratégie se distingue par sa dynamique, ajustant en temps réel l'assistance en fonction du paramètre du niveau d'assistance, offrant ainsi une réponse plus adaptative aux efforts de l'utilisateur et aux conditions environnementales.

Pour évaluer l'efficacité de ces deux stratégies, une validation expérimentale a été réalisée sur le simulateur PSCHITT-PMR. Cette validation consiste en des scénarios de locomotion standardisés comprenant des parcours droits, des virages, des pentes et des dévers. Les résultats obtenus démontrent que les deux stratégies parviennent à minimiser l'effort de l'utilisateur dans toutes les situations de déplacement. Cependant, la stratégie d'assistance adaptative se démarque en présentant des performances supérieures à la stratégie d'assistance classique, offrant ainsi une meilleure adaptation aux besoins individuels des utilisateurs.

- **Comment intégrer de manière optimale une assistance qui s'adapte instantanément en fonction des capacités de l'utilisateur et des contraintes environnementales ?**

Le choix du paramètre du niveau d'assistance basé sur un indice empirique de la difficulté liée à l'accessibilité ne prend pas en compte la quantité de couple nécessaire pour surmonter les

contraintes environnementales de façon instantanée, ce qui peut conduire à une assistance inadéquate pour l'utilisateur. Dans ce contexte, nous avons conçu une nouvelle stratégie d'assistance adaptative, centrée sur l'action de l'utilisateur et un paramètre du niveau d'assistance optimal. S'appuyant sur les avantages de la stratégie d'assistance adaptative, ce système fonctionne en temps réel, évaluant instantanément le couple appliqué par l'utilisateur par rapport au couple optimal exigé pour une situation de locomotion spécifique.

Ce couple optimal est déterminé par une architecture de commande à paramètres variants (LPV) basée sur un modèle de fauteuil roulant virtuel à deux roues. Cette commande vise à aligner la vitesse prédite par le modèle virtuel autonome sur la vitesse mesurée du FRM dans le simulateur. Une fois le couple optimal calculé, il est instantanément comparé au couple appliqué par l'utilisateur pour ajuster le paramètre du niveau d'assistance.

Une évaluation objective et subjective avec 13 utilisateurs a été réalisée afin de comparer cette nouvelle stratégie avec ses prédécesseurs : l'assistance optimale conventionnelle et l'assistance adaptative basée sur un paramètre empirique. Les résultats ont montré que la stratégie basée sur un paramètre du niveau d'assistance optimal offrait les meilleures performances. Elle a également amélioré le maintien de l'activité physique, la maniabilité du FRM-AE et l'ergonomie, 79,9% des utilisateurs préférant cette stratégie aux autres.

6.2 Perspectives

Dans cette section, nous présentons les travaux futurs qui constituent les axes de recherche et d'amélioration en conséquence des résultats des travaux de cette thèse.

- **Intégration de la dynamique du tronc de l'utilisateur dans le mouvement du FRM**

Lors de la propulsion d'un fauteuil roulant, le mouvement du tronc induit une variation antéropostérieure de la vitesse durant le cycle de propulsion, une variation non prise en compte par le modèle développé dans cette thèse. De plus, le mouvement du haut du corps influence la résistance au roulement au cours du cycle de propulsion. En effet, en propulsant le FRM, une accélération vers l'avant du haut du corps, entraînant une décélération du fauteuil roulant, tandis que l'accélération vers l'arrière du haut du corps après la poussée génère une accélération du fauteuil roulant durant la phase de récupération. Pour améliorer le réalisme du simulateur de fauteuil roulant manuel, il est crucial d'intégrer la dynamique du mouvement du tronc (buste et membres supérieurs) dans le comportement du FRM simulé. Un axe de recherche future consistera à modéliser cette dynamique comme un pendule inverse afin d'enrichir la fidélité du mouvement simulé.

- **Amélioration du réalisme du simulateur**

Dans le cadre de l'amélioration continue du réalisme du simulateur de FRM, un FRM instrumenté a été développé. Celui-ci vise à permettre une modélisation plus fine de l'interaction entre le FRM et les environnements variés, en mesurant des données précises sur les forces exercées lors du déplacement du fauteuil. Dans ce contexte, la piste Gyrovia, située sur le site du Mont-Houy de l'UPHF, intégrera prochainement des pentes variées et des dévers afin de recréer des conditions réalistes. La complexité des terrains testés permettra une analyse approfondie des effets de la topographie sur les performances du fauteuil roulant.

L'objectif principal de ce projet est d'améliorer la précision du simulateur de FRM PSCHITT-PMR. Un second objectif sera de permettre des va-et-vient entre les essais sur la piste et ceux réalisés sur simulateur, afin d'affiner les modèles physiques utilisés.

- **Personnalisation du système d'assistance**

Les récents progrès dans le domaine de l'intelligence artificielle ouvrent la voie à une extension prometteuse pour le système d'assistance adaptative. L'idée est d'intégrer un algorithme d'apprentissage, tel qu'un réseau de neurones ou une méthode d'apprentissage automatique, à l'architecture d'assistance existante. Cet algorithme serait capable d'analyser et d'apprendre la tendance de propulsion spécifique de chaque utilisateur de fauteuil roulant manuel, en anticipant de manière dynamique et adaptative le couple de propulsion nécessaire. En utilisant des données en temps réel provenant de capteurs intégrés au fauteuil roulant, telles que la vitesse, l'accélération et les mouvements du corps, l'algorithme ajusterait continuellement le niveau d'assistance pour répondre aux besoins de l'utilisateur. Cette approche promet d'améliorer significativement la qualité de vie des utilisateurs en offrant une assistance plus intuitive et personnalisée, optimisée en fonction des comportements individuels de propulsion.

- **Simulateur numérique pour évaluer de manière quantitative l'efficacité biomécanique et mécanique de la propulsion en FRM.**

Au cours de cette thèse, un travail préliminaire a été réalisé en collaboration avec un post-doctorant (voir [Bentaleb 2022]) pour développer un simulateur numérique basée sur l'approche de commande MPC non-linéaire (NMPC) afin de prédire les mouvements de propulsion d'un fauteuil roulant en 2D, que ce soit sur un sol plat ou en pente. Cette méthode se concentre sur la trajectoire de la main et la dynamique de la roue arrière, permettant de sélectionner automatiquement les points de contact initial et final de la main pendant la phase de poussée, ainsi que d'optimiser la trajectoire de retour à la position initiale pendant la phase de récupération. Ainsi, pour une vitesse de référence donnée, le simulateur numérique génère le schéma de propulsion le plus approprié. L'avantage clé de cet outil est sa mise en œuvre intuitive permettant d'évaluer l'efficacité biomécanique de la propulsion. Sur la base de ces résultats, nos futures recherches viseront à étendre ce simulateur numérique pour inclure une variété de situations de locomotion, notamment les mouvements en virage et sur des surfaces en dévers.

Annexes

A.1 Bases théoriques de la commande optimale



FIGURE A.1 – Schéma descriptif de la problématique de commande d'un système non linéaire

Nous débutons par l'analyse des problèmes de commande optimale pour des systèmes non linéaires et invariants dans le temps. Considérons le système illustré dans la Figure A.1, où le couple $(\mathbf{x}^*, \mathbf{u}^*)$ est continûment contrôlable :

$$\begin{cases} \dot{\underline{x}} = f(\underline{x}, \underline{u}) \\ \underline{x}(0) = \underline{x}_0 \end{cases}$$

Ici, $\underline{x} \in \mathbb{R}^n$ et $\underline{u} \in \mathbb{R}^m$ représentent respectivement les variables d'état et les entrées de contrôle, avec $f(\underline{x}, \underline{u})$ étant une fonction non linéaire continue et \underline{x}_0 les conditions initiales. L'objectif est de déterminer une commande \underline{u} qui minimise l'indice de performance suivant :

$$J(\underline{u}(t)) = G(\underline{x}(t_f)) + \int_0^{t_f} F(\underline{x}(t), \underline{u}(t)) dt$$

Dans cette expression :

- t représente le temps courant et t_f le temps final ;
- $J(\underline{u}(t))$ est la fonction coût intégral ;
- $F(\underline{x}(t), \underline{u}(t))$ désigne la fonction coût instantané scalaire ;
- $G(\underline{x}(t_f))$ est la fonction coût terminal scalaire.

Il est important de noter que l'équation d'état sert de contrainte pour l'optimisation de l'indice de performance $J(\underline{u}(t))$. De plus, l'utilisation de la fonction $G(\underline{x}(t_f))$ est facultative ; si l'état final $\underline{x}(t_f)$ est spécifié, l'expression $G(\underline{x}(t_f))$ n'est pas nécessaire dans la fonction coût à minimiser. Il existe une littérature abondante sur les solutions applicables pour résoudre le problème d'optimisation visant à minimiser $J(\underline{u}(t))$ sur un horizon de temps fini et infini. Dans ce travail, nous nous intéressons à la problématique des systèmes linéaire avec une optimisation quadratique.

L'optimisation quadratique joue un rôle fondamental en contrôle optimal en visant à minimiser une fonction coût quadratique tout en respectant des contraintes linéaires. Cette approche est largement appliquée dans la conception de systèmes de commande optimale et robuste. Les stratégies de commande utilisant l'optimisation quadratique incluent le contrôle par retour d'état optimal (LQR) [Miquel 2022], qui vise la stabilisation en minimisant une fonction coût quadratique des états et des commandes. D'autres méthodologies comme le contrôle prédictif basé sur un modèle (MPC) [Borrelli 2017] exploitent également l'optimisation quadratique pour déterminer les commandes sur un horizon de prédiction, tout en respectant les contraintes opérationnelles du système. De plus, les approches de commande adaptative [Nguyen 2018] et la commande floue [Tanaka 2004] tirent parti de l'optimisation quadratique pour ajuster les stratégies de contrôle en fonction des variations et des incertitudes du système, assurant ainsi une réponse efficace et adaptable aux conditions réelles. Cette diversité d'approche illustre la souplesse et l'efficacité de l'optimisation quadratique dans l'amélioration des performances de divers systèmes dynamiques réels.

Comme mentionné précédemment, le choix de la méthode de contrôle est largement dicté par les caractéristiques spécifiques de chaque système. Dans le cadre de l'interaction utilisateur-FRM et FRM-ergomètre, nous avons opté pour les trois approches citées précédemment : la commande adaptative optimale, la commande prédictive et la commande floue.

A.1.1 Commande adaptative par modèle de référence

Il existe généralement deux classes de contrôle adaptatif : le contrôle adaptatif direct et le contrôle adaptatif indirect [Nguyen 2018]. Un contrôleur adaptatif direct typique peut être exprimé comme suit :

$$u = k_x(t)x + k_r(t)r \quad (\text{A.1})$$

où $k_x(t)$ et $k_r(t)$ sont des gains de contrôle ajustables. Le mécanisme pour ajuster ces gains de contrôle se fait via une loi adaptative. En revanche, un contrôleur adaptatif indirect atteint le même objectif en ajustant les gains de contrôle de manière indirecte, ce qui peut être exprimé comme suit :

$$u = k_x(p(t))x + k_r(p(t))r \quad (\text{A.2})$$

où $p(t)$ représente les paramètres du système estimés en ligne pour actualiser les gains de contrôle. Dans ce travail, seule la commande adaptative directe est détaillée.

A.1.1.1 Commande adaptative directe classique

De façon générale, la commande adaptative se compose de trois blocs :

- **Modèle de référence**

Le modèle de référence spécifie la réponse souhaitée en fonction des commandes et des entrées. L'adaptation est effectuée en minimisant l'erreur entre le modèle de référence et la sortie réelle du système. Ce modèle est généralement linéaire, bien que des modèles non linéaires puissent être utilisés malgré leur complexité.

$$\dot{x}_m = a_m x_m + b_m r \quad (\text{A.3})$$

- **Loi de commande**

La loi de commande doit être conçue pour garantir les performances et la stabilité du système en présence d'incertitudes. Elle peut être linéaire ou non linéaire, bien que les régulateurs non linéaires soient plus difficiles à concevoir et à analyser. Le régulateur peut

être un contrôleur nominal, auquel s'ajoute un contrôleur adaptatif, ou un contrôleur entièrement adaptatif.

$$u^* = k_x^* x + k_r^* r(t) - \Gamma^{*\top} \zeta(x) \quad (\text{A.4})$$

- **Loi adaptative**

La loi adaptative détermine comment ajuster les paramètres pour minimiser l'erreur de suivi. Elle peut être linéaire, variable dans le temps, ou non linéaire, et la stabilité du système est généralement analysée via la théorie de Lyapunov.

La Figure A.2 illustre le schéma fonctionnelle de la commande adaptative par modèle de référence.

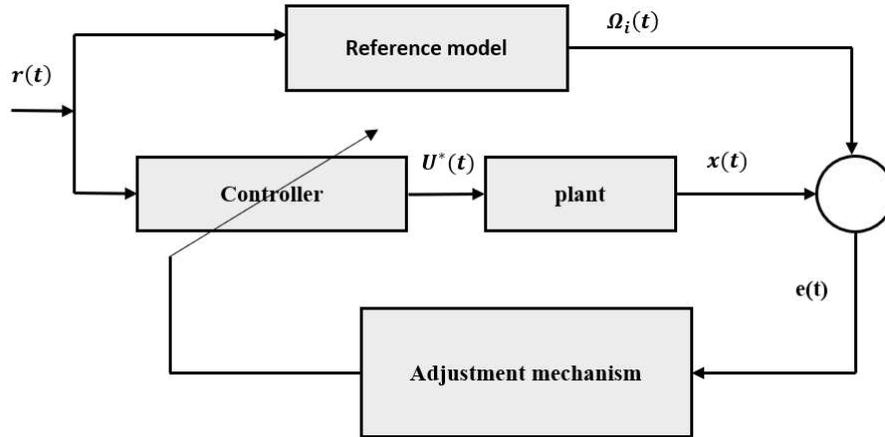


FIGURE A.2 – Schéma bloqué du fonctionnement de la commande adaptative.

