



HAL
open science

Contribution à la modélisation et à la commande de robots mobiles autonomes et adaptables en milieux naturels

Mathieu Deremetz

► **To cite this version:**

Mathieu Deremetz. Contribution à la modélisation et à la commande de robots mobiles autonomes et adaptables en milieux naturels. Automatique / Robotique. Université Clermont Auvergne [2017-2020], 2018. Français. NNT : 2018CLFAC079 . tel-02163767

HAL Id: tel-02163767

<https://theses.hal.science/tel-02163767>

Submitted on 24 Jun 2019

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.

UNIVERSITÉ CLERMONT AUVERGNE
ÉCOLE DOCTORALE DES SCIENCES POUR
L'INGÉNIEUR DE CLERMONT-FERRAND

THÈSE

Présentée par

MATHIEU DEREMETZ

Ingénieur en Mécanique
Master en Robotique

pour obtenir le grade de

DOCTEUR D'UNIVERSITE

Spécialité ROBOTIQUE

**Contribution à la modélisation et à la commande de
robots mobiles autonomes et adaptables
en milieux naturels**

Soutenue publiquement le 06 Juillet 2018 devant le Jury composé de :

Mme	Ouidad	LABBANI-IGBIDA	Rapporteure
M.	Simon	LACROIX	Président
M.	Roland	LENAIN	Directeur de thèse
M.	Éric	LUCET	Examineur
M.	Cédric	PRADALIER	Rapporteur
M.	Benoit	THUILOT	Examineur

À mes parents, à ma soeur.

« Inventer, c'est penser à côté. »

Albert Einstein

Résumé

Les problématiques de recherche abordées dans cette thèse concernent la conceptualisation, la modélisation et la commande générique des robots mobiles lors de leur évolution en milieux extérieurs et en présence de glissement pour des applications de suivi de précision. Ainsi, ce mémoire synthétise dans un premier temps les développements et résultats obtenus lors du suivi de trajectoire (localisation absolue), puis synthétise ensuite ceux obtenus lors de suivi de structure et de cible (localisation relative). Une dernière partie introduit un concept de plateforme robotique reconfigurable et sa commande associée pour adapter l'assiette et les dimensions du châssis en fonction de la topographie du terrain.

Pour chaque application de suivi, ce mémoire présente un panel de lois de commande originales pour des robots différentiels, à un train et à deux trains directeurs. Chaque modalité de commande est présentée en quatre étapes : modélisation, estimation, commande et expérimentations.

La première contribution majeure de la thèse concerne l'estimation du glissement. Cette dernière est adaptative et basée modèle. Elle intègre la modélisation cinématique étendue seule ou couplée à la modélisation dynamique du robot mobile pour assurer une estimation intègre quels que soient la vitesse, les phénomènes dynamiques rencontrés et la nature du sol.

La seconde contribution majeure concerne le développement d'une stratégie de commande générique pour les robots mobiles. Cette stratégie est basée sur le principe de la commande en cascade (ou par backstepping) et est déclinée dans ce mémoire à travers un panel de lois de commande. Cette méthodologie de commande, lorsqu'elle est associée à l'observation du glissement précédent, permet d'obtenir des performances de suivi accrues quel que soit le contexte rencontré.

L'ensemble des algorithmes ont été validés en simulation et/ou expérimentalement à l'aide de différentes plateformes robotiques en contextes réels.

Mots-clés : robot mobile, commande non-linéaire, commande par backstepping, commande robuste, estimation des glissements, milieux naturels et tout-terrain

Abstract

This work is focused on the conceptualization, the modeling and the generic control of mobile robots when moving in off-road contexts and facing slippery terrains, especially for very accurate tracking and following applications. This thesis summarizes the proposed methods and the obtained results to address this research issue, first for path following applications (absolute localization) and then for edge and target tracking applications (relative localization). A final section of this thesis introduces an adaptive robotic concept and its associated controller allowing the adaptation of the pose (position and orientation) of the chassis with respect to the environment topography.

For each application, this thesis introduces a panel of innovative control algorithms for controlling skid-steering, two-wheel steering and four-wheel steering mobile robots. Each algorithm of the panel is described, in this thesis, in four steps : modeling, estimation, control and experiments.

The first main contribution of this thesis deals with the slippage estimation. The latter is adaptive and model-based. It also includes the extended kinematic modeling only or together with the dynamic modeling of the mobile robot to ensure a robust estimation of the slippage whatever the speed of the robot, encountered dynamic phenomena or even ground characteristics.

The second main contribution deals with the design of a generic control approach for mobile robots when path following and target tracking. The proposed strategy is mostly based on a backstepping method and is illustrated in this thesis via a panel of control laws. When combining this proposed control approach with the slippage estimation described above, significant improved tracking and following performances are obtained (in term of stability, repeatability, accuracy and robustness) whatever the encountered context.

All algorithms have been tested and validated through simulations and/or full-scale experiments, indoor and off-road, with different mobile robots.

Keywords : mobile robot, nonlinear control, backstepping control, robust control, slippage estimation, off-road contexts

Remerciements

Ce mémoire est l'aboutissement de trois ans de recherche réalisés au sein de l'Institut de Recherche en Science et Technologie pour l'Environnement et l'Agriculture (IRSTEA) de Clermont-Ferrand, dirigé par Emmanuel HUGO. Ces travaux s'inscrivent en particulier dans le cadre du projet Adap2E (ANR-14-CE27-0004) financé par l'Agence Nationale de la Recherche (ANR). Cette thèse s'est achevée par une mobilité de quatre mois à Brisbane (Australie) en tant que Chercheur Invité au sein de l'Australian Centre for Robotic Vision (ACRV), dirigé par Peter CORKE. Ce déplacement a été cofinancé par IRSTEA et par le laboratoire d'excellence IMobS3 (ANR-10-LABX-16-01), présidé par Michel DHOME. J'adresse donc d'abord mes remerciements à l'ensemble des représentants de ces établissements et à leurs personnels pour leurs accueils ainsi que pour l'ensemble des moyens mis à ma disposition durant cette période de thèse.

Je souhaite ensuite remercier les membres du jury, présidé par Simon LACROIX, qui ont eu l'amabilité d'examiner mes travaux : Ouiddad LABBANI-IGBIDA et Cédric PRADALIER pour avoir rapporté mon mémoire et Eric LUCET pour ses questions et remarques pertinentes.

Merci également à Roland LENAIN, directeur de thèse, pour avoir supervisé ces travaux. Merci de m'avoir accordé l'autonomie qui m'a permis de mettre en place mes idées et concrétiser mes recherches.

J'adresse mes plus vifs remerciements à Benoit THUILOT, co-encadrant de thèse. Un grand merci pour ta disponibilité, ton sens de la rigueur, tes remarques toujours critiques et constructives. Merci également pour tes relectures assidues et millimétrées, aussi bien en français qu'en anglais, ainsi que pour ta bienveillance, ton écoute et tes mots en fin de parcours.

J'adresse également de vifs remerciements à Thierry PEYNOT, Associate Professor au Queensland University of Technology (QUT) et référant lors du séjour à l'étranger, pour son accueil chaleureux au pays des Wallabys. Merci pour les nombreux tips scientifiques et culturels que tu as su me transmettre lors de nos escales au Tippler's.

Je tiens à exprimer mes sincères remerciements à Grigore GOGU, enseignant chercheur à SIGMA Clermont-Ferrand (anciennement IFMA). Monsieur, il y a cinq ans, alors que je me destinais à l'ingénierie uniquement, vous m'avez conseillé de poursuivre en recherche en réalisant un double cursus Ingénieur-Master, ce que j'ai choisi d'effectuer. Nous n'avons pas pu continuer ensemble malheureusement mais vous avez su me conseiller périodiquement tout au long de ces années de thèse, et je vous en remercie. Aujourd'hui je suis persuadé que la recherche est ma vocation. Vous resterez pour moi un mentor.

Parce que sans certaines personnes, certains événements d'un parcours professionnel ne pourraient pas se produire, j'aimerais ensuite remercier Emmanuel HUGO et Véronique BELLON-MOREL pour avoir permis, par leurs appuis, la réalisation de la mobilité à l'étranger. Merci également à Nicolas BOU-TON, Christophe DEBAIN et Dieumet DENIS.

Je tiens à remercier chaleureusement Adrian COUVENT, mon cher collègue de bureau mais avant tout très cher ami, pour son soutien au quotidien et pour l'ensemble des moments partagés pendant ces années. Je pense particulièrement à cette méthode de créativité et d'innovation que nous avons développée ! Bon courage pour la thèse que tu entreprends et si besoin n'hésites pas.

Je souhaite remercier Mickael ALAIN, Philippe HERITIER, GUY BRENON et Thierry HUMBERT, sans qui les expérimentations présentées dans cette thèse n'auraient jamais été possibles.

Merci également au service secrétariat d'IRSTEA, tout particulièrement à Mélanie LACHAUX, pour l'aide apportée lors de la préparation des missions et lors de la préparation du séjour à l'étranger.

Je tiens également à exprimer mes remerciements aux agents d'IRSTEA Clermont Ferrand et Montpellier avec qui j'ai passé d'agréables moments. Je pense tout particulièrement à Camille, Simon, Adrian, Thibault, Mathilde, Vincent, JC, Rémi, Laure, José, Amélie, Bastien, Maxime, Vianney, Gislain, Mahmoud, Claudio, ... et les autres.

Merci à mes parents, ma sœur et mes amis pour leur soutien et leur aide lors des longs soirs de relecture.

Finalement, un grand merci à toutes celles et ceux qui n'ont pas leur nom figuré dans ces quelques lignes mais qui ont, d'une manière ou d'une autre apporté leur soutien à l'accomplissement de cette aventure.

Table des matières

Résumé	v
Abstract	vii
Remerciements	ix
1 Introduction générale	1
1.1 Le robot, de la fiction à la réalité	1
1.2 Contexte scientifique : Le robot mobile en milieu agricole	4
1.2.1 La robotique mobile	4
1.2.1.1 Définition	4
1.2.1.2 Classification	4
1.2.1.3 Fonctionnement	4
1.2.1.4 Utilisations	6
1.2.2 Du machinisme agricole à la robotique mobile	7
1.2.3 Viticulture et nouvelles technologies	12
1.2.3.1 La viticulture	12
1.2.3.2 Les solutions robotiques proposées	13
1.3 Contexte de travail	15
1.3.1 Projet Adap2E	15
1.3.2 Objectif de la thèse	16
1.4 Organisation du mémoire	18
1.5 Contribution de la thèse	19
1.5.1 Estimation robuste et non singulière des glissements ciné- matiques et dynamiques d'un robot mobile	19
1.5.2 Synthèse de lois de commande pour le suivi de trajectoire précis et robuste en milieux naturels	19
1.5.3 Synthèse de lois de commande à deux trains directeurs pour le suivi de trajectoire en présence de glissement	20
1.5.4 Synthèse de lois de commande pour le suivi de structure et de cible et le suivi en convoi par vision ou communica- tion radio	20
1.5.5 Réflexion sur la conception et la commande des robots mobiles agricoles adaptables mécaniquement	21
1.5.6 Liste des publications	23
2 Suivi de trajectoire pour un robot mobile type voiture en milieu natu- rel	25
2.1 Contexte & Approches antérieures	26
2.1.1 Le robot mobile : la vision d'un véhicule sans chauffeur	26

2.1.2	Classification des mouvements élémentaires	27
2.1.3	Le cas du suivi de trajectoire géométrique ou « <i>Path Following</i> »	27
2.1.3.1	La commande géométrique et cinématique	28
2.1.3.2	De la commande dynamique à la commande en milieu naturel	34
2.2	Motivation et stratégie	37
2.3	Modélisation	38
2.3.1	Modélisation du robot mobile	38
2.3.2	Equations cinématiques par rapport à une trajectoire de référence	42
2.3.3	Equations cinématiques dans le repère absolu	42
2.3.4	Equations dynamiques	43
2.3.5	Linéarisation du modèle dynamique	43
2.4	Contribution à l'observation de la dynamique latérale des robots	44
2.4.1	Observation des angles de dérive à partir du modèle cinématique étendu	44
2.4.1.1	Notations	44
2.4.1.2	Equation d'observation	45
2.4.1.3	Preuve par Lyapunov	46
2.4.2	Observation des glissements latéraux et des rigidités de dérive par approche multi-modèle	47
2.4.2.1	Notations	48
2.4.2.2	Equation d'observation	49
2.4.2.3	Preuve par Lyapunov	49
2.4.3	Extension de l'approche à l'observation des glissements dans le repère absolu	52
2.5	Contribution à la Commande générique des robots	53
2.5.1	Approche en cascade	53
2.5.2	Synthèse de la loi de commande	54
2.5.2.1	Étape 1 : convergence de l'écart latéral	54
2.5.2.2	Étape 2 : convergence de la commande intermédiaire dépendante de l'écart angulaire	55
2.5.2.3	Étape 3 : convergence de la commande intermédiaire dépendante de la vitesse de lacet	56
2.5.2.4	Preuve de convergence	57
2.5.3	Anticipation	58
2.5.4	Extension de l'approche	58
2.6	Expérimentations	61
2.6.1	Mise en place des algorithmes	61
2.6.1.1	Estimation de la dynamique latérale	61
2.6.1.2	Commande de l'angle de braquage avant	61
2.6.2	Résultats	65
2.6.2.1	Caractérisation de la stratégie d'observation	65
2.6.2.2	Caractérisation de la loi de commande	70
2.7	Conclusion et discussion	81

3	Synthèse de modes de commande à deux trains directeurs pour le suivi de trajectoire	83
3.1	Contexte & Approches antérieures	84
3.2	Motivations et stratégies	91
3.3	Modélisation des robots à deux trains directeurs	94
3.3.1	Equations cinématiques par rapport à une trajectoire de référence	96
3.3.2	Equations cinématiques dans le repère absolu	96
3.3.3	Autre équation cinématique	97
3.3.4	Equations dynamiques	97
3.3.5	Linéarisation du modèle dynamique	98
3.4	Modes de commande élémentaires	99
3.4.1	Commande d'un robot à deux trains directeurs prenant en compte sa cinématique et sa dynamique	99
3.4.1.1	Estimation de la dynamique latérale du robot	99
3.4.1.2	Synthèse de la loi de commande	104
3.4.2	Commande d'un robot à deux trains directeurs garantissant le suivi de la trajectoire et une orientation absolue désirée	109
3.4.2.1	Estimation de la dynamique latérale du robot	110
3.4.2.2	Synthèse de la loi de commande	113
3.4.2.3	Simulations	117
3.4.3	Commande d'un robot à deux trains directeurs garantissant le suivi de la trajectoire et le passage des deux trains sur cette trajectoire	121
3.4.3.1	Estimation de la dynamique latérale du robot	122
3.4.3.2	Supplément de modélisation	124
3.4.3.3	Synthèse de la loi de commande	126
3.4.3.4	Expérimentations	129
3.5	Conclusion et discussion	132
4	Déclinaison de la commande au système de perception	135
4.1	Contexte	136
4.2	Suivi de contour	139
4.2.1	Problématique et objectif	139
4.2.2	Stratégie	139
4.2.3	Détection de l'environnement par laser	139
4.2.4	Modélisation	141
4.2.5	Synthèse de la loi de commande	142
4.2.5.1	Commande de la vitesse angulaire	143
4.2.5.2	Commande de la vitesse linéaire	144
4.2.6	Expérimentations	146
4.3	Suivi de cible par caméra	149
4.3.1	Problématique et objectif	149
4.3.2	Stratégie	150
4.3.3	Modélisation	150
4.3.4	Estimation des glissements	153

4.3.4.1	Notations	154
4.3.4.2	Equation d'observation	154
4.3.5	Estimation de l'état de la cible	155
4.3.5.1	Notations	155
4.3.5.2	Equation d'observation	156
4.3.6	Synthèse de la loi de commande	156
4.3.6.1	Proposition	157
4.3.6.2	Preuve	158
4.3.7	Simulations	160
4.4	Suivi en convoi	164
4.4.1	Problématique et objectif	164
4.4.2	Stratégie	164
4.4.3	Synthèse de la loi de commande	165
4.4.3.1	Proposition	165
4.4.4	Simulations	167
4.5	Conclusion et discussion	172
5	Perspectives & conclusion générale	175
5.1	Vers la conception et la commande d'un porteur autonome adap- table pour l'agriculture	176
5.1.1	Concept	177
5.1.1.1	Direction et transmission	177
5.1.1.2	Géométrie	177
5.1.1.3	Habilités	178
5.1.1.4	Conclusion	179
5.1.2	Commande de l'habileté adaptative	180
5.1.2.1	Stratégie	180
5.1.2.2	Modélisation	181
5.1.2.3	Pilotage des suspensions actives	183
5.1.2.4	Estimation de l'écrasement des pneumatiques	189
5.1.2.5	Commande des actionneurs du châssis	191
5.1.2.6	Adaptation de la commande en braquage	192
5.1.3	Conclusion	194
5.2	Vers la supervision multimodale des robots autonomes	195
5.3	Bilan	197
A	Plateformes Robotiques et simulateur	201
A.1	RobuFAST	201
A.1.1	Description & caractéristiques générales	201
A.1.2	Instrumentation	201
A.1.2.1	GPS-RTK	202
A.1.2.2	Centrale inertielle Xsens MTi	202
A.1.2.3	Télémètre laser SICK	203
A.1.2.4	Autres capteurs	203
A.2	Jaguar	203
A.2.1	Description & caractéristiques générales	203
A.2.2	Instrumentation	203
A.2.2.1	Télémètre laser SICK	204