Pour le développement de la synthèse de la commande adaptative, nous considérons un modèle linéaire de premier ordre défini par l'équation suivante :

$$\dot{x} = ax + b[u + f(x)] \quad (\text{A.5})$$

Où $f(x)$ est une incertitude qui peut être paramétrée linéairement comme

$$f(x) = \sum_{i=1}^p \eta_i^* \zeta_i(x) = \Gamma^{*\top} \zeta(x)$$

où $\Gamma^* = [\eta_1 \ \eta_2 \ \dots \ \eta_p]^\top \in \mathbb{R}^p$ est un vecteur constant inconnu, et $\zeta(x) = [\zeta_1(x) \ \zeta_2(x) \ \dots \ \zeta_p(x)]^\top \in \mathbb{R}^p$ est un vecteur de fonctions de base connues et bornées. Après substitution de la commande (A.4) dans le modèle (A.5), nous obtenons le modèle en boucle fermée.

$$\dot{x} = (a + bk_x^*)x + bk_r^* r$$

En comparant le modèle en boucle fermée (A.5) au modèle de référence (A.3), les gains idéaux k_x^* et k_r^* peuvent être déterminés par les conditions de correspondance du modèle suivantes :

$$\begin{cases} a + bk_x^* = a_m \\ bk_r^* = b_m \end{cases} \quad (\text{A.6})$$

Définissons maintenant les erreurs d'estimation des gains adaptative de la commande telle que

$$\begin{aligned} \tilde{k}_x(t) &= k_x(t) - k_x^* \\ \tilde{k}_r(t) &= k_r(t) - k_r^* \\ \tilde{\Gamma}(t) &= \Gamma(t) - \Gamma^* \end{aligned}$$

En substituant ces erreurs dans le modèle du système, on obtient

$$\dot{x} = \underbrace{(a + bk_x^* + b\tilde{k}_x)}_{a_m} x + \underbrace{(bk_r^* + b\tilde{k}_r)}_{b_m} r - b\tilde{\Gamma}^\top \zeta(x)$$

Soit $e(t) = x_m(t) - x(t)$ l'erreur de suivi. Alors, l'équation d'erreur de suivi en boucle fermée est établie comme

$$\dot{e} = \dot{x}_m - \dot{x} = a_m e - b\tilde{k}_x x - b\tilde{k}_r r + b\tilde{\Gamma}^\top \zeta(x)$$

Maintenant, la définition des lois adaptatives pour ajuster $k_x(t)$, $k_r(t)$ et $\Gamma(t)$ est accompli en menant une preuve de stabilité de Lyapunov comme suit :

Theorem A.1.1. *Considérons la fonction candidate de Lyapunov suivante :*

$$V(e, \tilde{k}_x, \tilde{k}_r, \tilde{\Gamma}) = e^2 + b \left(\frac{\tilde{k}_x^2}{\gamma_x} + \frac{\tilde{k}_r^2}{\gamma_r} + \tilde{\zeta}^\top \mathcal{P}^{-1} \tilde{\zeta} \right) > 0$$

où $\gamma_x > 0$ et $\gamma_r > 0$ sont les taux d'adaptation (ou d'apprentissage) pour $k_x(t)$ et $k_r(t)$, et $\mathcal{P} = \mathcal{P}^\top > 0 \in \mathbb{R}^p \times \mathbb{R}^p$ est une matrice de taux d'adaptation positive définie pour $\Gamma(t)$.

La dérivée de $V(e, \tilde{k}_x, \tilde{k}_r, \tilde{\Gamma})$ s'exprime alors comme suit :

$$\begin{aligned} \dot{V}(e, \tilde{k}_x, \tilde{k}_r, \tilde{\Gamma}) &= 2e\dot{e} + b \left(\frac{2\tilde{k}_x \dot{\tilde{k}}_x}{\gamma_x} + \frac{2\tilde{k}_r \dot{\tilde{k}}_r}{\gamma_r} + 2\tilde{\Gamma}^\top \mathcal{P}^{-1} \dot{\tilde{\Gamma}} \right) \\ &= 2a_m e^2 + 2\tilde{k}_x \left(-e b x + b \frac{\dot{\tilde{k}}_x}{\gamma_x} \right) + 2\tilde{k}_r \left(-e b r + b \frac{\dot{\tilde{k}}_r}{\gamma_r} \right) \\ &\quad + 2\tilde{\Gamma}^\top \left[e b \zeta(x) + b \mathcal{P}^{-1} \dot{\tilde{\Gamma}} \right] \end{aligned}$$

Ainsi, $\dot{V}(e, \tilde{k}_x, \tilde{k}_r, \tilde{\Gamma}) \leq 0$ si

$$\begin{aligned} -e x b + \frac{\dot{\tilde{k}}_x}{\gamma_x} &= 0 \\ -e r b + \frac{\dot{\tilde{k}}_r}{\gamma_r} &= 0 \\ e \zeta(x) b + \mathcal{P}^{-1} \dot{\tilde{\Gamma}} &= 0 \end{aligned} \tag{A.7}$$

Puisque k_x^* , k_r^* et Γ^* sont constants, alors, à partir des équations (A.7), nous avons $\dot{\tilde{k}}_x = \dot{k}_x$, $\dot{\tilde{k}}_r = \dot{k}_r$ et $\dot{\tilde{\Gamma}} = \dot{\Gamma}$. Ainsi, les lois adaptatives suivantes sont obtenues :

$$\begin{aligned} \dot{k}_x &= \gamma_x x e b \\ \dot{k}_r &= \gamma_r r e b \\ \dot{\Gamma} &= -\mathcal{P} \zeta(x) b \end{aligned}$$

Par conséquent, la dérivée de la fonction candidate de Lyapunov s'exprime alors comme suit :

$$\dot{V}(e, \tilde{k}_x, \tilde{k}_r, \tilde{\Gamma}) = 2a_m e^2 \leq 0$$

Puisque $\dot{V}(e, \tilde{k}_x, \tilde{k}_r, \tilde{\Gamma}) \leq 0$, alors $e(t)$, $k_x(t)$, $k_r(t)$ et $\Gamma(t)$ sont bornés. Ainsi,

$$\lim_{t \rightarrow \infty} V(e, \tilde{k}_x, \tilde{k}_r, \tilde{\Gamma}) = V(e_0, \tilde{k}_{x_0}, \tilde{k}_{r_0}, \tilde{\Gamma}_0) + 2a_m \|e\|_2^2$$

où $e(0) = e_0$, $\tilde{k}_x(0) = \tilde{k}_{x_0}$, $\tilde{k}_r(0) = \tilde{k}_{r_0}$ et $\tilde{\Gamma}(0) = \tilde{\Gamma}_0$. Ainsi, $V(e, \tilde{k}_x, \tilde{k}_r, \tilde{\Gamma})$ a une limite finie lorsque $t \rightarrow \infty$. Étant donné que $|e|_2$ existe, donc $e(t) \in \mathcal{L}_2 \cap \mathcal{L}_\infty$, et $|\dot{e}| \in \mathcal{L}_\infty$.

Calculons maintenant la deuxième dérivée de la fonction de Lyapunov :

$$\ddot{V}(e, \tilde{k}_x, \tilde{k}_r, \tilde{\Gamma}) = 4a_m e \dot{e} = 4a_m e \left[a_m e - b\tilde{k}_x x - b\tilde{k}_r r + b\tilde{\Gamma}^\top \zeta(x) \right]$$

Puisque $e(t)$, $k_x(t)$, $k_r(t)$ et $\Gamma(t)$ sont bornés, en vertu du fait que $\dot{V}(e, \tilde{k}_x, \tilde{k}_r, \tilde{\Gamma}) \leq 0$, $x(t)$ est bornée car $e(t)$ et $x_m(t)$ sont bornées, $r(t)$ est un signal de commande de référence borné, et $\zeta(x)$ est bornée car $x(t)$ est bornée ; par conséquent, $\ddot{V}(e, \tilde{k}_x, \tilde{k}_r, \tilde{\Gamma})$ est bornée. Ainsi, $\dot{V}(e, \tilde{k}_x, \tilde{k}_r, \tilde{\Gamma})$ est uniformément continue. Il s'ensuit, d'après le lemme de Barbalat, que $\dot{V}(e, \tilde{k}_x, \tilde{k}_r, \tilde{\Gamma}) \rightarrow 0$, donc $e(t) \rightarrow 0$ lorsque $t \rightarrow \infty$. L'erreur de suivi est asymptotiquement stable, mais l'ensemble du système de contrôle adaptatif n'est pas asymptotiquement stable puisque $k_x(t)$, $k_r(t)$ et $\Gamma(t)$ ne peuvent être montrés que comme bornés.

A.1.1.2 Commande adaptative directe optimale

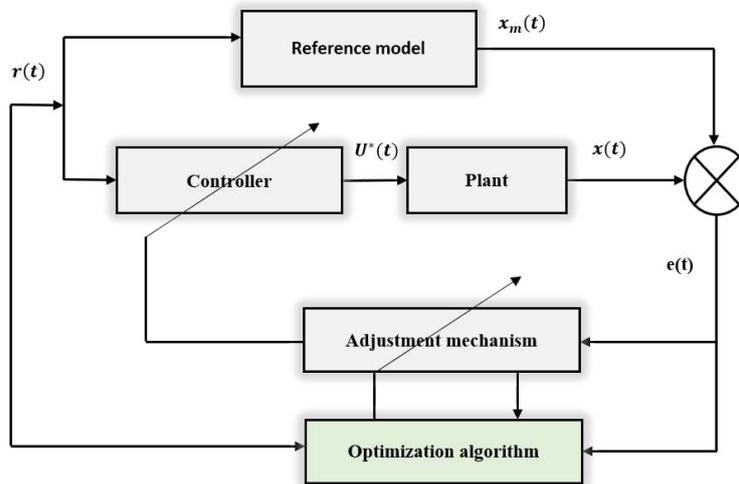


FIGURE A.3 – Contrôle adaptatif par modèle de référence hybridé avec un algorithme d'optimisation.

Le contrôle adaptatif a démontré son efficacité dans divers domaines, néanmoins, les défis relatifs à l'optimalité et à la robustesse demeurent un défi. Dans des environnements où les incertitudes sont significatives, une adaptation rapide est cruciale pour maintenir des performances de suivi du système commandé. Ainsi, certaines approches récentes de contrôle adaptatif se concentrent désormais sur l'optimisation des gains pour répondre à ces exigences spécifiques [Nguyen 2008]. Pour ajuster de manière optimale les paramètres du contrôleur, diverses méthodes d'optimisation jouent un rôle crucial, telles que les algorithmes de descente de gradient [Sinha 1999], les techniques basées sur des critères de performance quadratiques [Ioannou 1991], les réseaux de neurones [Patino 2000] et les algorithmes métaheuristiques [Mohideen 2013]. Tous visent à minimiser un critère de performance de la dynamique du système en boucle fermée, en intégrant les gains du contrôleur pour explorer efficacement l'espace de recherche et atteindre des performances optimales, sans nécessiter une connaissance précise du modèle dynamique.

La condition nécessaire d'optimalité est utilisée pour dériver une loi adaptative via la méthode de Lyapunov, permettant de limiter de manière uniforme l'erreur de suivi. Cette approche

permet l'utilisation d'un gain adaptatif élevé sans induire d'effets indésirables liés à des gains élevés en contrôle. La loi adaptative assure que l'erreur de suivi tend vers zéro lorsque le gain adaptatif approche l'infini, facilitant ainsi une adaptation rapide. La Figure A.3 illustre le schéma opérationnel d'une commande adaptative basée sur un modèle de référence optimal en intégrant un algorithme d'optimisation pour améliorer les performances et la robustesse du contrôle en boucle fermée.

A.1.2 Commande prédictive

Le Contrôleur à Horizon Glissant (Receding Horizon Controller - RHC), également connu sous le nom de Contrôle Prédictif de Modèle (Model Predictive Control - MPC), est couramment utilisé dans les domaines de la recherche et de l'industrie en raison de sa capacité à gérer naturellement les problèmes de contrôle multivariables avec des contraintes de sécurité [Bentaleb 2015, Borrelli 2017].

La commande MPC est une approche de commande optimale, souvent formulée de manière quadratique. Un contrôleur sous-optimal à horizon infini peut être conçu en résolvant de manière répétée des problèmes de contrôle optimal à horizon fini, dans une optique de décalage de l'horizon, comme illustré dans la figure A.4. À chaque instant d'échantillonnage, en partant de l'état actuel, un problème de contrôle optimal en boucle ouverte est résolu sur un horizon fini. Le signal de commande optimal calculé est appliqué au processus uniquement pendant l'intervalle d'échantillonnage suivant $[t, t+1]$. Au pas de temps d'échantillonnage suivant $t+1$, un nouveau problème de contrôle optimal est résolu, basé sur la nouvelle mesure de l'écart entre l'état à $t+1$ et le signal de référence, sur un horizon décalé.

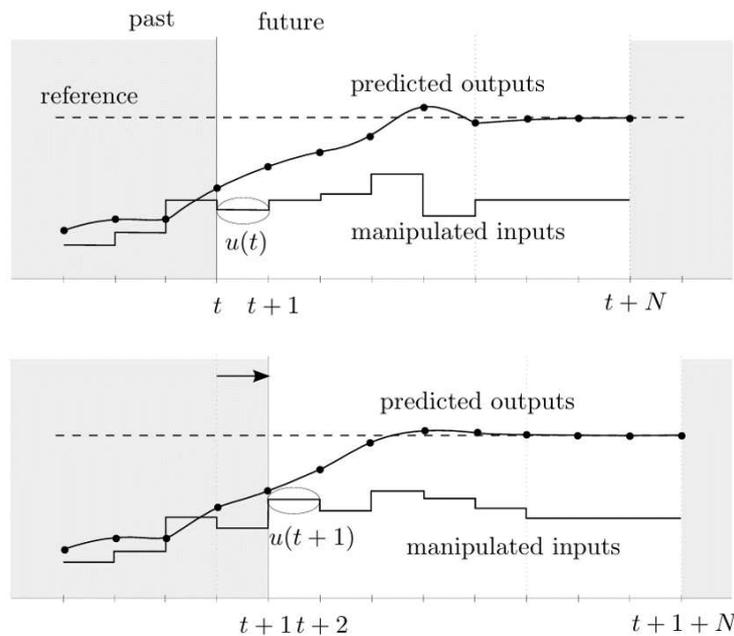


FIGURE A.4 – Courbe descriptive du fonctionnement de la commande prédictive MPC [Borrelli 2017].