A.2.2.2	Autres capteurs	204
A.3	Simulateur ADMAS	204
A.3.1	Description & caractéristiques générales	204
B	Plateforme Robotique Jaguar	207
B.1	Description & caractéristiques générales	207
B.2	Instrumentation	208
B.2.1	Télémètre laser SICK	208
B.2.2	Autres capteurs	208
C	Simulateur ADAMS	209
C.1	Description & caractéristiques générales	209
	Bibliographie	211

Table des figures

1.1	Karel Čapek.	1
1.2	Isaac Asimov.	2
1.3	William Grey Walter.	2
1.4	a) Le robot humanoïde ASIMO b) Le robot Sophia.	3
1.5	Exemples de robots mobiles de types : a) UGV b) UAV c) AUV [SICILIANO et KHATIB, 2016].	4
1.6	Architecture logicielle d'un robot mobile autonome.	5
1.7	Evolution de l'outillage agricole en exemple : a) Agriculture manuelle (Egypte antique) b) Charrue (Moyen-Age) c) La batteuse (1881) d) Le tracteur (1960) e) Le tracteur moderne (2016) f) Le tracteur autonome	7
1.8	Exemple d'opération de traitement chimique en milieu agricole .	9
1.9	Détecteur du besoin en engrais des cultures (Yara). Relié à un calculateur, il permet de réguler la dose d'engrais pulvérisée [LINK et REUSCH, 2006].	9
1.10	Concept de robot porteur muni d'un système de pulvérisation intelligent [LINZ et al., 2017]	10
1.11	Architecture schématique d'un exemple d'automatisation de tracteur. En bleu, les organes de perception, en vert, de décision, en rouge, d'actionnement.	11
1.12	Exemple de plateformes robotiques dédiées de l'entreprise Naïo Technologies : a) le robot à chenilles BOB b) le robot enjambeur à deux trains directeurs TED.	11
1.13	Evolution du travail de la vigne : a) Travail manuel b) Outil tracté par un cheval c) Enjambeur Bobard d) Enjambeur moderne Gregoire.	13
1.14	Exemple de plateformes robotiques dédiées au milieu viticole : a) Le robot désherbeur VitiRover b) Le prototype d'enjambeur Bakus c) Le prototype de chenillard Hector d) Le robot de taille Wall Ye.	14
1.15	Porteur robotique autonome Adap2E.	16
2.1	Exemple de voitures autonomes : a) Stanley, vainqueur de la seconde édition du DARPA Grand Challenge b) la Google Car. . . .	26
2.2	Modèle géométrique basé sur la géométrie directionnelle d'Ackermann.	28
2.3	Représentation schématique du contrôleur « follow the carrot ». .	29
2.4	Représentation schématique du contrôleur « pure pursuit ». . . .	30
2.5	Représentation schématique du contrôleur « Stanley ».	32

2.6	Représentation schématique du contrôleur de Kanayama.	33
2.7	Stratégie de commande générique.	38
2.8	Modèle cinématique étendu du robot par rapport à la trajectoire Γ ainsi que sa représentation dans le repère absolu avec les coordonnées X et Y.	39
2.9	Modèle dynamique du robot.	40
2.10	Adaptation des rigidités de dérive au point de fonctionnement selon (2.13).	41
2.11	Représentation associée à la commande prédictive.	59
2.12	Trajectoire de référence (noir) et suivi de trajectoire (bleu) à $3 m.s^{-1}$. 66	66
2.13	Angles de dérive avant estimés avec l'approche proposée (bleu) et l'approche antérieure [LENAIN et al., 2010] (rouge) lorsque le robot rencontre un point d'arrêt.	67
2.14	Angles de dérive arrière estimés avec l'approche proposée (bleu) et l'approche antérieure [LENAIN et al., 2010] (rouge) lorsque le robot rencontre un point d'arrêt.	67
2.15	Trajectoire de référence.	68
2.16	Prises de vue du robot à différents points de la trajectoire.	68
2.17	Suivi de trajectoire à $5 m.s^{-1}$ avec l'observateur hybride proposé (bleu), l'observateur hybride antérieur (rouge) et aucun observateur (vert).	69
2.18	Écarts latéraux à $5 m.s^{-1}$ avec l'observateur hybride proposé (bleu), l'observateur hybride antérieur (rouge) et aucun observateur (vert). 70	70
2.19	Tableau comparatif des observateurs par caractéristique. Code couleur : vert = possible, orange = atteinte des limites possibles, rouge = impossible.	70
2.20	Trajectoire de référence et suivi à basses et moyennes vitesses avec l'approche proposée.	71
2.21	Écarts latéraux obtenus à $1 m.s^{-1}$. Les zones grisées correspondent aux zones de virage.	72
2.22	Écarts latéraux obtenus à $2 m.s^{-1}$. Les zones grisées correspondent aux zones de virage.	72
2.23	Écarts latéraux obtenus à $3 m.s^{-1}$. Les zones grisées correspondent aux zones de virage.	73
2.24	Écarts moyens et maximums à la trajectoire en fonction de la vitesse du robot.	74
2.25	Trajectoire de référence et suivi à $3 m.s^{-1}$ avec l'approche proposée. 74	74
2.26	Écart latéral obtenu à $3 m.s^{-1}$	75
2.27	Trajectoire de référence et suivis pour différents écarts latéraux désirés fixes à $1 m.s^{-1}$	76
2.28	Écarts latéraux obtenus pour différents écarts latéraux désirés fixes à $1 m.s^{-1}$	77
2.29	Trajectoire de référence et suivi selon un écart latéral variable à $1 m.s^{-1}$	78
2.30	Écart latéral obtenu pour le suivi à écart latéral désiré variable à $1 m.s^{-1}$	78

2.31	Trajectoire de référence et suivi avec perte des corrections GPS à $2 m.s^{-1}$	79
2.32	Ecart latéral calculé à partir des données GPS à $2 m.s^{-1}$	80
2.33	Tableau comparatif des lois de commande par caractéristique. Code couleur : vert = oui, rouge = non.	81
3.1	Exemples de robots mobiles agricoles. a) Case IH Magnum; b) BoniRob; c) Ladybird; d) Rippa; e) AgBot II; f) Elwobot; g) Vibro Crop Robotti; h) Anatis; i) Thorvald; j) Oz; k) Ted et l) Dino.	85
3.2	Mobilité d'une plateforme robotique munie de quatre roues motrices et directrices. a) Utilisation des différences de vitesse des roues; b) Braquage d'un train; c) Braquage des deux trains (même sens ou en sens opposé); d) Braquage indépendant de chaque roue; e) Couplage du braquage indépendant et des vitesses indépendantes des roues.	87
3.3	Approche de commande avec braquages égaux de même sens.	87
3.4	Approche de commande avec braquages égaux de sens contraire.	88
3.5	Approche de commande par CIR commun.	88
3.6	Approches de commande à deux trains directeurs indépendants.	89
3.7	Approches de commande à deux trains directeurs indépendants, chacun suivant sa propre trajectoire.	89
3.8	Exemple de scénario d'évolution d'un robot mobile autonome en milieu viticole.	91
3.9	Modèle cinématique étendu du robot par rapport à la trajectoire Γ ainsi que sa représentation dans le repère absolu avec les coordonnées X et Y.	95
3.10	Modèle dynamique du robot à deux trains directeurs.	96
3.11	Trajectoire de référence (noir), trajectoire souhaitée (rouge) et positions successives du robot ($\begin{matrix} \text{---} \\ \text{---} \\ \text{---} \end{matrix}$).	118
3.12	Trajectoire de référence (noir) et suivis respectifs des trains avant (bleu) et arrière (rouge).	118
3.13	Ecart latéral en fonction du temps.	118
3.14	Orientation absolue en fonction du temps.	118
3.15	Trajectoire de référence (noir), suivis respectifs des trains avant (bleu) et arrière (rouge) et positions successives du robot ($\begin{matrix} \text{---} \\ \text{---} \\ \text{---} \end{matrix}$).	119
3.16	Ecart latéral en fonction du temps.	120
3.17	Orientation absolue en fonction du temps.	120
3.18	Trajectoire de référence (noir), suivis respectifs des trains avant (bleu) et arrière (rouge) et positions successives du robot lors du stationnement ($\begin{matrix} \text{---} \\ \text{---} \\ \text{---} \end{matrix}$).	121
3.19	Trajectoire de référence (noir), suivis respectifs des trains avant (bleu) et arrière (rouge) et positions successives du robot entre les rangées de vignes ($\begin{matrix} \text{---} \\ \text{---} \\ \text{---} \end{matrix}$).	121
3.20	Modélisation cinématique supplémentaire pour les robots munis de deux trains directeurs.	125
3.21	Trajectoire de référence (noir), suivi avec deux trains de direction (bleu) et suivi avec un train de direction (rouge).	130

3.22	Comparaison des écarts latéraux obtenus avec deux trains de direction (bleu et un seul train de direction (rouge) en fonction de l'abscisse curviligne.	131
3.23	Comparaison des angles de braquage mesurés en fonction de l'abscisse curviligne.	131
3.24	Trajectoire de référence (noir) et suivis réalisés par les trains avant (vert) et arrière (bleu).	132
3.25	Tableau comparatif des modes de commande élémentaires développés. Légende : vert = oui, rouge = non.	133
4.1	Dispositifs de détection extrinsèques. a) Antenne GPS Trimble; b) Télémètre laser Vélodyne; c) Dispositif stéréo du robot Oz.	137
4.2	Tâches viticoles robotisées : a) désherbage mécanique nécessitant de suivre une rangée, b) coopération homme/robot lors des vendanges nécessitant de suivre une personne et c) monitoring d'une parcelle à l'aide d'un convoi.	138
4.3	Schéma de principe du suivi de contour.	140
4.4	Modèle cinématique étendu du robot différentiel par rapport à la trajectoire Γ	141
4.5	Exemple de profil de vitesse dépendant de l'écart angulaire à la trajectoire.	145
4.6	Vue de dessus schématique de l'environnement d'essai et trajectoire à réaliser (rouge).	146
4.7	Vue de face de l'environnement d'essai et positionnement initial du robot.	146
4.8	Ecart latéral en fonction du temps.	147
4.9	Ecart angulaire en fonction du temps.	147
4.10	Positions successives du robot lors de la manœuvre en milieu restreint.	148
4.11	Problématique du suivi de cible liée aux méthodes antérieures et au glissement.	149
4.12	Objectif du suivi de cible mimétique prenant en compte le glissement.	150
4.13	Architecture du simulateur pour le suivi de cible.	151
4.14	Modélisation cinématique pour le suivi de cible.	151
4.15	Modélisation du robot suiveur muni de sa caméra.	152
4.16	Détermination des positions consigne du suiveur par rapport au point cible.	157
4.17	Trajectoire réalisée par la cible (noir) et trajectoire réalisée par le robot suiveur (rouge).	160
4.18	Agrandissement de la première partie de la Fig. 4.17.	161
4.19	Agrandissement de la seconde partie de la Fig. 4.17.	161
4.20	Trajectoire du point cible dans l'espace caméra du robot suiveur.	162
4.21	Évolution de la vitesse linéaire et de la vitesse angulaire du robot suiveur.	163
4.22	Détermination des positions consignes d'une entité du convoi par rapport au leader (cible).	166

4.23	Trajectoire réalisée par le convoi : en noir le leader, en magenta, rouge et bleu les suiveurs.	168
4.24	Agrandissement de la première partie de la Fig. 4.23.	168
4.25	Agrandissement de la seconde partie de la Fig. 4.23.	169
4.26	Trajectoires du point cible dans les espaces caméra de chaque robot suiveur.	170
4.27	Évolution de la vitesse linéaire et de la vitesse angulaire des robots suiveurs.	170
4.28	Extension du suivi de cible à l'évitement d'obstacle.	173
4.29	Extension du suivi en convoi à la réalisation de manœuvres en bout de rangée.	173
5.1	Les ordres de défauts d'un profil de sol : écarts de forme (1er ordre), ondulation (2ème ordre) et rugosité (3ème)	179
5.2	Concept cinématique de porteur autonome agricole.	180
5.3	Architecture de commande du robot mécaniquement adaptable.	181
5.4	Modèle complet du véhicule.	182
5.5	Modèle longitudinal du quart de véhicule.	183
5.6	Modèle transversal du quart de véhicule.	183
5.7	Modèle de la masse suspendue pour le transfert de charge.	184
5.8	Comportement du quart de véhicule sur sol plat et lors d'un franchissement d'obstacle pour une même garde au sol.	185
5.9	Trajectoire sur terrain plat et en pente pour qualifier la commande des suspensions actives en réponse aux variations de dynamique de la masse suspendue.	186
5.10	Évolution de la raideur des suspensions avant droite (bleu), avant gauche (magenta), arrière droite (vert) et arrière gauche (rouge) lors du suivi de trajectoire.	186
5.11	Évolution de l'amortissement des suspensions avant droite (bleu), avant gauche (magenta), arrière droite (vert) et arrière gauche (rouge) lors du suivi de trajectoire.	186
5.12	Comportement du châssis lors du scénario de franchissement d'obstacle.	187
5.13	Évolution de la raideur des suspensions avant (magenta) et arrière (rouge) lors du franchissement d'obstacle.	188
5.14	Évolution de l'amortissement des suspensions avant (magenta) et arrière (rouge) lors du franchissement d'obstacle.	188
5.15	Évolution de l'angle de tangage du châssis lors du franchissement d'obstacle.	188
5.16	Orientation de l'assiette du véhicule par rapport au sol : a) assiette horizontale (angles de roulis et tangage nuls), b) avec un angle de roulis non nul, c) avec un angle de tangage non nul, d) avec des angles de roulis et tangage non nuls.	192
5.17	Scénario de changement de voie à l'arrêt : a) géométrie initiale, b) rotation des roues à 90 degrés, c) extension des longerons latéraux, d) repositionnement des roues à 0 degré et géométrie finale.	192
5.18	Illustration de la problématique de commande d'un angle de braquage selon la modélisation conventionnelle vue de dessus.	193

5.19	Perspective de modélisation dynamique variable d'un robot adaptable mécaniquement.	194
5.20	Robot mobile développé dans le cadre du projet Adap2E.	195
5.21	Architecture de la machine à états développée sous ROS pour la transition du mode suivi de trajectoire par GPS au mode suivi de végétation par laser.	196
5.22	Résultat de suivi avec la machine à état.	196
5.23	Prises de vue du robot pendant le suivi de trajectoire multimodal.	197
A.1	Robot mobile RobuFAST.	201
A.2	Position des capteurs sur le robot mobile RobuFAST.	202
A.3	Robot mobile Jaguar.	203
A.4	Simulateur ADAMS.	204
B.1	Robot mobile Jaguar.	207
C.1	Simulateur ADAMS.	209

Liste des tableaux

3.1	Comparaison des moyennes des valeurs absolues des écarts à la trajectoire.	132
A.1	Caractéristiques du robot mobile RobuFAST.	202
A.2	Caractéristiques du robot mobile Jaguar.	204
A.3	Caractéristiques du simulateur ADAMS.	205
B.1	Caractéristiques du robot mobile Jaguar.	207
C.1	Caractéristiques du simulateur ADAMS.	209

Chapitre 1

Introduction générale

1.1 Le robot, de la fiction à la réalité

Le mot « robot », bien qu'aujourd'hui associé à de nombreuses avancées scientifiques, est initialement un terme littéraire de science-fiction. Il est introduit pour la première fois en 1920 dans la pièce de théâtre R.U.R. (Rossum's Universal Robots) du romancier tchécoslovaque Karel Čapek (1890 - 1938), Fig. 1.1. Issu de la racine slave *rob* signifiant « esclave » et du mot tchèque *robota* signifiant « travail pénible, corvée », le « robot » est alors défini comme une machine dénuée de sensibilité, à l'aspect humain ou androïde, capable de parler, de se mouvoir et surtout d'exécuter des tâches à la place de l'homme. Dans R.U.R. le « robot » est un outil utile voué à se propager à grande échelle. Cependant, il est aussi perçu comme une menace pour l'humanité car il deviendrait l'origine de l'inactivité humaine, de sa décadence puis de sa disparition totale. A partir de ce premier portrait, le « robot », vu comme un concept utopique et potentiellement dangereux, devient alors l'acteur principal de nombreux récits de science-fiction, notamment ceux du romancier et biochimiste américano-russe Isaac Asimov (1920 - 1992), Fig. 1.2. Son oeuvre sur les robots, *Le cycle des Robots*, regroupée dans *Le Grand Livre des robots*, est connue pour l'invention et l'introduction en 1941 du mot « robotique » aujourd'hui utilisé dans le langage courant comme la « Science et technique de la robotisation, de la conception et de la construction des robots. » (Larousse).