A.1.2.1 Commande MPC pour un système linéaire à paramètre invariant dans le temps

Dans cette partie, nous présentons une vue d'ensemble de la formulation du problème de base de la commande prédictive utilisant un modèle linéaire. Pour des détails supplémentaires, nous vous invitons à consulter les ouvrages suivants : "Predictive Control for Linear and Hybrid Systems" de F. Borrelli [Borrelli 2017] et "Receding Horizon Control : Model Predictive Control for State Models" de W.H. Kwon et S. Han [Kwon 2005]. Considérons le modèle linéaire décrit dans l'espace d'état suivant :

$$\begin{aligned}x_{t+1} &= Ax_t + Bu_t \\z_t &= C_z x_t\end{aligned}\tag{A.8}$$

où $x_t \in \mathbb{R}^n$ et $u_t \in \mathbb{R}^m$ sont respectivement les vecteurs d'état et d'entrée, soumis aux contraintes,

$$x_t \in \mathcal{X}, u_t \in \mathcal{U}, \forall t \geq 0,$$

Les ensembles $\mathcal{X} \subseteq \mathbb{R}^n$ et $\mathcal{U} \subseteq \mathbb{R}^m$. Supposons maintenant que l'information de l'état x_t soit disponible à l'instant t , alors la formulation de problème de commande optimale est défini sous forme générale comme suit

$$\begin{aligned}J_t^*(x_{t|t}) &= \min_{U_{t \rightarrow t+N|t}} J_t(x_{t|t}, U_{t \rightarrow t+N|t}) = p(x_{t+N|t}) + \sum_{k=0}^{N-1} q(x_{t+k|t}, u_{t+k|t}) \\ \text{subj. to } &x_{t+k+1|t} = Ax_{t+k|t} + Bu_{t+k|t}, k = 0, \dots, N-1 \\ &x_{t+k|t} \in \mathcal{X}, u_{t+k|t} \in \mathcal{U}, k = 0, \dots, N-1 \\ &x_{t+N|t} \in \mathcal{X}_f \\ &x_{t|t} = x(t)\end{aligned}\tag{A.9}$$

Où $U_{t \rightarrow t+N|t} = \{u_{t|t}, \dots, u_{t+N-1|t}\}$ et où $x_{t+k|t}$ désigne le vecteur d'état à l'instant $t+k$ prédit à l'instant t obtenu en partant de l'état actuel $x_{t|t}$ et en appliquant au modèle du système

$$x_{t+k+1|t} = Ax_{t+k|t} + Bu_{t+k|t}$$

La séquence d'entrée $u_{t|t}, \dots, u_{t+k-1|t}$ est définie en fonction du temps de prédiction. Les symboles $x_{t+k|t}$ et $u_{t+k|t}$ représentent respectivement l'état et l'entrée au temps $t+k$ prédits ou calculés au temps t . Par exemple, $x_{3|1}$ est l'état prédit au temps 3 lorsque la prédiction est faite au temps $t=1$, tandis que $x_{3|2}$ est l'état prédit au temps 3 lorsque la prédiction est faite au temps $t=2$, partant des états actuels $x(1)$ et $x(2)$ respectivement.

Puisque dans cette thèse, nous traitons la résolution de problèmes sous forme quadratique, la classe des fonctions coût est définie avec la norme 2. Ainsi, la fonction coût $J_t^*(x_{t|t})$ est formulée comme suit :

$$J_t^*(x_{t|t}) = \min_{U_{t \rightarrow t+N|t}} \|Px_{t+N|t}\|_2^2 + \sum_{k=0}^{N-1} (\|Qx_{t+k|t}\|_2^2 + \|Ru_{t+k|t}\|_2^2)\tag{A.10}$$

les matrices P, Q, R sont de plein rang, avec $P \succeq 0$, $Q \succeq 0$ et $R \succ 0$. La solution du problème optimal A.9 est obtenue en déterminant la commande optimale, qui est le premier élément du vecteur de la commande optimale $U_{t \rightarrow 0|t}^* = u_{0|t} = u_t$.

A.1.2.2 Commande MPC pour un système linéaire à paramètre variant dans le temps

Dans cette étude, nous nous concentrons sur le contrôle prédictif de modèle appliqué à des systèmes linéaires à paramètres variant dans le temps. Pour une discussion approfondie du développement théorique, nous recommandons la lecture du livre référence de James B. Rawlings, David Q. Mayne et Moritz M. Diehl intitulé "Model Predictive Control : Theory, Computation, and Design, 2nd Edition" [Rawlings 2017].

Considérons le système linéaire à paramètre variant (LPV) avec contraintes strictes sur les entrées et les états, donné par

$$x_{t+k+1} = A_{t+k} x_{t+k} + B u_{t+k} \quad (\text{A.11})$$

Où $x_{t+k} \in \mathbb{R}^n$ est l'état du système, $u_{t+k} \in \mathbb{R}^m$ est l'entrée de contrôle à l'instant k , et x_{t+k+1} est la prédiction de l'état à l'instant $t+k$. L'entrée de contrôle et l'état sont variables dans le temps et doivent satisfaire les contraintes suivantes :

$$\begin{aligned} x_{t+k} &\in \mathbb{X} = \{x : |x| \leq x_{max}\} \\ u_{t+k} &\in \mathbb{U} = \{u : |u| \leq u_{max}\} \\ xt + N &\in \mathbb{X}_f \end{aligned} \quad (\text{A.12})$$

Où \mathbb{U} est un sous-ensemble compact de \mathbb{R}^m , \mathbb{X} est un sous-ensemble convexe fermé de \mathbb{R}^n incluant l'origine, et $x_{t+N} \in \mathbb{X}_f$ est un ensemble de contraintes terminales. Par la suite, nous supposons qu'il existe des constantes positives de rayon r_1 et r_2 telles que $\mathbb{X} \supseteq \mathcal{B}_{r_1}$, $\mathbb{U} \supseteq \mathcal{B}_{r_2} \forall k \geq t$ avec $\mathcal{B}_r = \{x \in \mathbb{R}^n : \|x\| \leq r\}$. Le paramètre variant dans le temps A_{t+k} est borné, de sorte que $\forall t \geq k : \|A_{t+k}\| \leq \mathcal{A}$, où \mathcal{A} est une constante positive finie. La matrice B est connue, et le couple (A_{t+k}, B) est uniformément stabilisable. De plus, une mesure complète de l'état x_{t+k} est disponible à l'instant d'échantillonnage $t+k$. Ainsi, nous pouvons formuler le problème de commande optimale variant dans le temps à résoudre avec l'approche MPC-LTV comme suit :

$$\begin{aligned} J(t, \hat{x}, \hat{u}_k^*) &= \min_{U_t} \left\{ \sum_{k=t}^{t+N-1} \hat{x}^T(k) Q \hat{x}(k) + \hat{u}^T(k) R \hat{u}(k) \right. \\ &\quad \left. + \hat{x}_{t+N}^T P_f \hat{x}_{t+N} \mid u \in \mathbb{U} \right\} \end{aligned}$$

s.t.

$$\begin{aligned} x_{k+1} &= A_k x_k + B u_k, \quad k = t, \dots, t+N-1 \\ u_k &\in \mathbb{U}, \quad k = t, \dots, t+N-1 \\ x_k &\in \mathbb{X}, \quad k = t, \dots, t+N \\ x_{t+N} &\in \mathbb{X}_f, \end{aligned} \quad (\text{A.13a})$$

où $\hat{x}(k) = [\hat{x}_t, \dots, \hat{x}_{t+N-1}]$ est la trajectoire d'erreur entre l'état prédit $x(k) = [x_t, \dots, x_{t+N-1}]$ et la trajectoire de référence $x_{\text{ref}}(k) = [x_{\text{ref}_t}, \dots, x_{\text{ref}_{t+N-1}}]$ sur l'horizon temporel $t+N$, et $\hat{u}_k^* = [\hat{u}_t^*, \hat{u}_{t+1}^*, \dots, \hat{u}_{t+N-1}^*]$ est la variable de contrôle à optimiser à l'instant k . Les matrices de poids (Q, R) et (Q_f, R_f) sont respectivement les matrices de poids (état, commande d'entrée) de l'horizon fini et de l'horizon infini telles que $Q = Q^T \geq 0$, $R = R^T \geq 0$, $Q_f = Q_f^T \geq 0$ et $R_f = R_f^T \geq 0$. Les notations $\ell(\cdot, \cdot)$ et $\mathcal{P}_f(\cdot, \cdot)$ représentent respectivement le coût instantané et le coût terminal. Il est important de noter que la principale motivation

pour introduire un ensemble de contraintes terminales \mathbb{X}_f et une fonction de coût terminale $\mathcal{P}_f(\cdot, \cdot)$ par rapport à un schéma MPC standard est de garantir la stabilité du système LPV en boucle fermée. Une fois qu'une solution $\hat{u}_k^* = [u_t^*, \dots, u_{t+N-1}^*]$ du problème (A.13a)-(A.13a) est disponible, la première composante de \hat{u}_k^* , $u(t, x(t)) = u_t^*$ est appliquée au système A.12.

Dans ce qui suit, nous présentons la preuve de stabilité de la loi de commande optimale. Nous supposons la faisabilité persistante de la commande dans tout l'ensemble de \mathbb{X}_f et nous nous concentrons sur les conditions de stabilité.

Theorem A.1.2. *Considérons le problème défini dans l'équation (A.13). Afin d'assurer la stabilité asymptotique en boucle fermée du système LPV, il est nécessaire que les axiomes suivants soient vérifiés [Mayne 2000] :*

- A.1 $\mathbb{X}_f \subset \mathbb{X}$, \mathbb{X}_f est fermé, $x_{ref} \in \mathbb{X}_f$, ce qui représente la satisfaction des contraintes d'état dans l'ensemble des contraintes terminales faisables.
- A.2 $\hat{u}_k^* \in \mathbb{U}, \forall x \in \mathbb{X}_f$, ce qui représente la satisfaction des contraintes de contrôle dans l'ensemble des contraintes terminales faisables.
- A.3 $f(x_k, u_k) \in \mathbb{X}_f, \forall x \in \mathbb{X}_f$, ce qui signifie que \mathbb{X}_f est un ensemble positivement invariant sous u_k^* .
- A.4 $q(\hat{x}_{t+N-1,t}^*, u_{t+N-1,t}^*) < q(x_{t-1,t-1}^*, u_{t-1,t-1}^*) - \mathcal{L}(x_t, x_{t-1}) \quad \forall t > 0 \quad \forall x \in \mathcal{X}$ avec $\mathcal{L}(x_t, x_{t-1}) = \sum_{i=0}^{N-2} \|Q(\hat{x}_{t+k}^* - \hat{x}_{t+k-1}^*)\|_2$

Pour étudier la stabilité asymptotique uniforme de l'erreur de suivi, nous introduisons les définitions et hypothèses suivantes.

Définition 1. *Considérons $J_N^*(k, \hat{x}(k))$ comme la valeur de la fonction de coût total $J(k, \hat{x}, \hat{u}^*)$ à l'instant k tel que $u(t) = u_t^*$ et x_t est l'état initial.*

Lemma A.1.3. *Considérons le problème MPC donné en (A.13) par rapport aux contraintes (A.13a) $\forall N \geq 1$, soit l'ensemble $\bar{\mathcal{C}}_{LQR}^\infty$ l'ensemble maximal contrôlable pour le système en boucle fermée $x_{t+1}(A_t, x_t, Bu_t)$. Alors, le problème LPV-MPC est faisable si et seulement s'il existe un ensemble d'états initiaux $\mathbb{X}_0 = \{x_0 \in \mathbb{R}^n : \exists u_k^* : x_k \in \mathbb{X}, u_k \in \mathbb{U}, x_N \in \mathbb{X}_f\}$ tel que $\mathbb{X}_0 \subseteq \mathbb{X}$ et $\mathbb{X}_0 = \bar{\mathcal{C}}_{LQR}^\infty$ (la preuve est détaillée dans l'ouvrage [Mayne 2000]).*

Lemma A.1.4. *Si \mathbb{X}_f est un ensemble invariant par contrôle pour le système (A.12), alors la loi de commande optimale est faisable. (La preuve est détaillée dans [Mayne 2000]).*

Assumption 1 (Faisabilité persistante). *Considérons le problème LPV-MPC (A.13) soumis aux contraintes (A.13a), nous supposons que les lemmes (A.1.3) et (A.1.4) sont vrais.*

Assumption 2 (Continuité du système et de la fonction coût). *Les fonctions $(x_k, u_k) \mapsto f(x_k, u_k, k)$, $(x_k, u_k) \mapsto q(x_k, u_k, k)$ et $(x_k, u_k) \mapsto \mathcal{P}_f(\hat{x}, \hat{u}, k)$ sont continues pour tout $k \geq 0$. Et $f(0, 0, k) = 0$, $q(0, 0, k) = 0$ et $\mathcal{P}_f(0, 0, k) = 0$.*