FIGURE 1.1 – Karel Čapek.



« Un robot n'est pas tout à fait une machine. Un robot est une machine fabriquée pour imiter de son mieux l'être humain. »

Isaac Asimov, préface à *Prodige, La cité des robots*, 1990

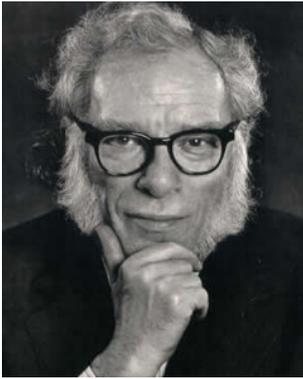


FIGURE 1.2 – Isaac Asimov.



FIGURE 1.3 – William Grey Walter.

Bénéficiant des progrès de la mécanique, de l'informatique, de la commande et de l'électronique, le robot voit son évolution croître de façon exponentielle depuis le milieu du XXe siècle. Dans un premier temps inspirés des travaux en automatisme (initiés par le canard de Jacques Vaucanson en 1737) et en télécommande (initiés par le teleautomaton de Nikola Tesla en 1898), les premiers robots sont télécommandés afin d'imiter des opérations humaines dans des contextes difficiles ou dangereux. Ensuite, des dispositifs autonomes sont mis en place pour réaliser des tâches simples dans des environnements connus. Ainsi, les premiers robots électroniques autonomes [WALTER, 1950] furent inventés en 1947 par le neurophysiologiste britannique William Grey Walter (1910 - 1977), Fig. 1.3. Ces dispositifs appelés « tortues » de Bristol étaient plus ou moins attirés par l'intensité de sources de lumière et réagissaient différemment à cette lumière en fonction de leur niveau de batterie interne. D'autres robots, plus emblématiques, tel que le premier bras télémanipulateur Unimate (développé initialement pour le domaine nucléaire) furent implantés en 1961 sur les lignes d'assemblage du constructeur General Motors. Aussi, Lunokhod 1, le premier rover téléguidé à se poser sur le sol lunaire, fut envoyé en 1970.

« L'être humain croira toujours que plus le robot paraît humain, plus il est avancé, complexe et intelligent. »

Isaac Asimov, *Les robots de l'aube*, 1988

Jusqu'au début du XXIe siècle, la grande majorité des travaux et les plus grandes avancées en robotique concernent la création de robots au sens littéraire du terme, c'est-à-dire des systèmes en partie ou globalement semblables à l'homme. Cette catégorie de robot recense les robots humanoïdes (qui est un pléonasme par définition) et les robots anthropomorphes (ou bras robotisés). Les domaines d'application de ces robots sont généralement l'industrie et le social. D'un point de vue industriel, de nombreuses entreprises, telles que KUKA, STAUBLI, ABB, FANUC, etc, proposent aujourd'hui une gamme complète de bras robotisés adaptés aux besoins. En ce qui concerne les applications sociétales, l'application humanoïde actuelle la plus aboutie en terme de mouvements est certainement le robot Asimo [HIROSE et OGAWA, 2007], Fig. 1.4.a, du constructeur japonais Honda, qui est capable de marcher, courir, éviter les personnes, reconnaître les émotions, attraper des objets, etc. En terme de ressemblance à l'homme et d'expression physique et orale, la première démonstration de discours à l'ONU en octobre 2017, par le robot Sophia de Hanson Robotics

1.1. Le robot, de la fiction à la réalité

[GOERTZEL et al., 2017], Fig. 1.4.b, montre les avancées de l'intelligence artificielle et laisse à penser que l'utopique système de Čapek pourrait devenir une réalité dans un futur relativement proche.

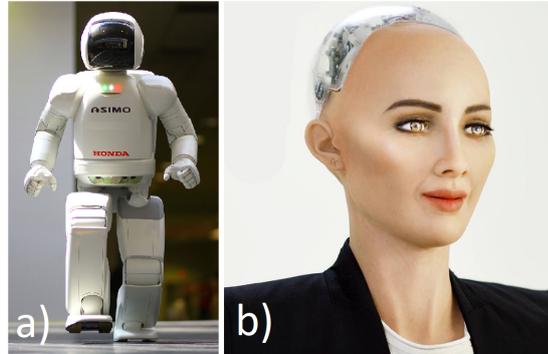


FIGURE 1.4 – a) Le robot humanoïde ASIMO b) Le robot Sophia.

Par ailleurs, pour réaliser d'autres tâches, la recherche et les industries se sont aussi intéressées à la création de robots, non plus à l'aspect humain, mais semblables à des machines ou véhicules déjà existants. La différence entre ces robots et ces machines réside dans leur capacité de travailler de façon autonome ou semi-autonome et non plus grâce à l'intervention humaine. Les champs d'application sont vastes : le militaire, le spatial, l'automobile, la logistique, l'agriculture, etc. Un ensemble de domaines où le pilotage manuel d'un humain peut être substitué par une machine autonome afin de réduire les risques, la pénibilité, les coûts, etc. C'est dans ce contexte que la robotique mobile est apparue, depuis une quinzaine d'années notamment, pour devenir aujourd'hui une thématique de recherche incontournable dans laquelle cette thèse s'inscrit.

1.2 Contexte scientifique : Le robot mobile en milieu agricole

1.2.1 La robotique mobile

1.2.1.1 Définition

Les robots mobiles sont généralement définis comme l'ensemble des machines automatiques capables de se mouvoir. Ces robots peuvent être autonomes, en anglais AMR (Autonomous Mobile Robots), ce qui signifie que le robot est capable de naviguer dans un environnement non connu et sans l'aide de système de guidage. A contrario, les robots mobiles peuvent aussi être guidés par l'intermédiaire de système de navigation afin de suivre une trajectoire définie à l'avance. On parle alors d'AGV (Autonomous Guided Vehicles).

1.2.1.2 Classification

Les robots mobiles peuvent être classifiés en fonction du milieu dans lequel ils évoluent. On qualifie d'UGV (Unmanned Ground Vehicles) l'ensemble des robots mobiles terrestres. Ces robots sont généralement munis de roues ou de chenilles mais peuvent aussi avoir des pattes à l'image des animaux ou des insectes. Les robots mobiles aériens, munis d'hélices, de propulseurs ou encore de poches d'hélium à l'image des dirigeables, sont référencés dans les UAV (Unmanned Aerial Vehicles). La dernière catégorie concerne les robots mobiles sous-marins communément appelés AUV (Autonomous Underwater Vehicles) ou UUV (Unmanned Undersea Vehicles). Quelques exemples de ces différents types de robots sont illustrés en Fig. 1.5.

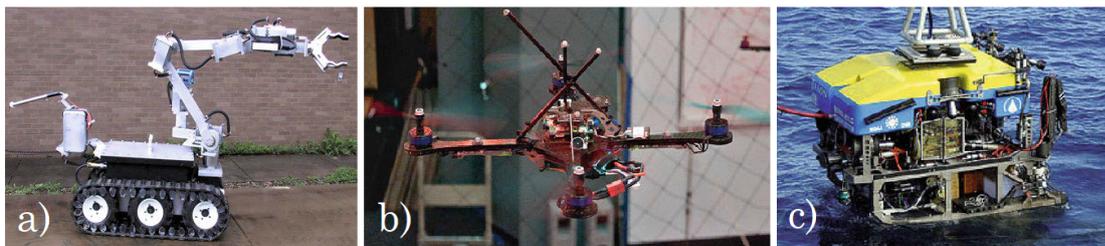


FIGURE 1.5 – Exemples de robots mobiles de types : a) UGV b) UAV c) AUV [SICILIANO et KHATIB, 2016].

1.2.1.3 Fonctionnement

Pour se déplacer de façon autonome dans un environnement parfois complexe, le robot mobile doit, comme le fait inconsciemment l'humain, être capable de répondre à trois questions fondamentales [AMIDI et THORPE, 1991] :

- Où est-il ?
- Quelle est sa destination ?
- Comment peut-il y parvenir ?

Pour répondre à chacune de ces interrogations, l'architecture logicielle des robots mobiles, illustrée Fig. 1.6, peut être divisée en trois blocs élémentaires :

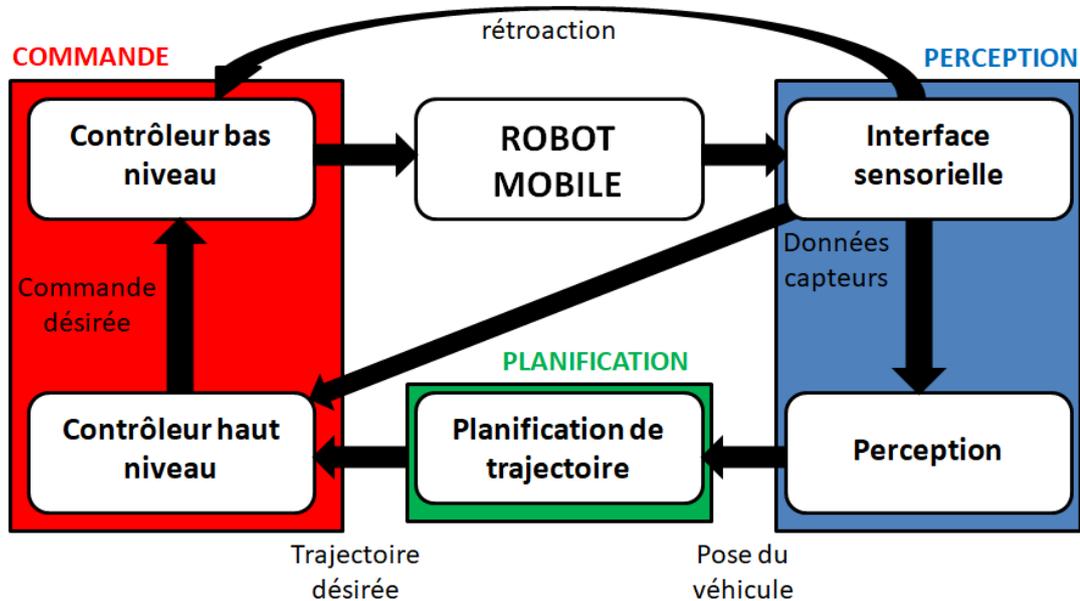


FIGURE 1.6 – Architecture logicielle d'un robot mobile autonome.

On parle aussi de boucle Perception - Décision - Action [LAUMOND, 2001].

- La perception. Cette première étape est basée sur les données issues des capteurs du robot. Ces capteurs sont l'équivalent des sens et de la connaissance du corps pour un robot. En effet, ils vont permettre aux robots de recevoir des informations intrinsèques à leur fonctionnement, plus communément appelées données proprioceptives, et de son environnement, appelées données extéroceptives.

Dans le domaine de la robotique mobile, les capteurs proprioceptifs les plus courants sont :

- ◇ les capteurs odométriques qui informent des vitesses de rotation des éléments mécaniques.
- ◇ les capteurs inertiels qui transmettent les accélérations linéaires et angulaires du robot.

Les capteurs extéroceptifs concernent principalement :

- ◇ les GPS RTK qui fournissent la position en trois dimensions.
- ◇ les caméras vidéos pour l'observation.
- ◇ les radars, télémètres laser (2D et 3D) et capteurs à ultrasons pour obtenir la position des objets environnants.

- La planification de trajectoire ou de la mission. Cette seconde étape permet, à partir des résultats de localisation issus de la perception, de définir la trajectoire à suivre pour atteindre une pose souhaitée in fine. Cette trajectoire est généralement choisie en fonction de la pose du robot (position & orientation) et de critères à satisfaire, définis en fonction de la tâche à réaliser.
- La commande. Cette dernière étape permet de définir les déplacements du robot. Elle est généralement composée :
 - ◊ d'un ordinateur ou « haut niveau » qui supervise le comportement du robot (vitesses linéaires et angulaires par exemple) en traitant les données des capteurs et du planificateur pour déterminer les commandes à envoyer aux actionneurs. C'est le cerveau du robot.
 - ◊ d'un automate ou « bas niveau » qui supervise l'asservissement des actionneurs en fonction des ordres issus du contrôleur. C'est le système nerveux du robot.

1.2.1.4 Utilisations

Les robots mobiles sont aujourd'hui présents dans de nombreux contextes. Des contextes dans lesquels ils trouvent naturellement leurs places en réponse à des besoins de pénibilité, de délai, de communications, de personnel, de sécurité ou encore d'accessibilité.

Par exemple :

- à la maison : le robot aspirateur Roomba de iRobot [JONES, 2006] ou le robot compagnon Pepper de SoftBank Robotics [TANAKA et al., 2015].
- en ville : les taxis autonomes de nuTonomy à Singapour [ACKERMAN, 2016].
- au travail : les robots de transport de charge Lynx Adept [Adept Lynx 2017].
- dans les instituts de santé : le robot de télé-médecine RP-VITA de iRobot [KRISTOFFERSSON, CORADESCHI et LOUTFI, 2013].
- en mer : le robot sous-marin PowerRay de Powervision [PowerRay 2017] pour moderniser les techniques de pêche.
- en milieu à risque : le robot RIANA d'Areva [KANAN, DOGNY et VARET, 2015] pour évoluer en milieu radioactif et les drones aériens de General Atomics [SPRINGER, 2013] pour la reconnaissance dans les zones de combat.
- dans l'espace : le rover Curiosity [Curiosity 2017] pour l'exploration de Mars.

La présence des robots mobiles n'est encore que sporadique ou en phase d'acceptabilité mais l'utilité et l'acceptation de ces nouvelles technologies suscitent un réel intérêt dans l'ensemble des domaines. L'intégration du robot comme un objet du quotidien dans nos sociétés est estimée d'ici à 2030.

1.2.2 Du machinisme agricole à la robotique mobile

L'Agriculture, ensemble des savoir-faire liés à la culture du milieu naturel, est un processus de production des besoins alimentaires qui date de plus de 10 000 ans. D'abord manuelles, les pratiques agricoles se sont adaptées pour correspondre aux contraintes économiques, sociales et sociétales (Fig. 1.7).



FIGURE 1.7 – Evolution de l'outillage agricole en exemple : a) Agriculture manuelle (Egypte antique) b) Charrue (Moyen-Age) c) La batteuse (1881) d) Le tracteur (1960) e) Le tracteur moderne (2016) f) Le tracteur autonome

On considère que l'agriculture actuelle a connu deux révolutions majeures. La première au XVIII^{me} siècle concerne la réorganisation des modes de production (sélection des espèces, suppression de la jachère) car l'aristocratie de l'époque s'intéressait aux profits que l'agriculture était susceptible de procurer dans un contexte de hausse de la population. La seconde révolution au XIX^{me} siècle est une conséquence de la révolution industrielle conduisant à une première phase de mécanisation de l'agriculture. Cependant ce n'est qu'après guerre (1945), par l'intermédiaire de la reconversion des industries militaires, que l'agriculture s'intensifie de façon massive par l'utilisation simultanée de la motorisation, des engrais chimiques, des pesticides et des espèces hybrides. A partir de cette époque, dans un contexte de reconstruction et de forte natalité, l'objectif agricole consistait alors à augmenter à tout prix les rendements

agricoles (récolte) tout en limitant les coûts (rendement) selon le modèle schématique suivant :

$$\text{Machines} + \text{Outils} + \text{Produits chimiques} + \text{Semences} = \text{Rendement} \quad (1.1)$$

Cependant, à partir de la fin du XX^{me} siècle, la déprise agricole, diverses crises économiques de l'agriculture intensive, plusieurs crises environnementales et sanitaires, ainsi que le développement de la prise de conscience environnementale – pollution de l'eau, de l'air, dégradation du sol, extinction des espèces locales, conséquence sur la santé humaine, contribution à l'effet de serre – conduisent à une critique des conséquences sociales et environnementales de l'intensification agricole.