Définition 2 (Fonction localement définie positive). *Considérons la fonction continue $J(k, \cdot) : \mathbb{X} \rightarrow \mathbb{R}^+$ satisfaisant $x(k) \in \mathbb{X}, \forall t \geq 0$. $J(t, \cdot)$ est une fonction localement définie positive et décroît dans le domaine \mathbb{X} s'il existe $r \geq 0$ et $\alpha_j(\cdot) \in \mathcal{K}_\infty, j = \{1, 2\} : \alpha_1(|x|) \leq J(x, u) \leq \alpha_2(|x|) \quad \forall x \in \mathcal{B}_r, k \geq 0$*

Proposition 1 (Diminution du coût optimal total). *Supposons que les hypothèses (1) et (2) tiennent. De plus, rappelons que x_k et u_k^* sont bornés, car les ensembles \mathbb{X} et \mathbb{U} sont respectivement fermés et compacts, et nous savons également que $\|A_k\| \leq \mathcal{A}$ et B sont bornés et contrôlable. Par conséquent, $J_N^*(x_k)$ est bornée et est une fonction décroissante $\forall x \in \mathbb{X}$ et il est toujours faisable d'appliquer la définition (2).*

Proposition 2 ($q(\hat{x}_{t+N-1}^*, \hat{u}_{t+N-1}^*)$ est inférieure au coût terminal P). *Supposons que les hypothèses (1) et (2) sont vraies. Alors, $q(\hat{x}_{t+N-1,t}^*, u_{t+N-1,t}^*) < q(x_{t-1,t-1}^*, u_{t-1,t-1}^*) - \mathcal{L}(x_t, x_{t-1}) \quad \forall t \geq 0 \quad \forall x \in \mathcal{X}$ pour tout $x \in \mathcal{X}_N$, tout $t \in \mathbb{I}_{\geq 0}$.*

Proof Considérons la valeur de la différence de la fonction de coût optimal total à un instant d'échantillonnage k donnée par $\Delta J_N^*(t, \hat{x}_t) = J_N^*(t-1, \hat{x}(t-1)) - J_N^*(t, \hat{x}_t) \geq 0$. Par conséquent,

$$\begin{aligned} \Delta J_N^* &= \sum_{i=0}^{N-1} \|Q\hat{x}_{t-1}^*(t+i-1)\|_2 + \sum_{i=0}^{N-1} \|R\hat{u}_{t-1}^*(t+i-1)\|_2 \\ &\quad + \|P_f\hat{x}_{t-1}^*(t+N-1)\|_2 - \sum_{i=0}^{N-1} \|Q\hat{x}_t^*(t+i)\|_2 \\ &\quad - \sum_{i=1}^{N-1} \|R\hat{u}_{t-1}^*(t+i-1)\|_2 - \|R\hat{u}_t^*(t+N-1)\|_2 \\ &\quad - \|P_f\hat{x}_t^*(t+N)\|_2 \end{aligned} \tag{A.14}$$

Soit $\hat{u}_{t-1}^* = [\hat{u}_{t-1}^*(t-1), \hat{u}_{t-1}^*(t), \dots, \hat{u}_{t-1}^*(t+N-2)]$ la solution du problème (A.13-A.13) à l'instant d'échantillonnage $k-1$. Ensuite, pour l'instant d'échantillonnage k , nous avons la séquence de contrôle suivante

$$\hat{u}_t^* = [\hat{u}_{t-1}^*(t), \dots, \hat{u}_{t-1}^*(t+N-2), \hat{u}_t^*(t+N-1)].$$

Ainsi, la fonction de différence ΔJ_N^* peut être écrite comme suit

$$\begin{aligned} \Delta J_N^* &= \sum_{i=0}^{N-2} \|Q\hat{x}_{t-1}^*(t+i)\|_2 + \|Q\hat{x}_{t-1}^*(t-1)\|_2 \\ &\quad + \sum_{i=1}^{N-1} \|R\hat{u}_{t-1}^*(t+i-1)\|_2 + \|R\hat{u}_{t-1}^*(k-1)\|_2 \\ &\quad + \|P_f\hat{x}_{t-1}^*(t+N-1)\|_2 \\ &\quad - \sum_{i=0}^{N-2} \|Q\hat{x}_t^*(t+i)\|_2 - \|Q\hat{x}_t^*(t+N-1)\|_2 \\ &\quad - \sum_{k=t}^{N-1} \|R\hat{u}_{t-1}^*(t+i-1)\|_2 - \|R\hat{u}_t^*(t+N-1)\|_2 \\ &\quad - \|P_f\hat{x}_t^*(t+N)\|_2 \end{aligned}$$

Après simplification, la fonction ΔJ_N^* devient

$$\begin{aligned} \Delta J_N^* &= - \underbrace{\sum_{i=0}^{t-2} (\|Q\hat{x}_{t-1}^*(t+i)\|_2 + \|Q\hat{x}_t^*(t+i)\|_2)}_{\mathcal{L}(\hat{x}_t, \hat{x}_{t-1})} \\ &\quad + \underbrace{\|Q\hat{x}_{t-1}^*(k-1)\|_2 + \|R\hat{u}_{t-1}^*(t-1)\|_2}_{q(\hat{x}_{t-1}^*(t-1), \hat{u}_{t-1}^*(t-1))} \\ &\quad - \underbrace{\|Q\hat{x}_t^*(t+N-1)\|_2 + \|R\hat{u}_t^*(t+N-1)\|_2}_{q(\hat{x}_t^*(t+N-1), \hat{u}_{t-1}^*(t+N-1))} \end{aligned} \tag{A.15}$$

En utilisant le théorème de l'inégalité triangulaire $\|a\| - \|b\| \leq \|a - b\|$ sur le premier terme de la relation (A.15), nous obtenons l'inégalité suivante

$$\begin{aligned} \Delta J_N^*(t, \hat{x}(t)) &\geq -\mathcal{L}(\hat{x}_t, \hat{x}_{t-1}) + q(\hat{x}_{t-1}^*, \hat{u}_{t-1}^*) \\ &\quad - q(\hat{x}_{t+N-1}^*, \hat{u}_{t+N-1}^*) \end{aligned} \quad (\text{A.16})$$

Puisque la valeur de la fonction $\Delta J_N^*(t, \hat{x}(t)) \geq 0$, alors la condition de la proposition 2 est satisfaite.

A.1.3 Commande floue T-S

La maniabilité d'un système non-linéaire à l'état pur, peut être très fastidieuse et complexe. Prenons comme exemple le système de Lotka-Volterra, un modèle qui décrit la dynamique des populations de prédateurs et de proies, les équations différentielles du système sont :

$$\begin{cases} \frac{dx}{dt} = \alpha x - \beta xy \\ \frac{dy}{dt} = \delta xy - \gamma y \end{cases} \quad (\text{A.17})$$

Ce système dispose de deux points de fonctionnement nominal :

- $(x^*, y^*) = (0, 0)$, qui est un point équilibre trivial où les deux populations sont éteintes.
- $(x^*, y^*) = \left(\frac{\gamma}{\delta}, \frac{\alpha}{\beta}\right)$, qui est un point d'équilibre non trivial où les deux populations co-existent.

En reformulant ce système en termes de représentation d'état, il est possible de décomposer le système en deux sous-systèmes linéaires distincts. Le premier sous-système, associé au point d'équilibre $p_1 = (0, 0)$, est instable et peut être décrit par l'équation $\dot{X}_t = A_1 X_t$. Le second sous-système, qui est marginalement stable, correspond au point d'équilibre $p_2 = \left(\frac{\gamma}{\delta}, \frac{\alpha}{\beta}\right)$ et est décrit par l'équation $\dot{X}_t = A_2 X_t$. Où,

$$A_1 = \begin{pmatrix} \alpha & 0 \\ 0 & -\gamma \end{pmatrix} \quad A_2 = \begin{pmatrix} 0 & -\beta \frac{\gamma}{\delta} \\ \delta \frac{\alpha}{\beta} & 0 \end{pmatrix} \quad (\text{A.18})$$

Ainsi, la représentation globale du système non linéaire s'écrit comme $\dot{X}_t = A(x, y)X_t$, où les variables d'état x et y sont définies dans les intervalles $x \in [0, \frac{\gamma}{\delta}]$ et $y \in [0, \frac{\alpha}{\beta}]$ respectivement. Cette représentation est appelée modélisation linéaire à paramètres variant, qui constitue une approximation précise d'un système non linéaire au voisinage de ces points d'équilibre.

Comme nous l'avons vu dans la partie consacrée à l'approche MPC-LPV, il existe plusieurs méthodes pour traiter les systèmes linéaires à paramètres variant. Cependant, dans cette section, nous nous concentrons sur l'approximation du modèle non linéaire en adoptant une forme particulière, le modèle Takagi-Sugeno. Ce modèle présente la propriété remarquable de pouvoir représenter exactement ou approximer avec une précision arbitraire dans une partie compacte de l'espace d'état.

Le modèle TS appartient à une classe de représentations dérivées de la théorie des ensembles flous proposée par Lotfi Zadeh [Zadeh 1996], et introduite par Takagi et Sugeno [Takagi 1985]. Il vise à approximer un modèle non linéaire en combinant ses sous-modèles autour de leurs régions de fonctionnement nominales. Cette combinaison se fait selon une base de règles "si-alors", où les antécédents des règles définissent des sous-ensembles flous des variables du modèle. Dans la partie suivante, nous détaillons le principe de construction d'un modèle T-S.

A.1.3.1 Modélisation dynamique d'un modèle flou Takagi-Sugeno (T-S)

Considérons le modèle dynamique suivant,

$$\begin{cases} \dot{x}(t) = A(\rho)x(t) + B(\rho)u(t) \\ y(t) = C(\rho)x(t) \end{cases} \quad (\text{A.19})$$

où $x(t) \in \mathbb{R}^n$ est le vecteur d'état, $u(t) \in \mathbb{R}^m$ est le vecteur d'entrée de contrôle, $y(t) \in \mathbb{R}^p$ est le vecteur de sortie mesurée, $\rho(t)$ est le vecteur de prémisse contenant les paramètres variant et est défini dans un ensemble compact $\mathcal{C}_\rho = \{\rho \in \mathbb{R}^r : \underline{\rho}_i \leq \rho_i \leq \overline{\rho}_i, i = 1, 2, \dots, r\}$ où ρ_i représente la i_e composante du vecteur ρ , et $\underline{\rho}_i, \overline{\rho}_i$ sont les bornes minimales et maximales respectivement. Les matrices $A(\rho) \in \mathbb{R}^{n \times n}$, $B(\rho) \in \mathbb{R}^{n \times m}$, $C(\rho) \in \mathbb{R}^{p \times n}$. Les termes dépendants du paramètre variant ρ_i peuvent être réécrits de manière convexe pour $\rho \in \mathcal{C}_\rho$ comme suit :

$$\begin{aligned} \rho_i &= w_i^1 \underline{\rho}_i + w_i^2 \overline{\rho}_i, \\ w_i^1 &= \frac{\overline{\rho}_i - \rho_i}{\overline{\rho}_i - \underline{\rho}_i}, \quad w_i^2 = 1 - w_i^1. \end{aligned} \quad (\text{A.20})$$

Ces deux fonctions de pondération sont normalisées, c'est-à-dire, $w_i(\rho) \geq 0$ et $\sum_{i=1}^r w_i(\rho) = 1$. La i_e règle des modèles continus flous est donnée comme suit :

Si ρ_1 est Z_1^i et \dots et ρ_p est Z_p^i , alors,

$$\begin{cases} \dot{x}(t) = A_i x(t) + B_i u(t), \\ y(t) = C_i x(t), \end{cases} \quad i = 1, 2, \dots, r. \quad (\text{A.21})$$

Nous définissons pour chaque sous-modèle local (A.21) un niveau d'appartenance au modèle global en utilisant des fonctions d'appartenance normalisées (A.20) de la manière suivante :

$$h_i(\rho) = \prod_{l=1}^r w_i^l$$

où l'indice $l \in \{1, 2\}$. $w_i(\rho_i)$ est, soit $w_i^1(\rho_i)$ soit $w_i^2(\rho_i)$, selon la fonction de pondération utilisée dans la règle.

Ainsi, le système à paramètre variant est représenté exactement par le modèle flou T-S donné par

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{x}} = \sum_{i=1}^r w_i(\rho) (A_i \mathbf{x} + B_i \mathbf{u}), \\ \mathbf{y} = \sum_{i=1}^r w_i(\rho) C_i \mathbf{x}. \end{cases} \quad (\text{A.22})$$

A.1.3.2 Analyse de stabilité d'un système TS

Pour analyser la stabilité dans la conception de contrôleurs pour les systèmes T-S, les inégalités matricielles linéaires (LMI) sont fréquemment utilisées [Lendek 2011]. La formulation d'un problème de commande sous forme de contraintes d'inégalités matricielles permet d'assurer la stabilité et les performances du système TS en utilisant des techniques d'optimisation convexe. Dans ce qui suit, nous détaillons la procédure à suivre pour atteindre cet objectif en considérant les propriétés suivantes :

- **Propriété de convergence**

Considérons une matrice symétrique définie positive $P = P^T$ et une matrice Q telles que

$$P > 0 \Rightarrow QPQ^T > 0.$$

La formulation d'un problème d'optimisation convexe nécessite la reformulation du système de manière quadratique. Pour cela, la simplification par complément de Schur est souvent utilisée.

- **Propriété de complément de Schur**

Considérons une matrice $A = A^T = \begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} \\ a_{12}^T & a_{22} \end{pmatrix}$, où a_{11} et a_{22} sont des matrices carrées.

Alors,

$$A < 0 \Leftrightarrow \begin{cases} a_{11} < 0 \\ a_{22} - a_{12}^T a_{11}^{-1} a_{12} < 0 \end{cases} \Leftrightarrow \begin{cases} a_{22} < 0 \\ a_{11} - a_{12} a_{22}^{-1} a_{12}^T < 0 \end{cases}$$

La formulation d'un problème en utilisant les LMI peut parfois être très conservatrice, c'est-à-dire que le nombre de paramètres variables peut être très important, de même que les limites qui délimitent ces paramètres. Plus le domaine de recherche de la solution est large, plus le problème tend à être infaisable. Afin de relaxer le problème optimal pour trouver des solutions faisables et stables, nous considérons la propriété de relaxation suivante :

- **Propriété de relaxation**

Considérons la contrainte suivante :

$$\sum_{i=1}^r \sum_{j=1}^r w_i(\boldsymbol{\rho}) w_j(\boldsymbol{\rho}) \Gamma_{ij}(\mathbf{x}) < 0,$$

où les matrices symétriques $\Gamma_{ij}(\mathbf{x})$ dépendent de manière affine des variables inconnues $\mathbf{x} \in \mathbb{R}^n$ et les fonctions $w_i(\boldsymbol{\rho})$ sont des fonctions non linéaires satisfaisant la propriété de somme convexe, c'est-à-dire $\sum_{i=1}^r w_i(\boldsymbol{\rho}) = 1$ et $w_i(\boldsymbol{\rho}) \geq 0$. L'objectif est de déterminer les conditions les moins conservatrices sur Γ_{ij} telles que cette contrainte soit vérifiée, en utilisant uniquement la propriété de somme convexe pour les fonctions non linéaires $w_i(\boldsymbol{\rho})$. La solution en termes de LMI pour ce problème est : $\Gamma_{ij}(\mathbf{x}) < 0$ pour $i, j = 1, \dots, r$. Ces conditions peuvent être assouplies en considérant que, avec $w_i(\boldsymbol{\rho}) \geq 0$ et $w_i(\boldsymbol{\rho}) w_j(\boldsymbol{\rho}) = w_j(\boldsymbol{\rho}) w_i(\boldsymbol{\rho})$, une solution suffisante peut être formulé comme suit [Lendek 2011, Tanaka 2004] :

$$\begin{aligned} \Gamma_{ii} &< 0, \\ \Gamma_{ij} + \Gamma_{ji} &< 0, \end{aligned}$$

pour $i = 1, 2, \dots, r$ et $j = i + 1, i + 2, \dots, r$.

Pour établir la stabilité du modèle basé sur la méthode T-S, on utilise le critère de stabilité de Lyapunov [Tanaka 2004].

Considérons une fonction candidate de Lyapunov de forme quadratique :

$$V(\mathbf{x}) = \mathbf{x}^T P \mathbf{x} > 0 \quad \text{avec} \quad P = P^T > 0 \quad (\text{A.23})$$

La dérivée première de la fonction de Lyapunov (A.23) est :

$$\begin{aligned} \dot{V} &= \dot{\mathbf{x}}^T P \mathbf{x} + \mathbf{x}^T P \dot{\mathbf{x}} \\ \dot{V} &= \left(\sum_{i=1}^r w_i(\boldsymbol{\rho}) A_i \mathbf{x} \right)^T P \mathbf{x} + \mathbf{x}^T P \left(\sum_{i=1}^r w_i(\boldsymbol{\rho}) A_i \mathbf{x} \right) \\ &= \sum_{i=1}^r w_i(\boldsymbol{\rho}) \mathbf{x}^T (A_i^T P + P A_i) \mathbf{x} \end{aligned} \quad (\text{A.24})$$

Le modèle non contrôlé $\dot{\mathbf{x}} = \sum_{i=1}^r w_i(\boldsymbol{\rho}) A_i \mathbf{x}$ est globalement stable s'il existe une matrice $P = P^T > 0$ telle que le problème d'Inégalité Matricielle Linéaire (équation A.25) soit réalisable :

$$A_i^T P + P A_i < 0 \quad (\text{A.25})$$

A.1.3.3 Stabilisation par retour d'état d'un système T-S

Considérons un système commandé de type (A.22), une loi de commande de type retour d'état peut stabiliser le modèle de manière naturelle. Cette commande peut être formulée sous forme floue en considérant le gain optimal comme paramètre variant (PDC - Parallel Distributed Compensation) :

$$\mathbf{u} = - \sum_{i=1}^r w_i(\boldsymbol{\rho}) \mathcal{F}_i \mathbf{x} \quad (\text{A.26})$$

En substituant la loi de commande (A.26) dans le modèle (A.22), le modèle en boucle fermée s'écrit comme suit :

$$\dot{\mathbf{x}} = \sum_{i=1}^r \sum_{j=1}^r w_i(\boldsymbol{\rho}) w_j(\boldsymbol{\rho}) (A_i - B_i \mathcal{F}_j) \mathbf{x} \quad (\text{A.27})$$

L'analyse de stabilité est établie en considérant le théorème suivant :

Theorem A.1.5. *Le modèle T-S continu (A.22) avec la loi de contrôle PDC (A.26) est asymptotiquement stable s'il existe des matrices $X > 0$ et M_i , $i = 1, 2, \dots, r$, telles que, avec $\Gamma_{ij} \triangleq X A_i^T + A_i X + B_i M_j + M_j^T B_i^T$, les conditions (3.5) ou (3.6) soient satisfaites. De plus, si ces conditions sont remplies, les gains PDC sont les suivants : $\mathcal{F}_i = M_i X^{-1}$, $i = 1, 2, \dots, r$.*

Proof Pour prouver la stabilité du système (A.27), considérons la fonction de Lyapunov définie dans (A.23). La dérivée première de $V(\mathbf{x})$ est donnée par :

$$\begin{aligned} \dot{V} &= \sum_{i=1}^r \sum_{j=1}^r w_i(\boldsymbol{\rho}) w_j(\boldsymbol{\rho}) \mathbf{x}^T \left((A_i - B_i \mathcal{F}_j)^T P + P (A_i - B_i \mathcal{F}_j) \right) \mathbf{x} \\ &= \sum_{i=1}^r \sum_{j=1}^r w_i(\boldsymbol{\rho}) w_j(\boldsymbol{\rho}) \mathbf{x}^T (A_i^T P + P A_i - P B_i \mathcal{F}_j - \mathcal{F}_j^T B_i^T P) \mathbf{x} < 0 \end{aligned} \quad (\text{A.28})$$

L'expression $P B_i \mathcal{F}_j$ n'est pas sous forme quadratique. Pour l'exprimer avec des conditions de LMI, le changement de variables suivant peut être effectué : $X = P^{-1}$, $M_i = \mathcal{F}_i X$, $i = 1, 2, \dots, r$. En utilisant la propriété de congruence avec une matrice de plein rang, \mathcal{X} est équivalente à :

$$\sum_{i=1}^r \sum_{j=1}^r w_i(\boldsymbol{\rho}) w_j(\boldsymbol{\rho}) (X A_i^T + A_i X + B_i M_j + M_j^T B_i^T) < 0 \quad (\text{A.29})$$

Bibliographie

- [Ackermann 2014] Marko Ackermann, Fabrizio Leonardi, HR Costa et Agenor de Toledo Fleury. *Modeling and optimal control formulation for manual wheelchair locomotion : The influence of mass and slope on performance*. In 5th IEEE RAS/EMBS International Conference on Biomedical Robotics and Biomechatronics, pages 1079–1084. IEEE, 2014. (Cité en page 51.)
- [Ait Ghezala 2022] Amel Ait Ghezala, Chouki Sentouh et Philippe Pudlo. *Direct Model-Reference Adaptive Control for Wheelchair Simulator Control via a Haptic Interface*. 15th IFAC Symposium on Analysis, Design and Evaluation of Human Machine Systems (HMS 2022), pages 49–54, 2022. San Jose (CA), United States. (Cité en page 91.)
- [Ait Ghezala 2023a] Amel Ait Ghezala, Chouki Sentouh, Philippe Pudlo, Thierry Poulain et Gérard Conreur. *Haptic Interface Design for a Novel Wheelchair Simulator using Linear Time-Varying MPC Framework*. 2023 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM), pages 172–178, 2023. Seattle (USA), Washington, United States, June 2023. (Cité en page 98.)
- [Ait Ghezala 2023b] Amel Ait Ghezala, Chouki Sentouh, Philippe Pudlo, Thierry Poulain et Gérard Conreur. *Haptic Wheelchair Simulator : Design with Experimental Validation*. Driving Simulation Conference Europe 2023 VR, 2023. Antibes (06), France, September 2023. (Cité en page 106.)
- [Ait Ghezala 2024] Amel Ait Ghezala, Chouki Sentouh, Philippe Pudlo, Thierry Poulain et Gérard Conreur. *User-Centered Haptic and Dynamic Interface with Robust Linear Parameter Varying Control for Manual Wheelchair Simulator*. IEEE Transactions on Control Systems Technology, (Under reviews), 2024. (Cité en pages 34, 35, 36, 42, 66 et 84.)
- [Alapakkam Govindarajan 2022] Mrityunjaya A Alapakkam Govindarajan, Philippe S Archambault et Youri Laplante-El Haili. *Comparing the usability of a virtual reality manual wheelchair simulator in two display conditions*. Journal of Rehabilitation and Assistive Technologies Engineering, vol. 9, page 20556683211067174, 2022. (Cité en pages 34 et 36.)
- [Andersen 2015] Lasse G Andersen et Jesper K Larsen. *Introducing functional data analysis to coast down modeling for rolling resistance estimation*. SAE International Journal of Passenger Cars-Mechanical Systems, vol. 8, no. 2015-01-9111, pages 786–796, 2015. (Cité en pages 32 et 35.)
- [ApS 2019] Mosek ApS. *Mosek optimization toolbox for matlab*. User’s Guide and Reference Manual, Version, vol. 4, no. 1, 2019. (Cité en pages 116 et 150.)
- [Archambault 2008] Philippe S Archambault, François Routhier, Mathieu Hamel et Patrick Boissy. *Analysis of movement to develop a virtual reality powered-wheelchair simulator*. In 2008 Virtual Rehabilitation, pages 133–138. IEEE, 2008. (Cité en page 44.)
- [Archambault 2012] Philippe S Archambault, Stéphanie Tremblay, Sarah Cachecho, François Routhier et Patrick Boissy. *Driving performance in a power wheelchair simulator*. Disability and Rehabilitation : Assistive Technology, vol. 7, no. 3, pages 226–233, 2012. (Cité en page 36.)
- [Arlati 2019] Sara Arlati, Vera Colombo, Giancarlo Ferrigno, Rinaldo Sacchetti et Marco Sacco. *Virtual reality-based wheelchair simulators : A scoping review*. Assistive Technology, 2019. (Cité en pages 35 et 44.)

- [Arva 2001] Julianna Arva, Shirley G Fitzgerald, Rory A Cooper et Michael L Boninger. *Mechanical efficiency and user power requirement with a pushrim activated power assisted wheelchair*. Medical engineering & physics, vol. 23, no. 10, pages 699–705, 2001. (Cité en page 15.)
- [Astier 2019] Marjolaine Astier. *Analyses biomécanique et physiologique des modes de propulsion synchrone et asynchrone chez les basketteurs en fauteuil roulant manuel*. Theses, COMUE Université Côte d’Azur (2015 - 2019), Septembre 2019. (Cité en pages 27 et 28.)
- [Bascou 2012] Joseph Bascou. *Analyse biomécanique pour la compréhension et l’amélioration du fauteuil roulant dans son application au tennis de haut niveau*. PhD thesis, Ecole nationale supérieure d’arts et métiers-ENSAM, 2012. (Cité en pages 31, 32 et 67.)
- [Bentaleb 2015] Toufik Bentaleb. *Model-based control techniques for centrifugal compressors*. PhD thesis, Ph. D. thesis, University of Siena, 2015, doi : 10.13140/RG. 2.1. 2265.2965, 2015. (Cité en pages 42 et 202.)
- [Bentaleb 2019] Toufik Bentaleb, Viet Thuan Nguyen, Chouki Sentouh, Gérald Conreur, Thierry Poulain et Philippe Pudlo. *A real-time multi-objective predictive control strategy for wheelchair ergometer platform*. In 2019 IEEE International Conference on Systems, Man and Cybernetics (SMC), pages 2397–2404. IEEE, 2019. (Cité en pages 5, 35, 36, 39, 42, 43, 44, 84 et 88.)
- [Bentaleb 2022] Toufik Bentaleb, Amel Ait Ghezala, Chouki Sentouh et Philippe Pudlo. *Numerical Simulator for Manual Wheelchair Propulsion based on a MPC Approach*. IFAC-PapersOnLine, vol. 55, no. 41, pages 154–159, 2022. (Cité en page 194.)
- [Best 2006] Krista L Best, R Lee Kirby, Cher Smith et Donald A Macleod. *Comparison between performance with a pushrim-activated power-assisted wheelchair and a manual wheelchair on the Wheelchair Skills Test*. Disability and Rehabilitation, vol. 28, no. 4, pages 213–220, 2006. (Cité en page 15.)
- [Blouin 2014] Martine Blouin, Mathieu Lalumière, Dany H Gagnon, Félix Chénier et Rachid Aissaoui. *Characterization of the immediate effect of a training session on a manual wheelchair simulator with Haptic biofeedback : Towards more effective propulsion*. IEEE Transactions on Neural Systems and Rehabilitation Engineering, vol. 23, no. 1, pages 104–115, 2014. (Cité en pages 36 et 44.)
- [Boninger 1997] Michael L Boninger, Rory A Cooper, Rick N Robertson et Sean D Shimada. *Three-dimensional pushrim forces during two speeds of wheelchair propulsion1*. American journal of physical medicine & rehabilitation, vol. 76, no. 5, pages 420–426, 1997. (Cité en pages 28 et 29.)
- [Boninger 2002] Michael L Boninger, Aaron L Souza, Rory A Cooper, Shirley G Fitzgerald, Alicia M Koontz et Brian T Fay. *Propulsion patterns and pushrim biomechanics in manual wheelchair propulsion*. Archives of physical medicine and rehabilitation, vol. 83, no. 5, pages 718–723, 2002. (Cité en page 28.)
- [Borrelli 2017] Francesco Borrelli, Alberto Bemporad et Manfred Morari. *Predictive control for linear and hybrid systems*. Cambridge University Press, 2017. (Cité en pages 9, 42, 103, 198, 202 et 203.)
- [Bregman 2009] DJJ Bregman, S Van Drongelen et HEJ Veeger. *Is effective force application in handrim wheelchair propulsion also efficient ?* Clinical Biomechanics, vol. 24, no. 1, pages 13–19, 2009. (Cité en page 28.)