L'équation (1.1) s'est alors transformée pour faire apparaître deux nouveaux termes : l'homme et l'environnement, tel que :

$$\begin{aligned} \text{Machines} + \text{Outils} + \text{Produits chimiques} + \text{Semences} \\ = \\ \text{Rendement} + \text{Homme} + \text{Environnement} \end{aligned} \quad (1.2)$$

On constate alors que le modèle (1.2), plus complexe et subtil, est difficile à résoudre avec les technologies agricoles intensives mises en place jusqu'à présent. Le modèle de production agricole doit par conséquent être repensé. Aujourd'hui, plusieurs modèles ont été proposés comme l'agriculture biologique, l'agriculture paysanne ou l'agroécologie. Cependant, dans le cadre de cette thèse, nous nous intéresserons en particulier à la notion d'agriculture intelligente ou numérique [GODFRAY et al., 2010] qui met à profit un ensemble d'outils technologiques, actuellement en plein essor, pour à la fois satisfaire la préservation de la santé et de l'environnement ainsi que les besoins en nourriture des générations futures.

L'une des notions fondamentales de l'agriculture intelligente est l'agriculture de précision. Ce concept concerne l'ensemble des techniques de gestion de la variabilité spatiale et temporelle des cultures pour améliorer les performances économiques tout en préservant l'environnement. Un des exemples de techniques aujourd'hui très controversé est le traitement chimique aussi appelé épandage ou pulvérisation (Fig. 1.8), qu'il soit aérien ou terrestre.

Des études [ROBERT, 2002], montrent que les techniques actuelles de traitement chimique atteignent leurs limites lorsque le besoin en nutriment d'une culture est fortement variable spatialement. De plus, ces techniques souffrent de distributions hétérogènes des quantités épandues à cause de la propagation spatiale du produit et des allers-retours dans la parcelle. Pour pallier à cela, un exemple consiste à développer des nouvelles techniques autonomes et semi-autonomes de pulvérisation sélective et/ou confinée, illustrées Figs. 1.9 et 1.10.

Or, pour être plus précises et plus efficaces, ces techniques de gestion spatiale doivent être montées sur des porteurs dont les mouvements doivent garantir un positionnement précis et désiré de l'outil intelligent [MILLER, STEWARD

1.2. Contexte scientifique : Le robot mobile en milieu agricole



FIGURE 1.8 – Exemple d’opération de traitement chimique en milieu agricole



FIGURE 1.9 – Détecteur du besoin en engrais des cultures (Yara). Relié à un ordinateur, il permet de réguler la dose d’engrais pulvérisée [LINK et REUSCH, 2006].

et WESTPHALEN, 2004]. Cette contrainte n’est aujourd’hui pas réalisable avec les véhicules manuels et semi-autonomes. De plus, la présence de l’homme sur le véhicule peut l’exposer aux produits chimiques et donc à un risque sanitaire. Une autre contrainte concerne l’impact néfaste des engins agricoles, qui, à cause de leurs poids tassent le sol [RAPER, 2005] et empêchent le bon développement des cultures. De plus, leurs moteurs à combustion représentent une source supplémentaire de pollution de l’air.

Pour satisfaire les exigences de cette nouvelle révolution verte, il semble alors nécessaire de redéfinir le concept d’engin agricole ainsi que son utilisation. C’est dans ce contexte que sont apparues l’automatisation et la robotisation de l’agriculture dès le début des années 2000. Cette nouvelle tendance présentait et présente toujours des arguments convaincants :

- ◇ la capacité de déplacement seul ou en flotte de façon précise dans un environnement connu ou inconnu de jour comme de nuit.
- ◇ la capacité de réaliser des opérations difficiles et répétitives dans des contextes hostiles sans altérer le fonctionnement du robot.

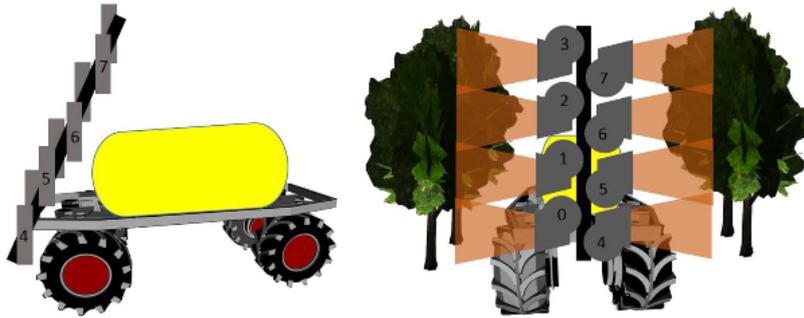


FIGURE 1.10 – Concept de robot porteur muni d’un système de pulvérisation intelligent [LINZ et al., 2017]

- ◇ la capacité d’évolution de façon autonome.
- ◇ la capacité d’analyse de l’environnement pour adapter la tâche à réaliser en temps-réel.

Ces arguments sont d’autant plus valables aujourd’hui grâce aux progrès récents des techniques de localisation des véhicules mobiles en extérieur [HEEGE, 2013] et [ROVIRA-MÁS, CHATTERJEE et SÁIZ-RUBIO, 2015], des techniques de détection par caméras [SLAUGHTER, 2014] et [VÁZQUEZ-ARELLA-NO et al., 2016], et des systèmes d’information pour le management et l’optimisation des cultures [NIKKILÄ, SEILONEN et KOSKINEN, 2010], [SØRENSEN et al., 2010] et [KALOXYLOS et al., 2012].

Une première approche d’automatisation [NOGUCHI et al., 1998], [SUBRAMANIAN, BURKS et ARROYO, 2006] consiste à rendre autonome les tracteurs existants en substituant le pilotage humain par l’intégration à bord d’un réseau composé d’organes de perception, d’ordinateurs et d’actionneurs, voir Fig. 1.11. Cette approche est aujourd’hui implémentée sur les tracteurs manuels via différents systèmes de guidage (aide à la conduite par GPS RTK) proposés par de nombreux constructeurs de machines agricoles.

Une seconde approche consiste à concevoir des véhicules autonomes dédiés à une tâche ou à un milieu agricole en particulier. C’est à partir des années 2010 que les plateformes robotisées, ressemblant plus à des robots qu’à des tracteurs, sont apparues. Ces robots ont la particularité d’avoir des mobilités supplémentaires comparé aux tracteurs classiques, grâce aux braquages de roues supplémentaires ou à l’entraînement par différentiel de vitesses (roues ou chenilles) par exemple. Ils sont également moins lourds et ont un impact moins important que les machines actuelles sur la compaction du sol. Ils sont généralement électriques et par conséquent plus respectueux de l’environnement mais souffrent d’un manque d’autonomie comparé aux technologies munies de moteurs thermiques plus polluants. De tels concepts sont commercialisés aujourd’hui par exemple par l’entreprise Naïo Technologies [Naïo Technologies 2017], voir Fig. 1.12.

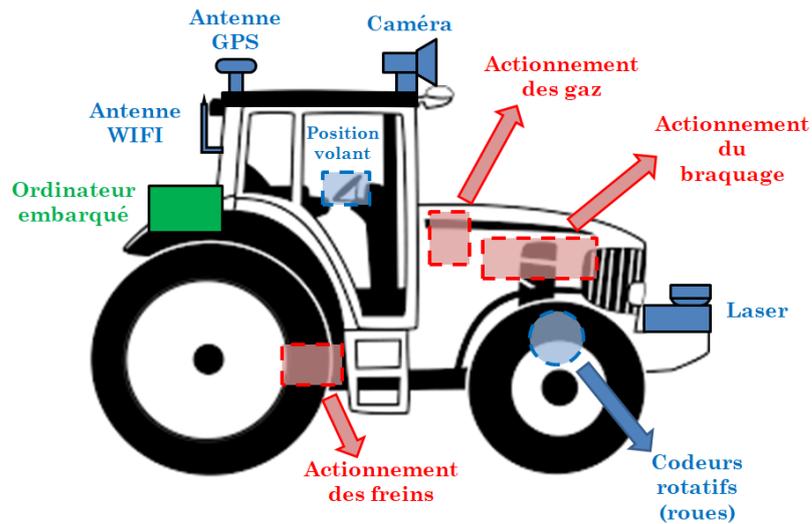


FIGURE 1.11 – Architecture schématique d'un exemple d'automatisation de tracteur. En bleu, les organes de perception, en vert, de décision, en rouge, d'actionnement.



FIGURE 1.12 – Exemple de plateformes robotiques dédiées de l'entreprise Naïo Technologies : a) le robot à chenilles BOB b) le robot enjambeur à deux trains directeurs TED.

Une dernière approche récente, encore à l'étape de recherche, consiste à concevoir non plus un, mais des plateformes robotisées adaptables et reconfigurables [DENIS, 2015], [GUILLET, 2015]. On entend ici par reconfigurables, des robots munis de dispositifs actifs (actionneurs ou suspensions actives, garde au sol et orientation variable du châssis) leur permettant de s'adapter à n'importe quel contexte agricole (terrains glissants, en pente, etc.) tout en garantissant un niveau de sécurité élevé. Aussi, l'utilisation de plusieurs plateformes permet de partager l'autonomie, ce qui permet de réduire la taille des robots (réduction du tassement du sol) et rend possible l'utilisation des plateformes électriques. Cependant, cette approche requiert plusieurs robots, ce qui peut représenter un coût plus élevé comparé aux approches uni-plateformes, en fonction du prix unitaire des plateformes.

Il est encore trop tôt aujourd'hui pour déterminer quelle sera ou seront la ou les approches les plus pertinentes pour répondre à la problématique initiale

posée par l'équation (1.2). En effet, l'agriculture est un secteur très vaste avec diverses contraintes, de plus, les nouvelles technologies robotisées, bien qu'innovantes, ne sont pas suffisamment matures pour remplacer complètement les moyens actuels. Cependant, le potentiel de ces approches semble indéniable [BLACKMORE et al., 2005] [BERGERMAN et al., 2016], ce qui demande de définir les différents critères à prendre en compte pour cultiver et faire mûrir la réflexion de cette prochaine révolution :

- ◇ Faut-il un ou plusieurs robots ?
- ◇ De quelle taille et quelle morphologie ?
- ◇ Avec quelles mobilités et quel niveau de précision ?
- ◇ Avec quel niveau d'autonomie par rapport à l'agriculteur ?
- ◇ Avec quel niveau d'autonomie énergétique ?

Dans cette thèse, on s'intéressera au troisième critère concernant les mobilités du robot et leurs commandes associées ainsi que la précision nécessaire. Plus particulièrement, des méthodes de commande permettant d'obtenir des comportements précis (motricité, direction et reconfiguration) en milieu agricole seront investiguées pour les trois approches présentées en amont : engins autonomes, robot à haut degré de motricité et robots adaptables et reconfigurables. Cette thématique, liée à la précision des engins en milieu naturel, montre un intérêt majeur lorsque les propriétés du terrain agricole sont très difficiles même pour l'homme (le glissement et le dévalement en pente par exemple) et représentent un danger. C'est dans ce contexte que cette thèse s'intéressera particulièrement au milieu viticole car outre la difficulté liée aux propriétés du sol (pente propice au renversement), il faut également prendre en compte les contraintes liées à la vigne. Cette culture est à forte valeur ajoutée, par conséquent, il est nécessaire d'être très précis lors des déplacements dans les parcelles pour ne pas abîmer les ceps. De plus, l'automatisation des tâches à faible valeur ajoutée (désherbage mécanique, pulvérisation, taille) représente un intérêt financier majeur qui doit être envisagé pour permettre, in fine, à l'agriculteur de concentrer son temps et ses efforts sur les tâches à fort rendement (vendange, création du profil final, etc ...).

1.2.3 Viticulture et nouvelles technologies

1.2.3.1 La viticulture

La viticulture est l'activité agricole qui consiste à cultiver la vigne pour produire du raisin destiné à la consommation humaine sous diverses formes (fruit, jus, vin, etc ...). En général, les vignes sont cultivées en rangées mais l'agencement intrinsèque des parcelles viticoles est très hétérogène et dépend de la région dans laquelle elle se situe. Cependant, pour profiter de conditions climatiques optimales (ensoleillement notamment), elles sont souvent localisées sur des sols en pente. Par conséquent, en plus des conditions de sol difficiles dues à l'agriculture en général, des contraintes de pénibilité et de difficultés d'accès

1.2. Contexte scientifique : Le robot mobile en milieu agricole

viennent s'ajouter à cette activité. D'abord réalisés manuellement ou à l'aide de chevaux, le travail de la vigne (tonte et taille par exemple) et les vendanges (récolte du raisin) se sont progressivement automatisés à l'aide des tracteurs et des enjambeurs, Fig. 1.13. Cette automatisation a permis de diminuer la pénibilité et d'augmenter le rendement mais certaines zones restent difficiles d'accès voire même très périlleuses avec les machines. D'autres aspects comme l'exposition des viticulteurs aux produits phytosanitaires ainsi que ses impacts sur l'environnement (sol et insectes par exemple) posent de nombreuses questions sur la viticulture actuelle et son avenir.



FIGURE 1.13 – Evolution du travail de la vigne : a) Travail manuel
b) Outil tracté par un cheval c) Enjambeur Bobard d) Enjambeur moderne Gregoire.

Une solution alternative aux problématiques précédentes consiste à concevoir des porteurs ou engins agricoles toujours plus sophistiqués avec des systèmes permettant de gérer la stabilité ou encore intégrant des cabines protégeant le viticulteur. Cependant ces nouvelles machines deviennent de plus en plus lourdes et coûtent de plus en plus chères. Une solution consiste à développer des engins autonomes robotisés plus légers et moins coûteux, capables de réaliser ces tâches difficiles sans exposer le viticulteur et en limitant l'impact sur l'environnement. Dans cette thèse, on s'intéressera particulièrement à cette dernière option.

1.2.3.2 Les solutions robotiques proposées

Aujourd'hui, les solutions proposées et commercialisées pour le milieu viticole sont essentiellement focalisées sur les techniques de traitement mécanique (voir Figs. 1.12 & 1.14). Grâce à de telles solutions, l'utilisation de certains produits chimiques peut être évitée. D'autres solutions (voir Fig. 1.14) s'intéressent au confinement du traitement chimique pour limiter les propagations néfastes et non souhaitées.

Les solutions actuelles présentent un intérêt majeur concernant la protection de l'environnement face aux menaces des produits phytosanitaires. Cependant elles présentent des contraintes fonctionnelles comme les mobilités possibles des porteurs robotiques et l'invariance de l'opération réalisée. Ces contraintes influent directement sur la précision de l'opération à réaliser, car un porteur à mobilité réduite ne permet pas de placer un outil de façon suffisamment précise ou d'atteindre certaines zones. De plus, on s'intéresse aujourd'hui au traitement sélectif des cultures [SADDEM et al., 2017], ce qui remet en cause le traitement



FIGURE 1.14 – Exemple de plateformes robotiques dédiées au milieu viticole : a) Le robot désherbeur VitiRover b) Le prototype d'enjambeur Bakus c) Le prototype de chenillard Hector d) Le robot de taille Wall Ye.

homogène de celles-ci.

A partir de ce bilan et des contraintes actuelles, il semble nécessaire de développer des outils plus intelligents et polyvalents pour la réalisation des tâches viticoles de manière autonome et sélective. Pour répondre à cette problématique, le développement et le pilotage de telles plateformes robotisées ont été proposés dans le projet Adap2E. Ces plateformes ne sont pas exclusivement dédiées à la thématique viticole, mais comme détaillé ci-après, en fait son premier champ applicatif.

1.3 Contexte de travail

Les travaux scientifiques développés dans cette thèse s’inscrivent dans le cadre du projet intitulé « Plate-Forme de production adaptative et autonome pour l’environnement » ou AdAP2E¹ (acronyme de la traduction anglaise « Adaptive Autonomous Production Platform for Environment »). Ce projet est financé par l’ANR² (Agence Nationale de la Recherche) sur le programme « Jeune Chercheuse, Jeune Chercheur » et rassemble au sein d’une même équipe une quinzaine de chercheurs pluridisciplinaires de l’établissement de recherche IRSTEA³ (Institut de recherche en sciences et technologies pour l’environnement et l’agriculture). Ces chercheurs sont issus de deux unités de recherche :

- ◇ TSCF (Technologies et systèmes d’information pour les agrosystèmes) et plus particulièrement l’équipe ROMEA⁴ (Robotique et mobilité pour l’environnement et l’agriculture) de Clermont-Ferrand.
- ◇ ITAP⁵ (Technologies pour la sécurité et les performances des agroéquipements) de Montpellier.