- [Brosch 2020] Anian Brosch, Sören Hanke, Oliver Wallscheid et Joachim Böcker. *Data-driven recursive least squares estimation for model predictive current control of permanent magnet synchronous motors*. IEEE Transactions on power electronics, vol. 36, no. 2, pages 2179–2190, 2020. (Cité en page 99.)
- [Bryson 1996] Arthur E Bryson. *Optimal control-1950 to 1985*. IEEE Control Systems Magazine, vol. 16, no. 3, pages 26–33, 1996. (Cité en page 50.)
- [Caspall 2013] Jayme J Caspall, Erin Seligsohn, Phuc V Dao et Stephen Sprigle. *Changes in inertia and effect on turning effort across different wheelchair configurations*. Journal of Rehabilitation Research & Development, vol. 50, no. 10, 2013. (Cité en page 32.)
- [Chaar 2023] Fadi Chaar et Philippe S Archambault. *Usability of a virtual reality manual wheelchair simulator*. Disability and Rehabilitation : Assistive Technology, vol. 18, no. 8, pages 1489–1499, 2023. (Cité en page 35.)
- [Chaikhot 2023] Dhissanuvach Chaikhot, Matthew JD Taylor, WHK de Vries et Florentina J Hettinga. *Biomechanics of wheelchair turning manoeuvres : novel insights into wheelchair propulsion*. Frontiers in Sports and Active Living, vol. 5, page 1127514, 2023. (Cité en page 31.)
- [Chénier 2012] Félix Chénier. *Développement d'un simulateur de propulsion en fauteuil roulant manuel avec biofeedback haptique*. PhD thesis, École de technologie supérieure, 2012. (Cité en pages 5, 24, 27, 28, 29, 30, 34, 35, 36, 37, 38, 39, 41, 42, 44 et 84.)
- [Chénier 2016] Félix Chénier, Dany H Gagnon, Martine Blouin et Rachid Aissaoui. *A simplified upper-body model to improve the external validity of wheelchair simulators*. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, vol. 21, no. 3, pages 1641–1649, 2016. (Cité en pages 29 et 35.)
- [Choukou 2021] Mohamed-Amine Choukou, Krista L Best, Maude Potvin-Gilbert, Francois Routhier, Josiane Lettre, Stephanie Gamache, Jaimie F Borisoff et Dany Gagnon. *Scoping review of propelling aids for manual wheelchairs*. Assistive Technology, vol. 33, no. 2, pages 72–86, 2021. (Cité en page 15.)
- [Chow 2009] John W Chow, Tim A Millikan, Les G Carlton, Woen-sik Chae, Young-tae Lim et Marty I Morse. *Kinematic and electromyographic analysis of wheelchair propulsion on ramps of different slopes for young men with paraplegia*. Archives of physical medicine and rehabilitation, vol. 90, no. 2, pages 271–278, 2009. (Cité en page 30.)
- [Chua 2010] Julian JC Chua, Franz Konstantin Fuss et Aleksandar Subic. *Rolling friction of a rugby wheelchair*. Procedia Engineering, vol. 2, no. 2, pages 3071–3076, 2010. (Cité en page 32.)
- [Churton 2013] Emily Churton et Justin WL Keogh. *Constraints influencing sports wheelchair propulsion performance and injury risk*. Sports Medicine, Arthroscopy, Rehabilitation, Therapy & Technology, vol. 5, pages 1–10, 2013. (Cité en page 133.)
- [Cooper 1990] Rory A Cooper. *A force/energy optimization model for wheelchair athletics*. IEEE transactions on systems, man, and cybernetics, vol. 20, no. 2, pages 444–449, 1990. (Cité en pages 5, 28, 29, 39 et 51.)
- [Cooper 1997] Rory A Cooper, Rick N Robertson, David P VanSickle, Michael L Boninger, Sean D Shimada et al. *Methods for determining three-dimensional wheelchair pushrim forces and moments : a technical note*. J Rehabil Res Dev, vol. 34, no. 2, pages 162–70, 1997. (Cité en pages 28, 34 et 36.)

- [Cooper 1998] Rory A Cooper, Tianna L Fletcher-Shaw et Rick N Robertson. *Model reference adaptive control of heart rate during wheelchair ergometry*. IEEE transactions on control systems technology, vol. 6, no. 4, pages 507–514, 1998. (Cité en pages 39, 40 et 42.)
- [Cooper 2002] Rory A Cooper, Thomas A Corfman, Shirley G Fitzgerald, Michael L Boninger, Donald M Spaeth, William Ammer et Julianna Arva. *Performance assessment of a pushrim-activated power-assisted wheelchair control system*. IEEE transactions on control systems technology, vol. 10, no. 1, pages 121–126, 2002. (Cité en pages 5, 15, 46, 47 et 132.)
- [Cooper 2005] Rory A Cooper, Dan Ding, Richard Simpson, Shirley G Fitzgerald, Donald M Spaeth, Songfeng Guo, Alicia M Koontz, Rosemarie Cooper, Jongbae Kim et Michael L Boninger. *Virtual reality and computer-enhanced training applied to wheeled mobility : an overview of work in Pittsburgh*. Assistive Technology, vol. 17, no. 2, pages 159–170, 2005. (Cité en pages 34, 35 et 44.)
- [Cooper 2012] Rory A Cooper, AM Molinero, A Souza, DM Collins, Amol Karmarkar, E Teodorski et M Sporer. *Effects of cross slopes and varying surface characteristics on the mobility of manual wheelchair users*. Assistive Technology, vol. 24, no. 2, pages 102–109, 2012. (Cité en pages 30 et 35.)
- [Coutts 1994] Kenneth D Coutts. *Drag and sprint performance of wheelchair basketball players*. Journal of rehabilitation research and development, vol. 31, pages 138–138, 1994. (Cité en page 32.)
- [Crichlow 2011] Larry Russell Crichlow. *Development of a comprehensive mathematical model and physical interface for manual wheelchair simulation*. PhD thesis, University of Toronto, 2011. (Cité en pages 5, 24, 34, 35, 36, 37, 39, 41 et 44.)
- [Cuerva 2016] Vinicius I Cuerva, Marko Ackermann et Fabrizio Leonardi. *A comparison of different assistance strategies in power assisted wheelchairs using an optimal control formulation*. In Proceedings of the Sixth IASTED International Conference Modeling, Simulation and Identification (MSI 2016), volume 840, page 842, 2016. (Cité en pages 40 et 132.)
- [De Klerk 2019] Rick De Klerk, Riemer Jakobs K Vegter, Vicky L Goosey-Tolfrey, Barry S Mason, John P Lenton, Dirkjan HEJ Veeger et Lucas HV Van Der Woude. *Measuring handrim wheelchair propulsion in the lab : a critical analysis of stationary ergometers*. IEEE Reviews in Biomedical Engineering, vol. 13, pages 199–211, 2019. (Cité en page 35.)
- [De Klerk 2020] R De Klerk, RJK Vegter, HEJ Veeger et LHV Van der Woude. *a novel servo-driven dual-roller handrim wheelchair ergometer*. IEEE Transactions on Neural Systems and Rehabilitation Engineering, vol. 28, no. 4, pages 953–960, 2020. (Cité en pages 35, 38, 42 et 44.)
- [De La Cruz 2011] Celso De La Cruz, Teodiano Freire Bastos et Ricardo Carelli. *Adaptive motion control law of a robotic wheelchair*. Control Engineering Practice, vol. 19, no. 2, pages 113–125, 2011. (Cité en page 40.)
- [de Saint Rémy 2003] Nicolas de Saint Rémy, Philippe Vaslin, Michel Dabonneville, L Martel et A Gavand. *Dynamique de la locomotion en fauteuil roulant manuel : influences de la masse totale et de sa répartition antéropostérieure sur la résultante des forces de freinage*. Science & Sports, vol. 18, no. 3, pages 141–149, 2003. (Cité en page 32.)
- [De Souza 2016] Lorraine H De Souza et Andrew O Frank. *Rare diseases : matching wheelchair users with rare metabolic, neuromuscular or neurological disorders to electric powered indoor/outdoor wheelchairs (EPIOCs)*. Disability and rehabilitation, vol. 38, no. 16, pages 1547–1556, 2016. (Cité en pages 15 et 165.)

- [Demestre 2024] Louise Demestre, Amel Ait Ghezala, Théo Rouvier, Thierry Poulain, Gérald Conreur, Joseph Bascou, Hélène Pillet, Chouki Sentouh, Charles Pontonnier et Christophe Sauret. *Analyse biomécanique de la propulsion en fauteuil roulant manuel lors de la locomotion sur des pentes dans un environnement simulé*. In Conférence Handicap 2024, 2024. (Cité en pages 20, 34 et 184.)
- [Devigne 2019] Louise Devigne, François Pasteau, Tom Carlson et Marie Babel. *A shared control solution for safe assisted power wheelchair navigation in an environment consisting of negative obstacles : a proof of concept*. In 2019 IEEE International Conference on Systems, Man and Cybernetics (SMC), pages 1043–1048. IEEE, 2019. (Cité en page 49.)
- [Devillard 2001] Xavier Devillard, Paul Calmels, Bernard Sauvignet, Alain Belli, Christian Denis, Clermont Simard et Vincent Gautheron. *Validation of a new ergometer adapted to all types of manual wheelchair*. European journal of applied physiology, vol. 85, no. 5, pages 479–485, 2001. (Cité en pages 35, 40 et 44.)
- [Dos Santos 2016] Erivelton G Dos Santos, Fabrizio Leonardi et Marko Ackerman. *Optimal control of the wheelchair wheelie*. In Proceedings of the 6th IASTED International Conference on Modelling, Simulation and Identification, MSI 2016, pages 218–224, 2016. (Cité en page 52.)
- [Emken 2007] Jeremy L Emken, Raul Benitez et David J Reinkensmeyer. *Human-robot cooperative movement training : learning a novel sensory motor transformation during walking with robotic assistance-as-needed*. Journal of neuroengineering and rehabilitation, vol. 4, pages 1–16, 2007. (Cité en page 49.)
- [Fallot 2021] Constantin Fallot, Joseph Bascou, Hélène Pillet et Christophe Sauret. *Manual wheelchair’s turning resistance : swivelling resistance parameters of front and rear wheels on different surfaces*. Disability and Rehabilitation : Assistive Technology, vol. 16, no. 3, pages 324–331, 2021. (Cité en page 32.)
- [Feng 2021] Guoxi Feng, Thierry Marie Guerra, Lucian Busoniu, Anh-Tu Nguyen et Sami Mohammad. *Robust observer-based tracking control under actuator constraints for power-assisted wheelchairs*. Control Engineering Practice, vol. 109, page 104716, 2021. (Cité en pages 5, 50, 51 et 52.)
- [Flemmer 2016] Claire L Flemmer et Rory C Flemmer. *A review of manual wheelchairs*. Disability and Rehabilitation : Assistive Technology, vol. 11, no. 3, pages 177–187, 2016. (Cité en page 15.)
- [Frank 2010] Andrew Frank, Claudius Neophytou, Julia Frank et Lorraine de Souza. *Electric-powered indoor/outdoor wheelchairs (EPIOCs) : users’ views of influence on family, friends and carers*. Disability and Rehabilitation : Assistive Technology, vol. 5, no. 5, pages 327–338, 2010. (Cité en page 15.)
- [Gavin 2019] Henri P Gavin. *The Levenberg-Marquardt algorithm for nonlinear least squares curve-fitting problems*. Department of civil and environmental engineering, Duke University, vol. 19, 2019. (Cité en pages 74 et 89.)
- [Genova 2022] Chiara Genova, Emilia Biffi, Sara Arlati, Daniela F Redaelli, Alessio Prini, Matteo Malosio, Claudio Corbetta, Angelo Davalli, Marco Sacco et Gianluigi Reni. *A simulator for both manual and powered wheelchairs in immersive virtual reality CAVE*. Virtual Reality, vol. 26, no. 1, pages 187–203, 2022. (Cité en pages 36 et 44.)
- [Giesbrecht 2009] Edward M Giesbrecht, Jacqueline D Ripat, Arthur O Quanbury et Juliette E Cooper. *Participation in community-based activities of daily living : comparison of a*