Par ailleurs, ce projet a reçu le soutien du laboratoire d’excellence IMobS³ (Innovative Mobility : Smart and Sustainable Solutions)⁶ autour de la thématique technologique intitulée « Véhicules et machines intelligents ».

1.3.1 Projet Adap2E

L’objectif global de ce projet est le développement de nouveaux outils de travail robotisés au service de l’environnement et de l’agriculture. Il a pour finalité d’accroître l’efficacité des opérations à réaliser en milieux naturels, notamment dans les vignes, tout en contribuant à la préservation des biens environnementaux.

Pour répondre à cet objectif, le groupe a choisi de concevoir un système adaptable multi-robots, dont l’un des modules est illustré Fig. 1.15, pour réaliser différents types d’opérations agricoles et surmonter des conditions de terrain et climatiques changeantes et imprévues. Pour cela, plusieurs types d’adaptation ont été envisagées :

- Une adaptation mécanique à travers la conception d’un système robotique pouvant modifier ses propriétés géométriques et mécaniques pour intervenir dans différents types de cultures (vignes, champs, vergers, ...) à différentes vitesses.

1. <https://adap2e.irstea.fr>
2. www.agence-nationale-recherche.fr
3. www.irstea.fr
4. www.irstea.fr/la-recherche/unites-de-recherche/tscf/robotique-mobilite-environnement-agriculture
5. www.irstea.fr/la-recherche/unites-de-recherche/itap
6. www.imobs3.uca.fr

- Une adaptation algorithmique au travers du développement de plusieurs comportements (lois de commande) pour réaliser différentes tâches.
- Une adaptation sensorielle à travers la conception et la fusion d’algorithmes de perception pour garantir une connaissance pertinente de l’environnement à chaque instant.



FIGURE 1.15 – Porteur robotique autonome Adap2E.

Un superviseur a ensuite été développé pour sélectionner à chaque instant, parmi l’ensemble des adaptations possibles du système robotique, le comportement le plus approprié en fonction de la tâche à réaliser et de la situation rencontrée.

Le scénario type, envisagé dans le cadre du projet, est présenté au chapitre trois de cette thèse pour introduire la partie concernant la synthèse de modes de commande originaux ainsi que celle concernant la synthèse de modes de commande adaptés au système de perception.

1.3.2 Objectif de la thèse

Jusqu’ici, il a été démontré les différents enjeux liés à la robotisation future des machines agricoles pour garantir à la fois les besoins en nourriture d’une population croissante et la protection globale de l’environnement. Face à ce besoin sociétal de plus en plus urgent, à en juger par les prédictions aux horizons 2050 et 2100, l’objectif global de cette thèse est d’étudier **la gestion des mobilités des plateformes mobiles autonomes en milieu naturel lors d’un suivi de trajectoire. Ces mobilités concernent à la fois les déplacements des robots dans leurs environnements mais aussi leurs mouvements intrinsèques liés aux déplacements et orientations de leurs masses suspendues.** Cela dans le but de développer des algorithmes précis pour la mobilité des robots, qui auront un impact positif direct sur la précision des outils robotiques embarqués et qui, in fine, permettront d’améliorer les résultats du triptyque rendement/environnement/pénibilité souligné en amont.

1.3. Contexte de travail

Cette thématique de recherche est un des points clef du développement de la robotisation de manière générale car, aussi précis que soient les systèmes d'acquisition des données et aussi précis que soient les outils embarqués, si le porteur robotique, vecteur entre l'ordre et l'action, est peu précis dans ses déplacements, alors le résultat de la tâche sera peu précis.

1.4 Organisation du mémoire

Afin de répondre à la problématique posée, les travaux sont divisés en trois chapitres. Les chapitres ont été rédigés de manière à pouvoir être lu indépendamment.

Le chapitre 2 s'intéresse à la commande des véhicules automatisés. On entend ici par véhicules automatisés, des véhicules dont les mobilités possibles sont semblables à celles des véhicules avec chauffeur. On s'intéresse donc dans cette partie aux véhicules munis d'un train avant mobile et d'un train arrière fixe. Ces véhicules peuvent être modélisés par un modèle Ackermann, communément appelé bicyclette. Dans le contexte agricole, un phénomène de glissement peut apparaître au contact pneu/sol de chaque roue, entraînant une dérive du véhicule. Dans ce chapitre, ce phénomène de glissement est pris en compte pour obtenir une modélisation appelée étendue. La dérive étant difficilement mesurable physiquement, deux observateurs d'état des glissements sont présentés : un premier basé sur la modélisation cinématique, un second prenant en compte à la fois la modélisation cinématique et la modélisation dynamique du véhicule. Ensuite, ce chapitre présente une loi de commande pour le suivi de trajectoire prenant en compte l'estimation des glissements basée sur la deuxième approche d'estimation.

Le chapitre 3 est consacré à la commande des robots autonomes munis de plus de degrés de mobilité. On s'intéressera ici aux robots munis de deux trains directeurs indépendants où chaque roue est motrice et indépendante. Ces véhicules peuvent également être modélisés par la représentation Ackermann en intégrant la dérive comme mentionné dans le paragraphe précédent. Ce chapitre présente alors cette extension de modèle. A partir de cette modélisation et des comportements possibles, grâce aux mobilités supplémentaires de ces robots, trois stratégies de commande élémentaires originales sont présentées. La première est une extension de l'approche présentée au chapitre 2 et étendue aux robots munis de deux trains directeurs. Une seconde loi de commande basée sur la même méthodologie permet au robot de suivre une trajectoire en orientant son châssis de manière absolue. Une troisième permet de garantir le passage du centre des deux trains de direction sur la trajectoire.

Le dernier chapitre s'intéresse à la commande des robots adaptables, et plus particulièrement à la déclinaison de la commande au système sensoriel utilisé. En milieu naturel, l'utilisation du GPS (référencement global) n'est pas toujours adaptée. Par conséquent, d'autres types de suivi, référencés localement (dans le repère robot), doivent être envisagées. Ainsi, trois modes de commande, permettant de modifier le comportement d'un ou plusieurs robots en milieu naturel en fonction de la détection de l'environnement, sont synthétisés : suivi de structure, suivi de cible et suivi en convoi.

Enfin, cette thèse présente une réflexion sur la conception et la commande d'un robot adaptable mécaniquement en contexte agricole tout en assurant les

performances des algorithmes de commande pour le suivi de trajectoire présenté dans les chapitres précédents. Aussi, une méthode d'implémentation, utilisant une machine à état, pour le panel de modes de commande synthétisé, est suggéré en perspective des travaux réalisés.

L'ensemble des travaux théoriques présentés dans cette thèse a été testé et validé au travers d'essais en simulation MATLAB, co-simulation MATLAB/A-DAMS ou à partir de campagnes d'expérimentation grandeur nature en contexte naturel.

1.5 Contribution de la thèse

Les travaux de cette thèse adressent principalement la commande des robots adaptables et à haut degré de mobilité pour le suivi de trajectoire en milieu naturel. Pour cela, il a été nécessaire de développer de nouvelles stratégies de commande plus appropriées pour piloter ces robots dans un contexte tout terrain. Cette réflexion a permis d'aboutir sur plusieurs contributions scientifiques listées et brièvement expliquées dans la suite de cette section.

1.5.1 Estimation robuste et non singulière des glissements cinématiques et dynamiques d'un robot mobile

En milieu naturel ou tout terrain, les véhicules sont généralement soumis à des dérives dues au glissement entre le pneumatique et le sol. Lors d'un suivi de trajectoire, cette perturbation entraîne des déviations non souhaitées du véhicule par rapport à la trajectoire de référence. Pour pallier cela, il est alors nécessaire d'intégrer cette perturbation dans la modélisation et dans les algorithmes de commande. Dans cette thèse, cette dérive est estimée à l'aide d'un observateur d'état. Cet observateur agit comme un capteur virtuel et estime les valeurs du glissement à partir de données issues d'autres capteurs extéroceptifs du robot. La contribution portée par cette thèse concerne la conception d'une méthode d'estimation adaptable, capable de prendre en compte en une seule étape la cinématique et/ou la dynamique du robot pour réaliser une estimation robuste des paramètres du glissement [LENAIN et al., 2017], [DEREMETZ et al., 2017a]. De plus, cette estimation est garantie quelle que soit la vitesse du robot, vitesse nulle incluse.

1.5.2 Synthèse de lois de commande pour le suivi de trajectoire précis et robuste en milieux naturels

Grâce à la première contribution, l'ensemble des inconnues introduites par la modélisation du robot est disponible. En utilisant la même philosophie, à savoir l'intégration de l'état cinématique et dynamique du véhicule, cette thèse présente une stratégie de commande pour le suivi de trajectoire valable pour un train directeur [DEREMETZ, LENAIN et THUILOT, 2018] ou deux trains directeurs indépendants. Cette stratégie est basée sur une méthode de commande en

cascade permettant de faire converger progressivement les variables de l'état cinématique et dynamique du robot pour obtenir une commande de ou des angles de braquage. Cette ou ces lois de commande permettent ensuite de piloter les déplacements du robot afin de réaliser des suivis de trajectoire plus précis en présence de glissement, en pente et à basse et moyenne vitesse.

1.5.3 Synthèse de lois de commande à deux trains directeurs pour le suivi de trajectoire en présence de glissement

Dès lors que le véhicule tout terrain est autonome et qu'aucun passager n'est à bord, la structure cinématique classique d'un véhicule (braquage avant uniquement) devient obsolète et doit être repensée pour concevoir des véhicules dont la structure cinématique permet de réaliser des mouvements plus complexes et plus appropriés au contexte (ajout du braquage arrière indépendant et des motricités indépendantes par exemple). En effet, le modèle cinématique de type voiture est adapté à la conduite humaine pour des raisons d'ergonomie et de confort mais perd sa raison d'être lorsqu'on parle de robot autonome sans équipage. A partir de ce raisonnement, les travaux de cette thèse se sont intéressés à la conception de lois de commande adaptées à ces nouvelles structures cinématiques pour réaliser des mouvements plus complexes. Cette réflexion a permis d'aboutir sur deux contributions qui intègrent chacune une estimation appropriée des glissements selon la méthode proposée par la première contribution :

- Une première loi de commande permet de contrôler l'orientation absolue du châssis lors du suivi de trajectoire. Cette approche propose une loi de commande pour chaque train de direction afin de réaliser notamment des manœuvres de type « parallel steering » lors des demi-tours en bout de vigne ou pour se garer [DEREMETZ et al., 2017b].
- Une seconde loi de commande permet de contraindre le passage de chaque centre de chaque essieu par la trajectoire. Cette approche permet de piloter avec précision les déplacements de chaque train de direction dans un environnement étroit comme entre les rangées de vigne.

1.5.4 Synthèse de lois de commande pour le suivi de structure et de cible et le suivi en convoi par vision ou communication radio

L'environnement agricole ne permet pas toujours d'assurer le bon fonctionnement de l'ensemble des capteurs intégrés sur un porteur autonome. La majorité des stratégies de suivi de trajectoire en extérieur est basée sur l'utilisation du GPS. Cependant, si le système de géolocalisation ne fournit pas des données appropriées, alors il est nécessaire de procéder au guidage des robots autonomes à l'aide d'autres technologies. Dans cette thèse, l'intérêt s'est donc porté vers le guidage des robots lors du suivi de structure (végétation par exemple) et de

cible, et lors du suivi en convoi. Pour cela, on utilise ici, soit des capteurs visuels (caméra ou laser) pour détecter la structure à suivre (végétation par exemple) ou la position d'une cible ou d'un leader. Un système de localisation relatif entre les robots par radio (UWB) peut également être utilisé pour déterminer la position de la cible ou d'un leader s'il est équipé d'une balise de transmission. Les données ainsi obtenues par ces capteurs alternatifs sont ensuite exploitées pour permettre :

- Dans le cas du suivi de structure, de piloter indépendamment la vitesse d'avance et de la vitesse angulaire du robot en utilisant une commande en « skid-steering ».
- Dans le cas du suivi de cible, de piloter les vitesses linéaires et angulaires du robot suiveur pour suivre la même trajectoire que la cible de manière mimétique à une distance désirée, en présence de glissement.
- Dans le cas du suivi en convoi, d'étendre l'approche de suivi de cible précédent au suivi d'un leader. L'extension concerne l'ajout d'une composante pour permettre au suiveur de réaliser la même trajectoire que le leader, décalé d'une distance latérale désirée.

1.5.5 Réflexion sur la conception et la commande des robots mobiles agricoles adaptables mécaniquement

Lorsqu'un robot évolue en milieu tout-terrain, il peut être soumis à des problématiques de stabilité dues au terrain (pente, obstacle, irrégularité du sol, etc ...). Cette problématique peut être résolue grâce à des études de stabilité [DENIS, 2015] mais peut également être résolue en équipant le robot d'actionneurs lui permettant d'adapter la configuration de sa masse suspendue et de ses dimensions (voie et empattement) en fonction de son environnement. Dans cette thèse, une architecture cinématique d'un tel robot est proposée. Cette architecture est composée de deux types d'actionnement : un premier, composé de suspensions actives, permet au robot de franchir des irrégularités locales du sol (obstacles ou trous par exemple). Un second, en série du premier, est composé d'actionneurs linéaire et permet d'orienter et de positionner la masse suspendue en fonction des irrégularités globales (profil du sol) ainsi que de modifier les propriétés de voie et d'empattement.

A partir de cette architecture, plusieurs algorithmes de commande sont proposés dans cette thèse pour répondre à la problématique de stabilité. Ces stratégies de commande sont composées de :

- Une stratégie de pilotage des suspensions actives pour minimiser les vibrations de la masse suspendue du robot et permettre le franchissement d'obstacle sans modifier la pose de la masse suspendue [DEREMETZ, LE-NAIN et THUILOT, 2017].
- Un estimateur de l'écrasement des pneumatiques.

- Une stratégie de pilotage des actionneurs linéaires pour positionner et orienter la masse suspendue ainsi que modifier la voie et l'empattement en fonction d'un état désiré.

Enfin, pour garantir le bon fonctionnement des lois de commande pour le suivi de trajectoire, une correction des angles de braquage ainsi qu'une modélisation sont proposés.

1.5.6 Liste des publications

Publiées :

- LENAIN, DEREMETZ, BRACONNIER, THUILOT et ROUSSEAU. Robust sideslip angles observer for accurate off-road path tracking control. *Advanced Robotics*, 2017, vol. 31, no 9, p. 453-467.
- DEREMETZ, LENAIN, THUILOT et ROUSSEAU. Adaptive trajectory control of off-road mobile robots : A multi-model observer approach. In : *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, 2017. p. 4407-4413.
- DEREMETZ, LENAIN et THUILOT. Path tracking of a two-wheel steering mobile robot : An accurate and robust multi-model off-road steering strategy. In : *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, 2018.
- TOURETTE, DEREMETZ, NAUD, LENAIN, LANEURIT et RUDNICKI. Close coordination of mobile robots using radio beacons : A new concept aimed at smart spraying in agriculture. In : *RA-L and IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, 2018.
- DEREMETZ, LENAIN et THUILOT. Stiffness and damping real-time control algorithms for adjustable suspensions : A strategy to reduce dynamical effects on vehicles in off-road conditions. *IFAC-World Congress*, 2017, vol. 50, no 1, p. 1958-1964.
- DEREMETZ, LENAIN, COUVENT, CARIOU et THUILOT. Path tracking of a four-wheel steering mobile robot : A robust off-road parallel steering strategy. In : *European Conference on Mobile Robots (ECMR)*, 2017. p. 62-68.
- LENAIN, NIZARD, DEREMETZ, THUILOT, PAPOT et CARIOU. Path tracking of a bi-steerable mobile robot : An adaptive off-road multi-control law strategy. In : *International Conference on Informatics in Control, Automation and Robotics (ICINCO)*, 2018.

Soumises :

- LENAIN, NIZARD, DEREMETZ et al. Controlling off-road bi-steerable mobile robots : An adaptive multi-control laws strategy. Submission for the Springer Book of ICINCO 2018.
- DEREMETZ et al. Mimetic target tracking control of a mobile robot using radio beacons : An adaptive model-based off-road strategy. Submission for IROS 2019.
- DEREMETZ et al. Path tracking of a four-wheel steering mobile robot : An accurate and stable multi-model off-road steering strategy. Submission for IROS 2019.