- pushrim-activated, power-assisted wheelchair and a power wheelchair*. Disability and Rehabilitation : Assistive Technology, vol. 4, no. 3, pages 198–207, 2009. (Cité en page 15.)
- [Giesbrecht 2011] Ed M Giesbrecht, Jacquie D Ripat, Juliette E Cooper et Arthur O Quanbury. *Experiences with using a pushrim-activated power-assisted wheelchair for community-based occupations : a qualitative exploration*. Canadian journal of occupational therapy, vol. 78, no. 2, pages 127–136, 2011. (Cité en page 15.)
- [Goncalves 2014] Frederic Goncalves, Lambert Trenoras, Eric Monacelli et Alain Schmid. *Motion adaptation on a wheelchair driving simulator*. In 2014 2nd Workshop on Virtual and Augmented Assistive Technology (VAAT), pages 17–22. IEEE, 2014. (Cité en pages 38, 39, 40 et 44.)
- [GORCE 2010] P GORCE. *Ergonomic indexes for upper limb musculoskeletal disorders risk quantification according to manual wheelchair kinematics*. In Rehabilitation : Mobility, Exercise, and Sports : 4th International State-of-the-Art Congress, volume 26, page 42. IOS Press, 2010. (Cité en page 133.)
- [Harrison 2000] C Harrison, PM Dall, PM Grant, MH Granat, TW Maver et BA Conway. *Development of a wheelchair virtual reality platform for use in evaluating wheelchair access*. In 3rd International Conference on Disability, VR and Associated Technologies, Sardinia, Edited by P. Sharkey, 2000. (Cité en pages 34, 35, 36, 39 et 44.)
- [Harrison 2004] Colin S Harrison, Mike Grant et Bernard A Conway. *Haptic interfaces for wheelchair navigation in the built environment*. Presence, vol. 13, no. 5, pages 520–534, 2004. (Cité en page 37.)
- [Hata 2003] Naoki Hata, Yuichi Koyasu, Hirokazu Seki et Yoichi Hori. *Backward tumbling control for power-assisted wheelchair based on phase plane analysis*. In Proceedings of the 25th Annual International Conference of the IEEE Engineering in Medicine and Biology Society (IEEE Cat. No. 03CH37439), volume 2, pages 1594–1597. IEEE, 2003. (Cité en pages 7, 132, 133 et 164.)
- [Holloway 2015] Catherine S Holloway, Andrew Symonds, Tatsuto Suzuki, Angela Gall, Peter Smitham et Stephen Taylor. *Linking wheelchair kinetics to glenohumeral joint demand during everyday accessibility activities*. In 2015 37th Annual International Conference of the IEEE Engineering in Medicine and Biology Society (EMBC), pages 2478–2481. IEEE, 2015. (Cité en page 30.)
- [Hurd 2008] Wendy J Hurd, Melissa MB Morrow, Kenton R Kaufman et Kai-Nan An. *Influence of varying level terrain on wheelchair propulsion biomechanics*. American journal of physical medicine & rehabilitation/Association of Academic Physiatrists, vol. 87, no. 12, page 984, 2008. (Cité en page 30.)
- [Hybois 2019] Samuel Hybois. *Approche numérique pour l’optimisation personnalisée des réglages d’un fauteuil roulant manuel*. Theses, Ecole nationale supérieure d’arts et métiers - ENSAM, Octobre 2019. (Cité en pages 11, 24, 26, 28 et 31.)
- [Ioannou 1991] Petros A Ioannou et Aniruddha Datta. *Robust adaptive control : a unified approach*. Proceedings of the IEEE, vol. 79, no. 12, pages 1736–1768, 1991. (Cité en page 201.)
- [Khalili 2019] Mahsa Khalili, Tianxin Tao, Ruolan Ye, Shuyong Xie, Huancheng Yang, HF Machiel Van der Loos et Jaimie F Borisoff. *Towards the development of a learning-based intention classification framework for pushrim-activated power-assisted wheelchairs*. In 2019 IEEE 16th International Conference on Rehabilitation Robotics (ICORR), pages 95–100. IEEE, 2019. (Cité en pages 5 et 47.)

- [Khalili 2021] Mahsa Khalili, HF Machiel van der Loos et Jaimie F Borisoff. *Designing a user-centred and data-driven controller for pushrim-activated power-assisted wheels : A case study*. In 2021 IEEE 17th International Conference on Automation Science and Engineering (CASE), pages 1289–1294. IEEE, 2021. (Cité en pages 5 et 47.)
- [Kim 2010] Chung Sik Kim, Donghun Lee, Jeehea Lee, Sunghyuk Kwon et Min K Chung. *Effects of ramp slope and height on usability and physiology during wheelchair driving*. In Proceedings of the Human Factors and Ergonomics Society Annual Meeting, volume 54, pages 698–702. SAGE Publications Sage CA : Los Angeles, CA, 2010. (Cité en page 30.)
- [Klaesner 2014] Joseph Klaesner, Kerri A Morgan et David B Gray. *The development of an instrumented wheelchair propulsion testing and training device*. Assistive Technology, vol. 26, no. 1, pages 24–32, 2014. (Cité en page 44.)
- [Kloosterman 2013] Marieke GM Kloosterman, Govert J Snoek, Lucas HV van der Woude, Jaap H Buurke et Johan S Rietman. *A systematic review on the pros and cons of using a pushrim-activated power-assisted wheelchair*. Clinical rehabilitation, vol. 27, no. 4, pages 299–313, 2013. (Cité en pages 15 et 46.)
- [Kryt 2020] Garrett Kryt, Jaimie Borisoff, Johanne Mattie et Carolyn Sparrey. *3ii User Perceptions and Qualitative Feedback on Wheelchair Power-Assist Systems*. SYLLABUS, page 57, 2020. (Cité en page 46.)
- [Kurt 2008] Mustafa Kurt, Hasan Geyik, Bilçen Mutlu, Yaşar Tatar et Ergun Nart. *Design, prototype and experimental evaluation of a wheelchair treadmill*. acta mechanica et automatica, vol. 2, no. 3, pages 71–75, 2008. (Cité en pages 35 et 39.)
- [Kwon 2005] Wook Hyun Kwon et Soo Hee Han. Receding horizon control : model predictive control for state models. Springer Science & Business Media, 2005. (Cité en page 203.)
- [Lam 2001] WN Lam, AFT Mak, WC Tam et RA Cooper. *Comparison of upper limb joint forces during straight line and turning wheelchair maneuvers*. In 2001 Conference Proceedings of the 23rd Annual International Conference of the IEEE Engineering in Medicine and Biology Society, volume 2, pages 1441–1444. IEEE, 2001. (Cité en pages 30 et 31.)
- [Lancini 2023] Matteo Lancini, Paolo Spada, Ridi Muhametaj, Rick de Klerk, Lucas HV van der Woude et Riemer JK Vegter. *Development of a portable low-cost system for the metrological verification of wheelchair roller ergometers*. Journal of Biomechanical Engineering, vol. 145, no. 10, 2023. (Cité en page 44.)
- [Langbein 1993] WE Langbein, CJ Robinson, L Kynast et L Fehr. *Calibration of a new wheelchair ergometer : the wheelchair aerobic fitness trainer*. IEEE Transactions on Rehabilitation Engineering, vol. 1, no. 1, pages 49–58, 1993. (Cité en pages 35, 40 et 44.)
- [Lazcano 2021] Andrea Michelle Rios Lazcano, Tenghao Niu, Xabier Carrera Akutain, David Cole et Barys Shyrokau. *MPC-based haptic shared steering system : A driver modeling approach for symbiotic driving*. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, vol. 26, no. 3, pages 1201–1211, 2021. (Cité en page 151.)
- [Lendek 2011] Zsófia Lendek, Thierry Marie Guerra, Robert Babuska et Bart De Schutter. Stability analysis and nonlinear observer design using takagi-sugeno fuzzy models, volume 262. Springer, 2011. (Cité en pages 113, 148, 149, 152, 153, 170, 171, 172, 208 et 209.)
- [Li 2005] Wei Li, Naoki Hata et Yoichi Hori. *Prevention of overturn of power assisted wheelchair using novel stability condition*. In 31st Annual Conference of IEEE Industrial Electronics Society, 2005. IECON 2005., pages 6–pp. IEEE, 2005. (Cité en page 133.)

- [Li 2011] Qinan Li, Weidong Chen et Jingchuan Wang. *Dynamic shared control for human-wheelchair cooperation*. In 2011 IEEE International Conference on Robotics and Automation, pages 4278–4283. IEEE, 2011. (Cité en page 49.)
- [Liampas 2021] Andreas Liampas, Panayiota Neophytou, Maria Sokratous, Giustino Varrassi, Christiana Ioannou, Georgios M Hadjigeorgiou et Panagiotis Zis. *Musculoskeletal pain due to wheelchair use : a systematic review and meta-analysis*. Pain and therapy, vol. 10, no. 2, pages 973–984, 2021. (Cité en page 30.)
- [Lin 2015] Jui-Te Lin, Morris Huang et Stephen Sprigle. *Evaluation of wheelchair resistive forces during straight and turning trajectories across different wheelchair configurations using free-wheeling coast-down test*. Journal of Rehabilitation Research & Development, vol. 52, no. 7, 2015. (Cité en pages 31 et 32.)
- [Lofberg 2004] Johan Lofberg. *YALMIP : A toolbox for modeling and optimization in MATLAB*. In 2004 IEEE international conference on robotics and automation (IEEE Cat. No. 04CH37508), pages 284–289. IEEE, 2004. (Cité en pages 103, 116 et 150.)
- [Louis 2010] Nicolas Louis. *Analyse biomécanique de la propulsion en fauteuil roulant à mains courantes : indices d'évaluation ergonomique*. Theses, Université du Sud Toulon Var, Septembre 2010. (Cité en pages 29, 133 et 134.)
- [Madeuf 2020] C. Madeuf. *PMR : Des personnes en fauteuil roulant mais pas seulement*. Rapport technique, APF France handicap, 2020. (Cité en page 30.)
- [Mahajan 2012] Harshal Mahajan. *Development and validation of simulators for power wheelchair driving evaluations*. PhD thesis, University of Pittsburgh, 2012. (Cité en page 36.)
- [Marchiori 2023] Claire Marchiori, Dany H Gagnon et Didier Pradon. *Quantification of the Risk of Musculoskeletal Disorders of the Upper Limb Using Fuzzy Logic : A Study of Manual Wheelchair Propulsion*. Sensors, vol. 23, no. 21, page 8659, 2023. (Cité en pages 29 et 133.)
- [Matsui 2015] Takuma Matsui, Shinsaku Fujimoto, Koji Yoshida et Tetsuya Akagi. *Development of power-assisted wheelchair with consideration of driving environment-dynamic estimation of slope angle and adaptive control system design*. International Journal of Materials Science and Engineering, vol. 3, no. 1, 2015. (Cité en pages 164 et 165.)
- [Mayne 2000] David Q Mayne, James B Rawlings, Christopher V Rao et Pierre OM Sokaert. *Constrained model predictive control : Stability and optimality*. Automatica, vol. 36, no. 6, pages 789–814, 2000. (Cité en pages 43 et 205.)
- [Medero 2022] Ariel Medero, Marcelo M Morato, Vicenc Puig et Olivier Sename. *MPC-based optimal parameter scheduling of LPV controllers : Application to Lateral ADAS Control*. In 2022 30th Mediterranean Conference on Control and Automation (MED), pages 951–956. IEEE, 2022. (Cité en page 164.)
- [Mercer 2006] Jennifer L Mercer, Michael Boninger, Alicia Koontz, Dianxu Ren, Trevor Dyson-Hudson et Rory Cooper. *Shoulder joint kinetics and pathology in manual wheelchair users*. Clinical biomechanics, vol. 21, no. 8, pages 781–789, 2006. (Cité en page 24.)
- [Ministère de la Transition écologique 2024] Ministère de la Transition écologique. *L'accessibilité des établissements recevant du public (ERP)*, 2024. Consulté le : 3 septembre 2024. (Cité en page 15.)
- [Miquel 2022] Thierry Miquel. *Introduction to Optimal Control*. PhD thesis, ENAC, 2022. (Cité en page 198.)

- [Mohideen 2013] K Asan Mohideen, G Saravanakumar, K Valarmathi, D Devaraj et TK Radhakrishnan. *Real-coded Genetic Algorithm for system identification and tuning of a modified Model Reference Adaptive Controller for a hybrid tank system*. Applied Mathematical Modelling, vol. 37, no. 6, pages 3829–3847, 2013. (Cité en page 201.)
- [Nguyen 2008] Nhan Nguyen, Kalmanje Krishnakumar et Jovan Boskovic. *An optimal control modification to model-reference adaptive control for fast adaptation*. In AIAA Guidance, Navigation and Control Conference and Exhibit, page 7283, 2008. (Cité en page 201.)
- [Nguyen 2018] Nhan T Nguyen et Nhan T Nguyen. Model-reference adaptive control. Springer, 2018. (Cité en pages 92, 138, 139, 165 et 198.)
- [Nguyen 2019] Viet Thuan Nguyen, Toufik Bentaleb, Chouki Sentouh, Philippe Pudlo et Jean-Christophe Popieul. *On a complete dynamical model of manual wheelchair for virtual reality simulation platform*. In 2019 IEEE International Conference on Systems, Man and Cybernetics (SMC), pages 2417–2422. IEEE, 2019. (Cité en pages 41, 44, 60, 66, 69 et 72.)
- [Nguyen 2023] Viet Thuan Nguyen, Chouki Sentouh, Philippe Pudlo et Jean-Christophe Popieul. *Model-based shared control approach for a power wheelchair driving assistance system using a force feedback joystick*. Frontiers in Control Engineering, vol. 4, page 1058802, 2023. (Cité en pages 5, 49, 50 et 52.)
- [Niesing 1990] Ret al Niesing, F Eijskoot, Ries Kranse, AH Den Ouden, J Storm, HEJ Veeger, LHV Van der Woude et CJ Snijders. *Computer-controlled wheelchair ergometer*. Medical and biological engineering and computing, vol. 28, pages 329–338, 1990. (Cité en pages 5, 36, 37 et 44.)
- [Oh 2008] Sehoon Oh, Naoki Hata et Yoichi Hori. *Integrated motion control of a wheelchair in the longitudinal, lateral, and pitch directions*. IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 55, no. 4, pages 1855–1862, 2008. (Cité en page 132.)
- [Oh 2013] Sehoon Oh et Yoichi Hori. *Disturbance attenuation control for power-assist wheelchair operation on slopes*. IEEE Transactions on Control Systems Technology, vol. 22, no. 3, pages 828–837, 2013. (Cité en page 48.)
- [Oh 2014] Sehoon Oh, Kyoungchul Kong et Yoichi Hori. *Operation state observation and condition recognition for the control of power-assisted wheelchair*. Mechatronics, vol. 24, no. 8, pages 1101–1111, 2014. (Cité en page 48.)
- [O’MALLEY 2006] Marcia K O’MALLEY, Abhishek GUPTA, Matthew GEN et YANFANG LI. *Shared control in haptic systems for performance enhancement and training*. Journal of dynamic systems, measurement, and control, vol. 128, no. 1, pages 75–85, 2006. (Cité en page 49.)
- [Oonishi 2010] Yuusuke Oonishi, Sehoon Oh et Yoichi Hori. *A new control method for power-assisted wheelchair based on the surface myoelectric signal*. IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 57, no. 9, pages 3191–3196, 2010. (Cité en pages 5, 47 et 48.)
- [Oudainia 2023] Mohamed Radjeb Oudainia, Chouki Sentouh, Anh-Tu Nguyen et Jean-Christophe Popieul. *Adaptive cost function-based shared driving control for cooperative lane-keeping systems with user-test experiments*. IEEE Transactions on Intelligent Vehicles, 2023. (Cité en pages 139 et 151.)
- [Oukacha 2020] Ouazna Oukacha, Chouki Sentouh et Philippe Pudlo. *Minimising the user’s effort during wheelchair propulsion using an optimal control problem*. In 17th International Conference on Informatics in Control, Automation and Robotics (ICINCO 2020), pages 159–166. SCITEPRESS-Science and Technology Publications, 2020. (Cité en page 52.)

- [Pacejka 2005] Hans Pacejka. *Tire and vehicle dynamics*. Elsevier, 2005. (Cité en pages 41, 68 et 69.)
- [Patino 2000] H Daniel Patino et Derong Liu. *Neural network-based model reference adaptive control system*. IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics, Part B (Cybernetics), vol. 30, no. 1, pages 198–204, 2000. (Cité en page 201.)
- [Pennestr  2016] Ettore Pennestr , Valerio Rossi, Pietro Salvini et Pier Paolo Valentini. *Review and comparison of dry friction force models*. Nonlinear dynamics, vol. 83, pages 1785–1801, 2016. (Cité en pages 68, 69 et 91.)
- [Pérez 2020] Emiliano Pérez, Pilar Merch n, María José Merch n et Santiago Salamanca. *Virtual reality to foster social integration by allowing wheelchair users to tour complex archaeological sites realistically*. Remote Sensing, vol. 12, no. 3, page 419, 2020. (Cité en pages 5, 36, 39 et 44.)
- [Philips 2007] Johan Philips, José del R Mill n, Gerolf Vanacker, Eileen Lew, Ferran Galán, Pierre W Ferrez, Hendrik Van Brussel et Marnix Nuttin. *Adaptive shared control of a brain-actuated simulated wheelchair*. In 2007 IEEE 10th International Conference on Rehabilitation Robotics, pages 408–414. IEEE, 2007. (Cité en page 49.)
- [Prini 2020] Alessio Prini, Matteo Malosio, Angelo Davalli, Marco Sacco et al. *A Mixed-Integer Model Predictive Control Approach to Motion Cueing in Immersive Wheelchair Simulator*. In 2020 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS), pages 4161–4167. IEEE, 2020. (Cité en page 43.)
- [Rawlings 2017] James Blake Rawlings, David Q Mayne, Moritz Diehlet et al. *Model predictive control : theory, computation, and design*, volume 2. Nob Hill Publishing Madison, WI, 2017. (Cité en page 204.)
- [Richter 2007] W Mark Richter, Russell Rodriguez, Kevin R Woods et Peter W Axelson. *Consequences of a cross slope on wheelchair handrim biomechanics*. Archives of physical medicine and rehabilitation, vol. 88, no. 1, pages 76–80, 2007. (Cité en page 30.)
- [Rouvier 2023] Théo Rouvier. *Approche biomécanique pour quantifier l’accessibilité en fauteuil roulant manuel*. Theses, HESAM Université, Juin 2023. (Cité en pages 5, 11, 15, 31, 32, 121, 123, 124 et 135.)
- [Rozendaal 2003] LA Rozendaal, HEJ Veeger et LHV Van Der Woude. *The push force pattern in manual wheelchair propulsion as a balance between cost and effect*. Journal of Biomechanics, vol. 36, no. 2, pages 239–247, 2003. (Cité en pages 27 et 28.)
- [Sabick 2004] Michelle B Sabick, Brian R Kotajarvi et Kai-Nan An. *A new method to quantify demand on the upper extremity during manual wheelchair propulsion*. Archives of physical medicine and rehabilitation, vol. 85, no. 7, pages 1151–1159, 2004. (Cité en page 133.)
- [Salimi 2018] Zohreh Salimi et Martin Ferguson-Pell. *Development of three versions of a wheelchair ergometer for curvilinear manual wheelchair propulsion using virtual reality*. IEEE Transactions on Neural Systems and Rehabilitation Engineering, vol. 26, no. 6, pages 1215–1222, 2018. (Cité en pages 34, 35, 36, 39, 41 et 44.)
- [Sauret 2010] Christophe Sauret. *Cin tique et énergétique de la propulsion en fauteuil roulant manuel*. Theses, Université Blaise Pascal - Clermont-Ferrand II, Mars 2010. (Cité en pages 27 et 34.)
- [Sauret 2011] C Sauret, Y Couetard et P Vaslin. *Dynamic calibration of a wheelchair six-component wheel dynamometer rolling on the floor*. Computer Methods in Biomechanics and Biomedical Engineering, vol. 14, no. sup1, pages 67–69, 2011. (Cité en pages 31 et 32.)

- [Sauret 2012] Christophe Sauret, Joseph Bascou, Nicolas de Saint Remy, Helene Pillet, Philippe Vaslin et Francois Lavaste. *Assessment of field rolling resistance of manual wheelchairs*. Journal of Rehabilitation Research and Development, vol. 49, no. 1, pages 63–74, 2012. (Cité en pages 32, 41 et 165.)
- [Sauret 2013] Christophe Sauret, Philippe Vaslin, François Lavaste, Nicolas de Saint Remy et Mariano Cid. *Effects of user’s actions on rolling resistance and wheelchair stability during handrim wheelchair propulsion in the field*. Medical engineering & physics, vol. 35, no. 3, pages 289–297, 2013. (Cité en page 32.)
- [Seki 2009] Hirokazu Seki, Kenji Ishihara et Susumu Tadakuma. *Novel regenerative braking control of electric power-assisted wheelchair for safety downhill road driving*. IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 56, no. 5, pages 1393–1400, 2009. (Cité en page 48.)
- [Seki 2012] Hirokazu Seki et Naoki Tanohata. *Fuzzy control for electric power-assisted wheelchair driving on disturbance roads*. IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics, Part C (Applications and Reviews), vol. 42, no. 6, pages 1624–1632, 2012. (Cité en page 48.)
- [Seki 2022] Hirokazu Seki et Tatsuya Kuramoto. *Fuzzy Inference-Based Driving Control System for Pushrim-Activated Power-Assisted Wheelchairs Considering User Characteristics*. IEEE Transactions on Human-Machine Systems, vol. 52, no. 5, pages 1049–1059, 2022. (Cité en page 48.)
- [Shimada 1998] Sean D Shimada, Rick N Robertson, Michael L Bonninger et Rory A Cooper. *Kinematic characterization of wheelchair propulsion*. Journal of rehabilitation research and development, vol. 35, no. 2, pages 210–218, 1998. (Cité en page 28.)
- [Silva 2017] LCA Silva, FC Corr ea, JJ Eckert, FM Santiciolli et FG Dedini. *A lateral dynamics of a wheelchair : identification and analysis of tire parameters*. Computer methods in biomechanics and biomedical engineering, vol. 20, no. 3, pages 332–341, 2017. (Cité en pages 28, 32, 68 et 69.)
- [Sinha 1999] Pradip K Sinha et Alexandre N Pechev. *Model reference adaptive control of a maglev system with stable maximum descent criterion*. Automatica, vol. 35, no. 8, pages 1457–1465, 1999. (Cité en page 201.)
- [Slotine 1991] JJ Slotine et Weiping Li. *Applied nonlinear systems*. Applied Nonlinear Systems, Prentice-Hall, 1991. (Cité en pages 140 et 167.)
- [Soleymani 2023] Hunter Soleymani et Rachel Cowan. *Relationship between rolling resistance, preferred speed, and manual wheelchair propulsion mechanics in non-disabled adults*. Disability and Rehabilitation : Assistive Technology, pages 1–12, 2023. (Cité en page 32.)
- [Steyn 2015] Nico Steyn, Yskandar Hamam, Eric Monacelli et Karim Djouani. *Modelling and design of an augmented reality differential drive mobility aid in an enabled environment*. Simulation modelling practice and theory, vol. 51, pages 115–134, 2015. (Cité en pages 38 et 39.)
- [Stredney 1997] Don Stredney, Roni Yagel, Wayne Carlson, Torsten M oller, Po-Wen Shih et Mark Fontana. *Assessing user proficiency through virtual simulations*. 1997. (Cité en page 35.)
- [Takagi 1985] Tomohiro Takagi et Michio Sugeno. *Fuzzy identification of systems and its applications to modeling and control*. IEEE transactions on systems, man, and cybernetics, no. 1, pages 116–132, 1985. (Cité en pages 146, 178 et 207.)
- [Tanaka 2004] Kazuo Tanaka et Hua O Wang. *Fuzzy control systems design and analysis : a linear matrix inequality approach*. John Wiley & Sons, 2004. (Cité en pages 111, 113, 148, 149, 152, 153, 170, 171, 172, 198 et 209.)

- [Tannert 2019] Benjamin Tannert, Reuben Kirkham et Johannes Schöning. *Analyzing accessibility barriers using cost-benefit analysis to design reliable navigation services for wheelchair users*. In Human-Computer Interaction–INTERACT 2019 : 17th IFIP TC 13 International Conference, Paphos, Cyprus, September 2–6, 2019, Proceedings, Part I 17, pages 202–223. Springer, 2019. (Cité en page 30.)
- [Teran 2017] Efrain Teran et Jun Ueda. *Influence of rolling resistance on manual wheelchair dynamics and mechanical efficiency*. International Journal of Intelligent Robotics and Applications, vol. 1, no. 1, pages 55–73, 2017. (Cité en page 44.)
- [Tomlinson 2000] James D Tomlinson. *Managing maneuverability and rear stability of adjustable manual wheelchairs : an update*. Physical therapy, vol. 80, no. 9, pages 904–911, 2000. (Cité en page 31.)
- [Tuan 2001] Hoang Duong Tuan, Pierre Apkarian, Tatsuo Narikiyo et Yasuhiro Yamamoto. *Parameterized linear matrix inequality techniques in fuzzy control system design*. IEEE Transactions on fuzzy systems, vol. 9, no. 2, pages 324–332, 2001. (Cité en pages 148, 152 et 171.)
- [Unsworth 2021] Carolyn Unsworth, Man Hei So, Julian Chua, Prasad Gudimetla et Anjum Naweed. *A systematic review of public transport accessibility for people using mobility devices*. Disability and rehabilitation, vol. 43, no. 16, pages 2253–2267, 2021. (Cité en pages 15 et 24.)
- [Van der Woude 2001] LHV Van der Woude, HEJ Veeger, AJ Dallmeijer, TWJ Janssen et LA Rozendaal. *Biomechanics and physiology in active manual wheelchair propulsion*. Medical engineering & physics, vol. 23, no. 10, pages 713–733, 2001. (Cité en page 40.)
- [Van der Woude 2003] LHV Van der Woude, C Geurts, H Winkelman et HEJ Veeger. *Measurement of wheelchair rolling resistance with a handle bar push technique*. Journal of medical engineering & technology, vol. 27, no. 6, pages 249–258, 2003. (Cité en page 40.)
- [Vander Poorten 2012] Emmanuel B Vander Poorten, Eric Demeester, Eli Reekmans, Johan Philips, Alexander Hüntemann et Joris De Schutter. *Powered wheelchair navigation assistance through kinematically correct environmental haptic feedback*. In 2012 IEEE International Conference on Robotics and Automation, pages 3706–3712. IEEE, 2012. (Cité en page 49.)
- [Veeger 1992] HE Veeger, LH Van der Woude et RH Rozendal. *A computerized wheelchair ergometer. Results of a comparison study*. Journal of Rehabilitation Medicine, vol. 24, no. 1, pages 17–23, 1992. (Cité en pages 28, 35 et 39.)
- [Veeger 1999] HEJ Veeger. *Biomedical Aspects of Manual Wheelchair Propulsion LHV van der Woude et al. (Eds.) IOS Press, 1999 Biomechanics of manual wheelchair propulsion*. Biomedical aspects of manual wheelchair propulsion : the state of the art II, vol. 5, page 86, 1999. (Cité en pages 28 et 29.)
- [Vorobyov 2017] Maxim Vorobyov et Ilya Galkin. *Concept of cost-effective power-assisted wheelchair : Human-in-the-loop subsystem*. In 2017 5th IEEE Workshop on Advances in Information, Electronic and Electrical Engineering (AIEEE), pages 1–5. IEEE, 2017. (Cité en page 15.)
- [Wang 2013] Bin Wang. *State observer for diagnosis of dynamic behavior of vehicle in its environment*. PhD thesis, Université de Technologie de Compiègne, 2013. (Cité en page 69.)
- [Wang 2015] Gai-Ge Wang, Suash Deb et Leandro dos S Coelho. *Elephant herding optimization*. In 2015 3rd international symposium on computational and business intelligence (ISCBI), pages 1–5. IEEE, 2015. (Cité en page 94.)

- [Yamada 2003] H Yamada, N Bando et T Muto. *Hands-on wheelchair simulator using hydraulic motion base*. Trans Japan Fluid Power Syst Soc, vol. 34, no. 5, pages 112–117, 2003. (Cité en pages 36 et 44.)
- [Yang 2021] Yu-Sheng Yang, Alicia M Koontz, Yu-Hsuan Hsiao, Cheng-Tang Pan et Jyh-Jong Chang. *Assessment of wheelchair propulsion performance in an immersive virtual reality simulator*. International Journal of Environmental Research and Public Health, vol. 18, no. 15, page 8016, 2021. (Cité en page 44.)
- [Zadeh 1996] Lotfi Asker Zadeh, George J Klir et Bo Yuan. *Fuzzy sets, fuzzy logic, and fuzzy systems : selected papers*, volume 6. World scientific, 1996. (Cité en page 207.)