Chapitre 2

Suivi de trajectoire pour un robot mobile type voiture en milieu naturel

Ce chapitre aborde la définition et la conception d'une stratégie de commande générique et robuste pour un robot mobile muni d'un train avant directeur ou robot de type (1,1) d'après la classification donnée dans [CAMPION, BASTIN et D'ANDREA-NOVEL, 1996]. Basée sur une approche hybride cinématique/dynamique, cette nouvelle stratégie de contrôle adaptative multi-modèles, utilisant un estimateur de la dynamique latérale du véhicule, permet la réalisation de suivis de trajectoire précis et robustes en milieu naturel et ce, quels que soient la vitesse d'avance et les phénomènes dynamiques rencontrés, sans avoir besoin de changer de paradigme.

Une première discussion présente les approches existantes ainsi que leurs limitations motivant la stratégie choisie. Ensuite, les modèles mathématiques utilisés sont introduits. La suite du chapitre est consacrée aux contributions de la thèse sur l'approche développée : l'observation de la dynamique latérale du robot et la commande du train avant, dans une approche par backstepping mettant en œuvre une modélisation hybride de la dynamique du robot. Enfin, une partie expérimentale illustre la pertinence de l'approche à partir de simulations et d'essais à grande échelle.

2.1 Contexte & Approches antérieures

2.1.1 Le robot mobile : la vision d'un véhicule sans chauffeur

Depuis la fin des années 60 jusqu'à aujourd'hui, de nombreux secteurs industriels ont profité de l'émergence des nouvelles technologies et des systèmes intelligents. L'un de ces secteurs est l'automobile qui, progressivement, a évolué en équipant dans un premier temps les véhicules avec des systèmes d'aide à la conduite pour proposer aujourd'hui des concepts de voitures autonomes. La vision d'un véhicule sans chauffeur est née dans les années 1980 dans plusieurs laboratoires scientifiques internationaux. Cette vision se concrétise dans les années 2000 grâce aux multiples éditions du DARPA Challenge puis en 2010 avec le développement de la Google Car.

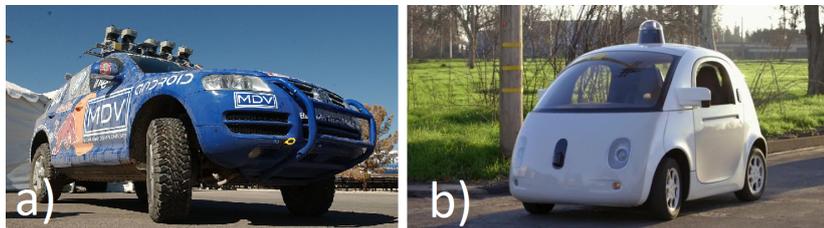


FIGURE 2.1 – Exemple de voitures autonomes : a) Stanley, vainqueur de la seconde édition du DARPA Grand Challenge b) la Google Car.

Depuis, plus d'une dizaine de constructeurs s'est lancée dans la course aux véhicules autonomes (Tesla Motors, BMW, Mercedes-Benz, etc ...). Si cette thématique est en vogue, c'est parce que la voiture autonome présenterait des atouts économiques et sociétaux : consommation électrique, réduction des accidents, réduction des embouteillages, augmentation des vitesses, service de navettes autonomes, partage du parc automobile ou encore utilisation de vecteurs de mobilité personnalisés pour les déficients visuels.

Fort de sa dynamique, l'évolution du secteur automobile profite à d'autres secteurs industriels concevant des véhicules comme les constructeurs de véhicules agricoles. Même si l'évolution des véhicules agricoles n'est pas aussi rapide que celle de l'automobile, de nombreuses options sont aujourd'hui proposées aux agriculteurs comme les systèmes d'assistance à la conduite, les outils d'aide à la décision, des outils munis de caméra, etc ... De plus, les concepts futuristes présentés par certains constructeurs (CASE IH et son Magnum par exemple) laissent à penser que l'agriculture de demain se tournera progressivement vers des engins autonomes et robotisés. En effet, cette solution permettrait de réduire à la fois la pénibilité mais aussi la quantité de produit pulvérisée (pesticides notamment).

C'est dans cette optique que les travaux présentés dans ce second chapitre s'inscrivent, en particulier, le développement de méthodes de commande pour

permettre à ces véhicules (type voiture) de suivre une trajectoire en milieux naturels de façon robuste et précise.

2.1.2 Classification des mouvements élémentaires

De manière générale, les applications de suivi de trajectoire peuvent être répertoriées selon quatre types de tâches élémentaires [DE LUCA, ORIOLO et SAMSON, 1998] :

- ◇ Le déplacement d'un point de départ à un point d'arrivée (« *point to point motion* »). Le robot doit atteindre une configuration d'arrivée à partir d'une configuration de départ ;
- ◇ Le suivi de trajectoire géométrique (« *Path following* »). Le robot doit rallier et suivre une trajectoire définie géométriquement dans le repère cartésien en partant d'une position initiale sur ou à côté de cette trajectoire ;
- ◇ La poursuite de trajectoire (« *Trajectory tracking* »). Le robot doit rallier et suivre une trajectoire définie dans le repère cartésien et associée à une contrainte temporelle, en partant d'une position initiale sur ou à côté de cette trajectoire ;
- ◇ Le déplacement impulsif (« *Reactive motion* »). Le robot doit rallier et suivre une trajectoire définie au préalable ou en temps réel tout en prenant en compte son environnement (exemple : évitement d'obstacle, suivi de structure, suivi de cible, etc.)

Dans ce chapitre, le suivi de trajectoire géométrique ou « *Path following* » pour un véhicule de type voiture est abordé. En effet, les applications de ce type ont un fort intérêt en agriculture pour le monitoring environnemental et le suivi de trajectoire à vitesse variable qui permet d'envisager de la coopération multi-robot (formation) ainsi que du suivi de cible. Ainsi, dans cette section, un état de l'art des stratégies de contrôle pour cette application est illustré en deux parties. La première détaille de manière globale les différentes stratégies de commande utilisées. La deuxième précise les stratégies de commande appliquées en milieu tout terrain et en particulier au milieu agricole.

2.1.3 Le cas du suivi de trajectoire géométrique ou « *Path Following* »

Le suivi de trajectoire est un domaine de recherche comprenant de nombreuses approches, introduites depuis les années 80 jusqu'à aujourd'hui. Pour assurer le suivi, ces méthodes déterminent ou calculent les commandes à appliquer aux actionneurs. Cela peut être un angle de braquage pour ajuster la

position du véhicule latéralement à la trajectoire ou une accélération/décélération pour ajuster les mouvements longitudinaux. Ces méthodes sont applicables sous l'hypothèse que la position et l'orientation du robot par rapport à la trajectoire sont connues.

De nombreuses contributions présentent différentes lois de commande pour piloter les actionneurs du véhicule. Ces lois de commande peuvent être répertoriées en fonction du modèle avec lequel elles sont synthétisées : modélisation géométrique/cinématique ou dynamique. La suite de la section recense et détaille les lois de commande les plus connues ainsi que leurs extensions.

2.1.3.1 La commande géométrique et cinématique

Cette catégorie de contrôleur est la plus utilisée pour le contrôle de l'angle de braquage grâce à sa simplicité. Ces contrôleurs utilisent le modèle géométrique du véhicule généralement représenté sous la forme illustrée en Fig. 2.2.

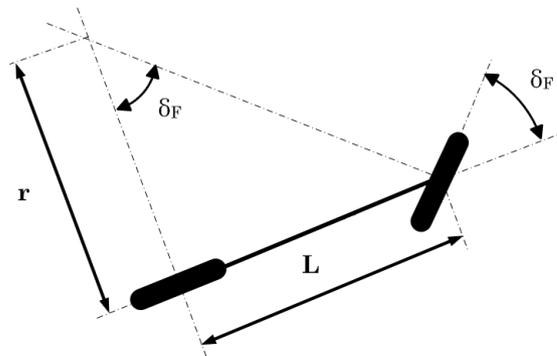


FIGURE 2.2 – Modèle géométrique basé sur la géométrie directionnelle d'Ackermann.

Ce modèle, basé sur l'hypothèse du roulement sans glissement, est défini par la géométrie directionnelle d'Ackermann qui impose que l'ensemble des axes de rotation des roues du véhicule se coupent au centre de courbure défini par un rayon de courbure r . Si L représente l'empattement du véhicule et δ_F l'angle de braquage avant, alors cela impose la condition suivante :

$$\delta_F = \arctan\left(\frac{L}{r}\right). \quad (2.1)$$

Cette condition ne permet cependant que d'agir en boucle ouverte et ne garantit pas, par conséquent, la convergence du robot vers la trajectoire. Des méthodes exploitant les erreurs de suivi ont ensuite été mises en place pour fermer la boucle de commande et ainsi garantir la précision du suivi. De nombreuses approches sont disponibles dans la littérature, les plus représentatives sont présentées dans la suite de cette section.

2.1. Contexte & Approches antérieures

◇ Contrôleur du type « Follow the carrot »

C'est le contrôleur géométrique le plus simple, basé sur l'analogie du guidage d'un âne à l'aide d'une carotte suspendue au bout d'un bâton dans la direction souhaitée. Cette approche est appliquée dans de nombreuses contributions comme [RANKIN et al., 1996] et [BARTON, 2001].

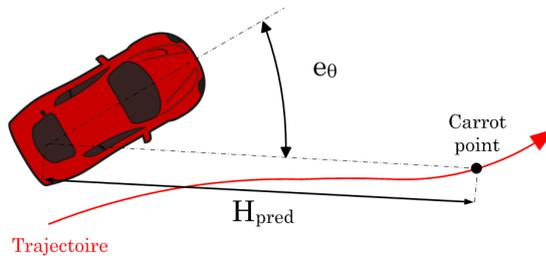


FIGURE 2.3 – Représentation schématique du contrôleur « follow the carrot ».

Dans cette approche, illustrée Fig. 2.3, le point de la trajectoire défini par l'horizon de prédiction H_{pred} est choisi comme étant le point à atteindre à chaque instant. Ce point est communément appelé point cible ou « carrot point ». L'erreur angulaire du robot notée e_θ correspond à la différence d'angle entre l'orientation du robot dans le repère absolu notée θ et l'orientation de la droite passant par le centre de l'essieu arrière du robot et le point cible noté θ_c . Ainsi :

$$e_\theta = \theta_c - \theta . \quad (2.2)$$

Dans cette approche, l'angle de braquage du véhicule corrige l'erreur de cap du véhicule à l'aide d'un correcteur proportionnel, de gain k_c tel que :

$$\delta_F = k_c e_\theta . \quad (2.3)$$

Du fait de sa simplicité, l'utilisation de cette méthode entraîne des oscillations du véhicule le long de la trajectoire car la régulation est faite par rapport à un point lointain. Ainsi, localement, des erreurs de suivi apparaissent pour satisfaire cet objectif lointain et il en résulte un suivi de trajectoire peu précis.

◇ Contrôleur du type « Pure Pursuit »

Cette méthode est la méthode géométrique la plus répandue. Elle est basée sur la méthode précédente où le but est d'atteindre à chaque instant un point futur de la trajectoire appelé « carrot point » ou point cible. Comparé à celle-ci, la nuance de cette méthode, présentée dans [WIT, 2000], réside dans l'ajout d'un arc de cercle à partir du véhicule jusqu'au point cible comme étant la trajectoire à suivre. Cette extension permet de lisser le comportement du braquage avant du robot pour réduire la nature oscillatoire de la méthode initiale du « follow the carrot ».

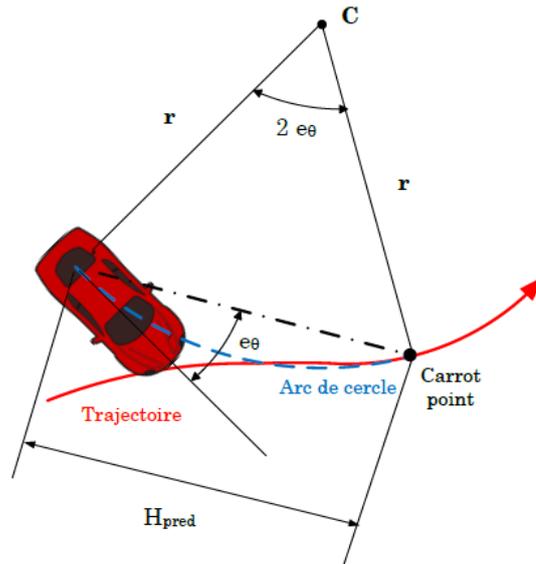


FIGURE 2.4 – Représentation schématique du contrôleur « pure pursuit ».

Illustré Fig. 2.4, l'arc de cercle passant par le point de contrôle du robot et par le point cible est défini par son centre O et son rayon r . A partir des formules usuelles de trigonométrie appliquées au triangle isocèle de côtés r et H_{pred} , la relation suivante peut être obtenue entre les paramètres du modèle :

$$r = \frac{H_{pred}}{2 \sin(e_\theta)}. \quad (2.4)$$

En injectant cette équation dans (2.1), une commande pour l'angle de braquage est alors déduite telle que :

$$\delta_F = \arctan \left(\frac{2L \sin(e_\theta)}{H_{pred}} \right). \quad (2.5)$$

A partir de cette équation, on peut aisément conclure qu'un paramètre crucial de cette méthode est le choix de l'horizon de prédiction. S'il est trop important le véhicule risque de couper les portions courbes de la trajectoire, s'il est trop faible, le véhicule risque d'osciller. Pour pallier ce phénomène, d'autres méthodes ont été proposées. C'est le cas de [SNIDER, 2009] qui a proposé une commande de δ_F dépendante de l'écart latéral, de la vitesse du robot et d'un gain de commande permettant de modifier linéairement l'horizon de prédiction en fonction de la vitesse du véhicule. D'autres améliorations ont également été proposées pour modifier la distance de prédiction en fonction de la courbure [OLLERO, GARCÍA-CEREZO et MARTÍNEZ, 1994] ou encore remplacer l'arc de cercle par une clothoïde [SHAN et al., 2015]. Plus récemment, la méthode proposée par [RAFFO et al., 2009] utilise une méthode adaptative et prédictive non linéaire pour déterminer l'horizon de prédiction, alors que [PARK, LEE et HAN, 2015] propose un contrôleur « pure pursuit » avancé intégrant un contrôleur

PID additionnel pour minimiser l'écart à la trajectoire.

Les premières implémentations de la méthode « pure pursuit », quelle que soit sa forme, remontent aux années 80 avec les premières études de guidage des véhicules sur route dans [WALLACE et al., 1985], [AMIDI, 1990] et [COULTER, 1992]. Ensuite, dans les années 2000, d'autres études ont été réalisées en utilisant le « pure pursuit » couplé à différents modes de perception [OLLERO et al., 1999] ou encore lors du DARPA Grand Challenge [BUEHLER, IAGNEMMA et SINGH, 2007] et du Urban Challenge [BUEHLER, IAGNEMMA et SINGH, 2009]. Plus récemment, des méthodes similaires mais basées sur des méthodes d'interpolation linéaire ont été proposées dans [SCAGLIA et al., 2010] et [SCAGLIA et al., 2015].

Malgré des adaptations permettant de lisser le comportement oscillant du robot, cette méthode ne minimise toujours pas l'écart latéral du robot à la trajectoire, appelé erreur de suivi. Ce qui ne permet pas d'obtenir des suivis précis, ce qui est le but recherché dans les applications agricoles.

◇ Contrôleur « Stanley »

Comme son nom l'indique, ce contrôleur a été utilisé pour piloter le véhicule robotisé, baptisé « Stanley », de l'université Stanford qui a remporté le second DARPA Grand Challenge en 2005 ([BUEHLER, IAGNEMMA et SINGH, 2007]). Les détails du véhicule et la loi de commande utilisée, publiés dans [THRUN et al., 2006] et [HOFFMANN et al., 2007], mentionnent l'utilisation d'une loi de commande géométrique non linéaire étant fonction d'un écart angulaire et d'un écart latéral du robot à la trajectoire comme défini sur la Fig. 2.5. Cette loi de commande prend en compte ces deux variables au sein de l'expression (2.6) tel que :

$$\delta_F = \tilde{\theta} + \arctan\left(\frac{ky}{v}\right), \quad (2.6)$$

où $\tilde{\theta}$ est l'erreur angulaire entre la direction de la trajectoire et la direction du mouvement du véhicule. Cette erreur est déterminée en calculant la différence à chaque instant entre l'orientation du véhicule θ et l'orientation de la tangente à la trajectoire θ_{traj} au point le plus proche d'un point du robot :

$$\tilde{\theta} = \theta - \theta_{traj}. \quad (2.7)$$

L'écart latéral à la trajectoire au point le plus proche est noté y et la vitesse instantanée du robot v . L'équation (2.6) est évaluée lorsque la vitesse du robot est supérieure à zéro et pour un angle de saturation du braquage compris entre zéro et $\frac{\pi}{2}$ en valeur absolue. Les grandeurs et la méthode sont illustrées en Fig. 2.5.

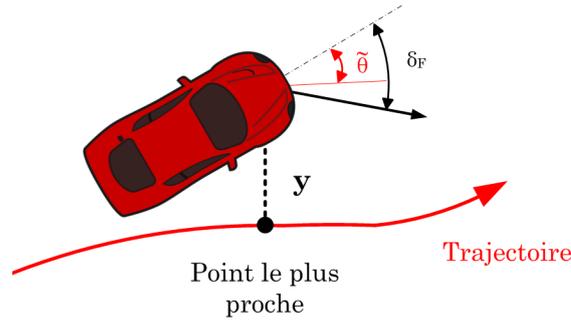


FIGURE 2.5 – Représentation schématique du contrôleur « Stanley ».

L'équation (2.6) a ensuite été étendue par l'expression (2.8) pour améliorer son comportement.

$$\delta_F = (\tilde{\theta} - \theta_{courb}) + \arctan\left(\frac{ky}{k_v + v}\right) + k_{\dot{\theta}}(\dot{\theta} - \dot{\theta}_{traj}) + k_{\delta} \Delta_{\delta_{mes}}. \quad (2.8)$$

Cette nouvelle loi prend en compte la dynamique du véhicule et l'évolution locale de celui-ci par rapport à la trajectoire. En effet, l'ajout de l'erreur de cap engendrée par une courbure constante θ_{courb} , l'ajout de l'erreur de vitesse de lacet entre celle du véhicule $\dot{\theta}$ et celle demandée par la trajectoire $\dot{\theta}_{traj}$, ainsi que l'ajout d'une correction sur l'angle de braquage $\Delta_{\delta_{mes}}$ permettent de compenser les retards des actionneurs et les dépassements de trajectoire. Les valeurs k , $k_{\dot{\theta}}$ et k_{δ} sont des valeurs à choisir influant sur le comportement de la loi. Enfin, un gain k_v a été ajouté pour stabiliser le contrôleur à basse vitesse. Cette méthode a ensuite été reprise, dans [ZAKARIA et al., 2012] et [ZAKARIA et al., 2013], et améliorée par l'ajout d'un aspect prédictif. Cette notion permet d'inclure et d'anticiper les mouvements futurs du robot pour limiter les erreurs de suivi.

Malgré ses performances, cette approche ne dispose pas d'une preuve de convergence car elle a été conçue sans formalisme initial. D'autres approches, formalisées, sont présentées dans la suite de cette section.

◇ Le contrôleur de Kanayama

Ce contrôleur, présenté dans [KANAYAMA et al., 1990], est basé sur la théorie de Lyapunov. Il permet de déterminer les lois de commande pour la vitesse d'avance et la vitesse de rotation d'un véhicule non-holonome (v, ω) en fonction des vitesses attendues (v_r, ω_r) au point de référence appartenant à la trajectoire et de l'erreur de pose (x_e, y_e, θ_e) entre le point de contrôle du robot et le point de référence. La Fig. 2.6 illustre cette approche.

2.1. Contexte & Approches antérieures

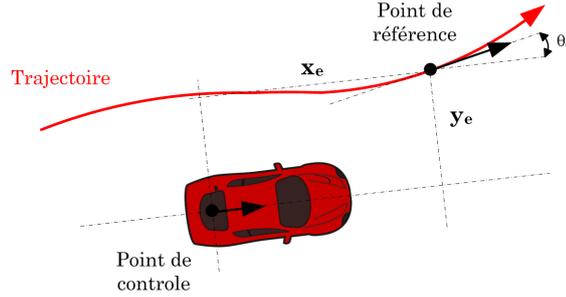


FIGURE 2.6 – Représentation schématique du contrôleur de Kanayama.

Cette approche à la fois géométrique et temporelle permet d'aboutir aux commandes suivantes pour le véhicule :

$$\begin{bmatrix} v \\ \omega \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_r \cos(\theta_e) + k_x x_e \\ \omega_r + v_r (k_y y_e + k_\theta \sin(\theta_e)) \end{bmatrix}. \quad (2.9)$$

avec k_x , k_y et k_θ des gains positifs et constants à déterminer. La valeur de l'angle de braquage δ_F se déduit de ω . Cette méthode a ensuite été reprise et optimisée dans [FIERRO et LEWIS, 1995], [JIANG-DAGGER et NIJMEIJER, 1997] et [YE, 2008] en y ajoutant notamment des boucles de rétroactions.

◇ Le contrôleur basé sur une forme chaînée

Ce contrôleur, initié dans [MURRAY et SASTRY, 1991] puis repris dans [SAMSON, 1995] est basé sur la linéarisation exacte du modèle cinématique du véhicule en le transformant sous forme chaînée. En effet, le modèle cinématique du véhicule est non linéaire par définition, mais admet une forme chaînée fortement linéaire. Ainsi, la représentation cinématique non linéaire définie par le vecteur $[s, y, \tilde{\theta}]$ – où s représente la position du véhicule le long de la trajectoire, y et $\tilde{\theta}$ les écarts à la trajectoire – et le vecteur de commande $[v, \delta_F]$ – où v représente la vitesse linéaire et δ_F l'angle de braquage avant – peut être mise sous la forme chaînée :

$$\begin{cases} \dot{a}_1 = m_1, \\ \dot{a}_2 = a_3 m_1, \\ \dot{a}_3 = m_2, \end{cases} \quad (2.10)$$

par le biais du changement de variable :

$$\begin{cases} a_1 = s, \\ a_2 = y, \\ a_3 = \alpha \tan(\tilde{\theta}), \end{cases} \quad (2.11)$$

où α est fonction de la courbure et de l'écart latéral à la trajectoire, et d'une transformation non-linéaire sur les variables de commandes $[v, \delta_F] \rightarrow [m_1, m_2]$.

Le comportement latéral du véhicule est décrit par a_2 et a_3 . Son évolution peut alors être exprimée par rapport à a_1 :

$$\begin{cases} a_2' = a_3, \\ a_3' = \frac{m_2}{m_1} = m_3, \end{cases} \quad (2.12)$$

où la notation prime représente la dérivée par rapport à la position du véhicule le long de la trajectoire. La convergence de son évolution peut être imposée par $m_3 = -k_d a_3 - k_p a_2$, où k_p et k_d sont des gains de commandes à définir. Enfin, une loi de commande pour le braquage du robot indépendante de sa vitesse linéaire peut être synthétisée.

◇ Le contrôleur de « Sun »

Ce contrôleur, présenté dans [SUN et al., 2012], propose une nouvelle approche pour réaliser les tâches de suivi. Elle est basée sur un nouveau modèle véhicule-route baptisé « Ribbon Model » ou « modèle ruban » dans lequel le véhicule est vu comme une forme rectangulaire évoluant dans un ruban borné par deux bordures représentant les limites droite et gauche du chemin à traverser. L'algorithme détermine ensuite la courbe optimale à suivre dans le ruban. Puis un contrôleur en deux étapes détermine dans un premier temps l'angle de braquage nécessaire puis dans un second temps le corrige en fonction des perturbations rencontrées.

En résumé, les approches géométriques/cinématiques sont des approches simples à mettre en œuvre. Elles permettent d'obtenir un comportement stable et précis à basse vitesse si les conditions du roulement sans glissement sont satisfaites, c'est-à-dire lorsque le glissement au contact roue/sol est faible. Cependant, puisque les conditions d'adhérence sont négligées, cela restreint le cadre applicatif et la vitesse maximale admissible en milieu naturel.

2.1.3.2 De la commande dynamique à la commande en milieu naturel

Afin de pallier les limitations lors de l'évolution à des vitesses plus élevées et/ou sur des terrains plus complexes (géométrie et adhérence), les contrôleurs dynamiques, moins répandus que leurs homologues cinématiques et géométriques, prennent en compte les propriétés dynamiques du véhicule dans leurs lois de commande. Ces contrôleurs sont issus du modèle dynamique du véhicule (modèle bicyclette [HOFFMANN et al., 2007] ou entier [WANG, STEIBER et SURAMPUDI, 2009]) ou intègrent des paramètres dynamiques dans les algorithmes de commande. Dans [FIERRO et LEWIS, 1995], une extension aux contrôleurs cinématiques ajoute une boucle de rétroaction sur le contrôle du couple pour garantir la convergence du robot vers la trajectoire. Cependant ce type de contrôleur demande l'utilisation de capteurs dédiés souvent onéreux. Une autre méthode consiste à estimer les paramètres dynamiques du véhicule.

Dans [ROSSETTER, 2003], [LUCET, LENAIN et GRAND, 2015] et [KRID, BENAMAR et LENAIN, 2017], différentes approches sont proposées, basées respectivement sur un filtre de Kalman, un observateur d'état et un contrôle prédictif pour déterminer les conditions d'adhérence et les prendre en compte dans les algorithmes de commande afin d'améliorer les performances de suivi. Ces approches requièrent une connaissance assez fine des paramètres du robot (masse, inertie, position, etc ...). Dans [POLACK et al., 2017], une approche « sans modèle » est introduite pour déterminer les couples moteurs à fournir pour améliorer le confort de conduite tout en s'affranchissant des nombreux paramètres dynamiques à connaître.

Dans la plupart des applications de robotique mobile, les robots évoluent en intérieur ou sur route. Ces conditions impliquent des conditions d'adhérence très satisfaisantes où l'hypothèse de roulement sans glissement est valable. Cependant, en milieu naturel, cette hypothèse ne peut plus être considérée comme vérifiée car les conditions de sol sont fortement variables. Par conséquent, le comportement du robot ne peut plus être défini par un modèle cinématique classique. De plus, les algorithmes de contrôle doivent être adaptés en conséquence, sinon la convergence vers la trajectoire de référence ne peut plus être garantie comme souligné dans [LENAIN et al., 2003].

Pour résoudre cette problématique, plusieurs approches peuvent être considérées. Une première approche consiste à modéliser les effets du glissement comme une perturbation agissant sur la cinématique du robot. Ensuite, à partir de techniques robustes basées sur la commande par mode glissant, cette perturbation peut être rejetée comme dans [CORRADINI, LEO et ORLANDO, 2002], [LOW et WANG, 2005] et [MATVEEV et al., 2013]. Cependant, ces approches induisent des limites. La première concerne les limites de la perturbation qui sont difficiles à appréhender. La seconde concerne leur nature parfois conservative et pouvant générer un comportement oscillatoire (aussi appelé réticence).

Une seconde méthode consiste à utiliser les représentations de l'interaction roue/sol telles que celles détaillées dans [KIENCKE et NIELSEN, 2000], [DAHL, 1976], [DE WIT et al., 1995], [GIM et NIKRAVESH, 1990] ou encore [BAKKER, NYBORG et PACEJKA, 1987]. Cependant ces représentations demandent la connaissance de nombreux paramètres, difficile à obtenir d'autant plus qu'ils varient en temps réel dans un milieu incertain.

Une dernière approche consiste à ajouter le glissement en tant que variable dans la modélisation cinématique et dynamique du robot. On parle alors de modèles étendus (voir [LENAIN et al., 2006], généralisés dans [WANG et LOW, 2007]). Cette méthode permet de prendre en compte les glissements sans ajouter de paramètres complexes. Cependant, pour être représentative des mouvements du robot, il est nécessaire de connaître leurs valeurs. Il est trop difficile et coûteux de les mesurer en ligne ou de façon directe avec un capteur physique. Par conséquent, des méthodes de mesure indirecte plus communément appelées estimation ou observation doivent être mises en place. Plusieurs travaux utilisent la théorie de l'observation pour estimer les conditions de contact. Si ces conditions sont constantes, un filtre de Kalman étendu dans [DAKHLALLAH et al., 2008] et [DOUMIATI et al., 2011], un observateur par mode glissant dans [STÉPHANT, CHARARA et MEIZEL, 2007] ou encore un observateur de type

Luenberger dans [DENG et ZHANG, 2006] peuvent être utilisés. Si elles sont variables, la plupart des approches sont basées sur la théorie du filtre de Kalman comme dans [RYU, ROSSETTER et GERDES, 2002], [ANDERSON et BEVLY, 2005] et [BEVLY, RYU et GERDES, 2006]. Cependant ces théories sont utilisées pour des applications routières essentiellement. D'autres approches comme la théorie des observateurs basés modèle sont utilisées en contexte tout-terrain comme dans [CARIOU et al., 2009] et [LENAIN et al., 2010]. Cette méthode d'adaptation, couplée à un contrôleur adaptatif et prédictif, permet d'obtenir des comportements robustes et des résultats très satisfaisants en milieux naturels. Cependant ces approches présentent des inconvénients : des singularités à vitesse nulle, des comportements satisfaisants soit à hautes soit à basses vitesses, un référencement par rapport à la trajectoire qui peut entraîner du bruit et des discontinuités. De plus les lois de commande utilisées en parallèle des observateurs sont principalement basées sur le modèle cinématique. Elles ne prennent donc pas en compte l'ensemble du comportement du robot pour réaliser le suivi.

2.2 Motivation et stratégie

La problématique de ce chapitre concerne le suivi de trajectoire pour un robot à un train directeur en milieu naturel et en particulier dans le contexte agricole. Dans ce cadre, le robot doit pouvoir évoluer de façon autonome dans un environnement variable (formes du terrain et conditions de sol) quelle que soit sa vitesse. En effet, dans un tel contexte, le robot peut faire face à de fortes pentes (vignes par exemple) ou à différents types de sol (herbe, terre, cailloux, etc.) dont les caractéristiques peuvent varier en fonction des conditions climatiques (de sèches à mouillées). De plus, même si les tâches agricoles sont généralement effectuées à basse et très basse vitesse dans les parcelles, le robot doit pouvoir évoluer à plus haute vitesse pour se déplacer de façon efficace entre les parcelles ou pour se déplacer entre son lieu de stockage et son lieu d'action. Enfin, les phénomènes dynamiques peuvent intervenir aussi à basse vitesse en fonction des paramètres du robot, et il faut tenir compte des nouvelles pratiques entrevues par la robotique comme l'évolution vers des tâches à haute vitesse.

Si les stratégies existantes répondent à la problématique de suivi autonome de trajectoire, on constate que chacune, d'entre-elles, est admissible pour un domaine d'application particulier lié à des contraintes de vitesse ou de glissements par exemple. Ainsi, pour réaliser une stratégie de commande valable en toutes circonstances, il faudrait commuter entre les modes en fonction de l'admissibilité des contraintes. Cette approche ne serait pas appropriée pour une application de suivi temps réel car les commutations engendreraient des discontinuités ou des retards sur la commande et par conséquent des imprécisions lors du suivi.

Une unique stratégie de commande, valable sur l'ensemble du domaine d'application serait plus appropriée. Afin d'éviter l'utilisation de plusieurs paradigmes de commande en fonction de la vitesse, une stratégie de commande hybride qui mêle les représentations cinématiques et dynamiques est proposée.

La stratégie suggérée dans cette thèse, illustrée en Fig. 2.7, est composée de deux éléments (encadrés en orange) :

- ◇ un observateur/estimateur générique des glissements latéraux, détaillé en 2.4.2, page 47 ;
- ◇ une loi de commande générique par backstepping pour l'angle de braquage avant, détaillée en 2.5.2, page 54.

Ces deux éléments sont nécessaires et suffisants pour commander de façon autonome le robot afin de réaliser un suivi de trajectoire en milieu naturel. En effet, l'hypothèse de roulement sans glissement n'étant pas valide en milieu naturel, il était nécessaire de trouver une méthode directe ou indirecte pour prendre en compte le glissement. Dans ce chapitre, un observateur d'état a été choisi pour cela. Ensuite, l'objectif étant le suivi de trajectoire par un robot muni d'un train avant directeur, il était nécessaire de concevoir un algorithme de commande basé sur le comportement d'un tel robot, les données capteurs et les estimations. Dans ce chapitre, une loi de commande par backstepping a été choisie pour réaliser cet objectif.

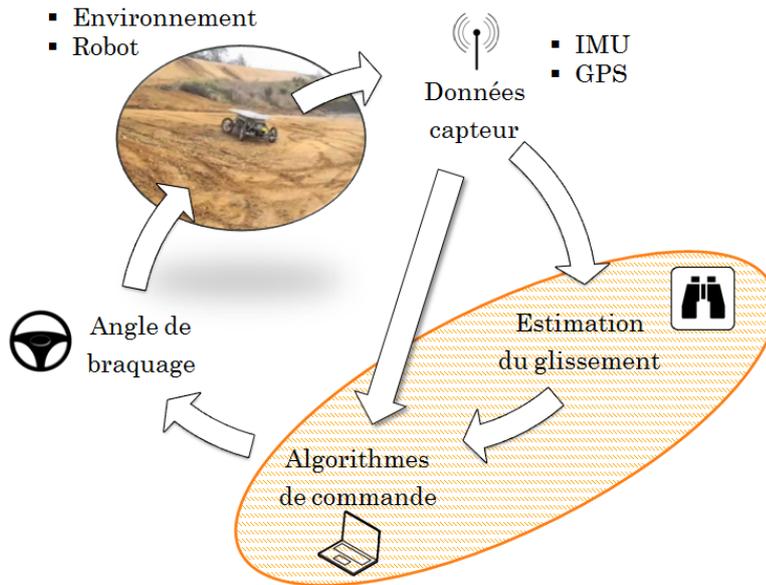


FIGURE 2.7 – Stratégie de commande générique.

2.3 Modélisation

Cette section définit les modèles nécessaires à la conception de la stratégie générique d'observation et de commande envisagée à la section 2.2.

2.3.1 Modélisation du robot mobile

Dans ce chapitre, le robot mobile est muni de quatre roues motrices dont deux directrices à l'avant. Comme rencontré généralement dans la littérature, le robot peut être modélisé par le modèle d'Ackermann ou modèle bicyclette, illustré en Fig. 2.8. Ce modèle plan est composé d'une roue virtuelle au centre de l'essieu arrière distante de L (empattement) et d'une seconde au centre du train avant. La roue avant virtuelle braque avec un angle équivalent noté δ_F . La vitesse du robot v est définie au centre de l'essieu arrière. Ce modèle, souvent utilisé dans le domaine robotique, considère généralement que la condition de roulement sans glissement est satisfaite. Or, comme mentionné précédemment, cette condition n'est pas valable en milieu naturel car elle introduit une erreur de suivi lorsque la stratégie de contrôle utilisée est basée sur une telle hypothèse. Pour prendre en compte des conditions de glissement non idéales dans le modèle, deux variables supplémentaires, β_F et β_R , sont ajoutées. Ces variables, appelées angles de dérive, représentent respectivement les angles avant et arrière entre l'orientation de la roue et l'orientation réelle du vecteur vitesse aux points de contact roue/sol F et R. Ces angles de dérive sont représentatifs du phénomène de glissement latéral du robot. La dynamique longitudinale est négligée car on s'intéresse dans la suite au suivi de trajectoire et non au tracking. Pour suivre une trajectoire définie au préalable notée Γ , les variables d'état cinématiques du robot sont définies dans un repère de Frénet de la façon suivante :

2.3. Modélisation

- ◇ s , l'abscisse curviligne du robot. Elle représente la distance curviligne le long de Γ au point M , le point de Γ le plus proche de R . La courbure de Γ au point M est notée $c(s)$;
- ◇ y , l'écart latéral du robot par rapport à la trajectoire Γ . Il représente la distance algébrique entre R et M ;
- ◇ $\tilde{\theta}$, l'écart angulaire du robot par rapport à la trajectoire Γ . Il représente l'angle entre l'orientation absolue du robot, notée θ , et l'orientation de la tangente à la trajectoire au point M , notée θ_{tan} .

On peut aussi définir la position du robot dans un repère absolu en remplaçant $[s, y]$ par :

- ◇ X , l'abscisse du centre de l'essieu arrière R du robot dans le repère absolu ;
- ◇ Y , l'ordonnée du centre de l'essieu arrière R du robot dans le repère absolu.

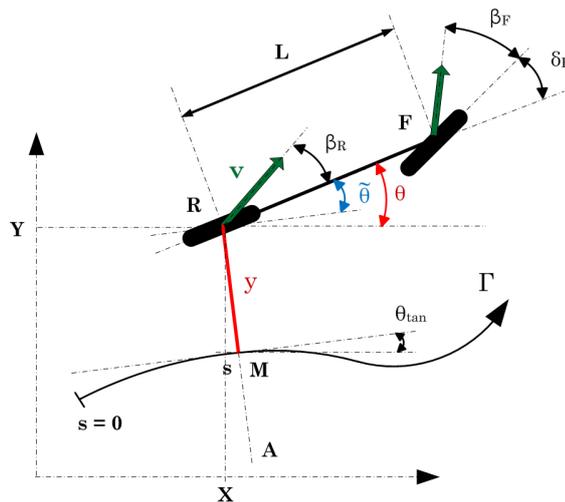


FIGURE 2.8 – Modèle cinématique étendu du robot par rapport à la trajectoire Γ ainsi que sa représentation dans le repère absolu avec les coordonnées X et Y .

Le modèle Fig. 2.8 ne prend en compte que les comportements cinématiques. Il n'est donc pas suffisant lorsque le robot est soumis à des phénomènes dynamiques importants. Ainsi, il reste représentatif lorsque la vitesse est basse, mais si le robot évolue à vitesse moyenne ou élevée ou encore sur des terrains très inclinés, les phénomènes dynamiques ne peuvent pas être négligés. Pour aller plus loin concernant la modélisation et ainsi préserver la précision du modèle, un modèle supplémentaire basé sur le comportement dynamique du robot, illustré Fig. 2.9, est pris en compte. Ce modèle est un complément au modèle cinématique et possède également les angles de dérive, β_F et β_R , introduits précédemment.

L'ajout du comportement dynamique requiert la position du centre de gravité G du robot. Ce point est positionné le long de l'axe de symétrie longitudinal par deux paramètres, L_F et L_R , représentant respectivement les demi-empattements avant et arrière. On suppose que le poids total du robot, fonction de sa masse m et de l'accélération de la pesanteur g , est appliqué au point G . La vitesse du robot au point G est notée v_G et le moment d'inertie du robot autour de l'axe vertical (Z) est noté I_z .

Puisque le robot est vu comme une bicyclette, seulement deux efforts de contacts latéraux, F_F et F_R , sont définis et traduisent les forces latérales appliquées aux essieux avant et arrière. Lorsque le robot évolue en pente, la gravité applique en G un effort F_S égal à $m g \sin(\alpha)$ perpendiculaire à l'axe de symétrie du robot, où α représente l'inclinaison du châssis suivant l'axe de roulis. Puisque l'objectif est de suivre une trajectoire, les efforts longitudinaux peuvent être négligés. Ainsi, les variables d'états dynamiques sont définies de la façon suivante :

- ◇ β , l'angle de dérive global du robot. Il représente l'angle entre l'orientation du vecteur vitesse au point G (v_G) et l'orientation absolue du robot ;
- ◇ $\dot{\theta}$, la vitesse de lacet du robot. Elle représente la vitesse angulaire du châssis du robot autour de l'axe vertical Z .

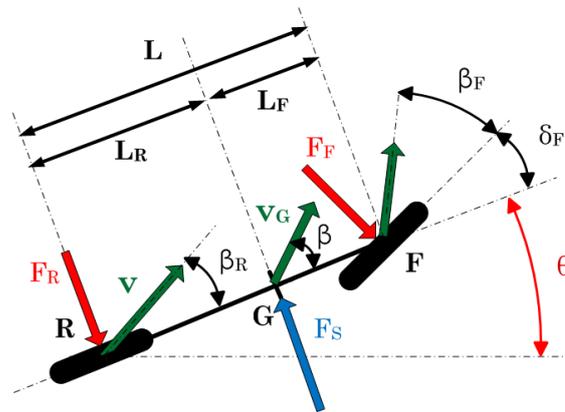


FIGURE 2.9 – Modèle dynamique du robot.

Pour établir le modèle dynamique, les efforts latéraux F_F et F_R doivent être connus. Pour cela, plusieurs modèles de contact peuvent être considérés, tels que ceux introduits en 2.1.3.2, page 35. Le point commun à l'ensemble de ces modèles pneu/sol est la relation entre l'effort et l'angle de dérive. Cependant, ces modèles empiriques demandent de connaître au préalable de nombreux paramètres qui influencent fortement la tendance de la relation. Une autre solution, retenue dans le cadre de ce chapitre, consiste à s'intéresser à la tendance globale de la relation entre l'effort et l'angle de dérive. En effet, comme montré sur la Fig. 2.10, deux parties peuvent être distinguées : la première est une zone de pseudo-glisement pour les faibles valeurs de dérive, la seconde une zone de saturation vers une valeur constante pour les dérives importantes. Ainsi, pour éviter l'utilisation de nombreux paramètres, difficiles à identifier et dépendants

2.3. Modélisation

de la nature du contexte, un modèle linéaire adaptatif (2.13) peut être considéré. Les deux coefficients, C_F et C_R , sont respectivement les rigidités de dérive avant et arrière.

$$\begin{cases} F_F = C_F(\cdot) \beta_F, \\ F_R = C_R(\cdot) \beta_R. \end{cases} \quad (2.13)$$

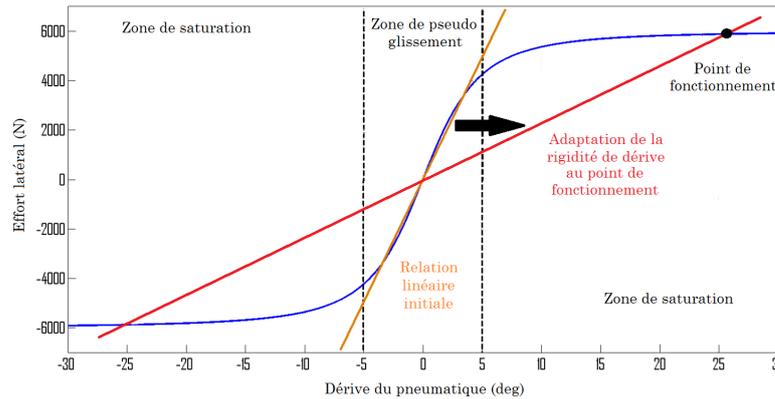


FIGURE 2.10 – Adaptation des rigidités de dérive au point de fonctionnement selon (2.13).

Pour obtenir un modèle de contact cohérent, il est essentiel de prendre en compte les variations non linéaires des conditions de sol ainsi que celles provoquées par le poids du robot et les changements de types de sol. Pour cela, chaque rigidité de dérive est considérée comme variable. Le contact ainsi défini devient représentatif même si les angles de dérive sont importants. De plus, il permet de prendre en considération les variations de conditions d'adhérence.

Dans ce chapitre, un modèle combinant les approches cinématiques et dynamiques est proposé. Les équations cinématiques et dynamiques de ces modèles sont détaillées dans les sous parties suivantes.

2.3.2 Equations cinématiques par rapport à une trajectoire de référence

Les équations du mouvement pour le modèle cinématique étendu Fig. 2.8 défini par rapport à une trajectoire de référence sont régies par le système d'équations (2.14), voir [DEREMETZ et al., 2017a].

$$\begin{cases} \dot{s} = v \frac{\cos(\tilde{\theta} + \beta_R)}{1 - c(s)y}, \\ \dot{y} = v \sin(\tilde{\theta} + \beta_R), \\ \dot{\tilde{\theta}} = \dot{\theta} - \dot{\theta}_{tan} = v \cos(\beta_R) \frac{\tan(\delta_F + \beta_F) - \tan(\beta_R)}{L} - v \frac{c(s) \cos(\tilde{\theta} + \beta_R)}{1 - c(s)y}. \end{cases} \quad (2.14)$$

Ces équations ne sont définies que si la condition $1 - c(s)y \neq 0$ est vraie. Cela signifie que le centre de l'essieu arrière R du robot ne se trouve pas sur le centre de courbure A de la trajectoire (Fig. 2.8). Cela est satisfait dès que la position initiale du robot (écart latéral initial) est inférieure en valeur absolue au rayon de courbure maximum de la trajectoire à suivre. Ce qui est toujours le cas en pratique car les rayons de courbure des trajectoires à suivre sont supposés grands devant les écarts y à la trajectoire.

2.3.3 Equations cinématiques dans le repère absolu

Les équations du mouvement pour le modèle cinématique étendu Fig. 2.8 dans le repère absolu sont régies par le système d'équations (2.15), voir [LENAIN et al., 2017].

$$\begin{cases} \dot{X} = v \cos(\theta + \beta_R), \\ \dot{Y} = v \sin(\theta + \beta_R), \\ \dot{\theta} = v \cos(\beta_R) \frac{\tan(\delta_F + \beta_F) - \tan(\beta_R)}{L} \end{cases} \quad (2.15)$$

2.3.4 Equations dynamiques

Les équations du mouvement pour le modèle dynamique Fig. 2.9 sont régies par le système d'équations (2.16), voir [DEREMETZ et al., 2017a].

$$\begin{cases} \ddot{\theta} &= \frac{1}{I_z} (L_R C_R \beta_R - L_F C_F \beta_F \cos(\delta_F)), \\ \frac{d(v_G \sin(\beta))}{dt} &= \frac{(C_F \beta_F \cos(\delta_F) + C_R \beta_R)}{m} \dots \\ &-g \sin(\alpha) - v \cos(\beta_R) \dot{\theta}, \end{cases} \quad (2.16)$$

avec les variables β et v_G liées aux variables déjà définies par :

$$\begin{cases} \beta &= \arctan \left(\frac{L_R \tan(\beta_F + \delta_F) + L_F \tan(\beta_R)}{L} \right), \\ v_G &= \frac{v \cos(\beta_R)}{\cos(\beta)}. \end{cases} \quad (2.17)$$

Plutôt que d'exprimer la dérivée de la variable d'état β , la seconde équation de (2.16) exprime la dérivée de la quantité $v_G \sin(\beta)$. Cette formulation permet d'éviter que le second membre ne soit divisé par la vitesse. Cette équation est utilisée dans la suite du chapitre pour définir un modèle d'évolution de l'observateur qui ne devienne pas singulier à vitesse nulle.

2.3.5 Linéarisation du modèle dynamique

A partir des lois de comportement des vitesses appliquées au châssis du robot, [LENAIN et al., 2011], les expressions des angles de dérive β_F et β_R peuvent s'écrire de la façon suivante :

$$\begin{cases} \beta_F &= \arctan \left(\tan(\beta) + \frac{L_F \dot{\theta}}{v_G \cos(\beta)} \right) - \delta_F, \\ \beta_R &= \arctan \left(\tan(\beta) - \frac{L_R \dot{\theta}}{v_G \cos(\beta)} \right). \end{cases} \quad (2.18)$$

En injectant ces expressions (2.18) dans celles du modèle dynamique (2.16) et en faisant l'hypothèse de petits angles pour la dérive globale du robot β , un modèle dynamique linéarisé (2.19) peut alors être obtenu .

$$\begin{cases} \ddot{\theta} &= \left(\frac{-L_F^2 C_F - L_R^2 C_R}{v_G I_z} \right) \dot{\theta} + \left(\frac{L_R C_R - L_F C_F}{I_z} \right) \beta + \left(\frac{L_F C_F}{I_z} \right) \delta_F, \\ \dot{\beta} &= \left(-\frac{L_F C_F - L_R C_R}{v_G^2 m} - 1 \right) \dot{\theta} - \left(\frac{C_F + C_R}{v_G m} \right) \beta + \frac{g \sin(\alpha)}{v_G} + \left(\frac{C_F}{v_G m} \right) \delta_F. \end{cases} \quad (2.19)$$

2.4 Contribution à l'observation de la dynamique latérale des robots

Afin d'alimenter les modèles utilisés (2.14), (2.15), (2.16) et (2.19), il est nécessaire de connaître les dérives en temps réel ainsi que leurs rigidités. Pour ce faire, l'estimation de la dynamique latérale est envisagée par le biais d'un observateur. L'analyse des approches antérieures a permis de conclure qu'en milieu naturel ou tout-terrain, il n'existe pas de méthode suffisamment simple et robuste pour garantir l'estimation des paramètres du glissement dans tous les contextes. En effet, ces approches sont limitées par des singularités dans les algorithmes ou demandent la mise en place de plusieurs algorithmes en cascade. De plus, l'utilisation des approches antérieures demande de changer de paradigme lors de la transition basse/haute vitesse. Ainsi, un algorithme d'observation alternatif et générique est ici présenté.

Pour résumer, l'objectif fixé est la création d'un nouvel et unique algorithme, simple à mettre en œuvre et capable d'estimer la dynamique latérale du robot sans singularité de calcul dans le domaine de fonctionnement du robot.

La méthode d'estimation choisie pour cette contribution est une méthode adaptative basée modèle, dont la stabilité est prouvée par la théorie de Lyapunov. Les performances de ces méthodes sont reconnues notamment en milieu naturel et incertain, ce qui motive son choix. L'approche a d'abord été conçue pour estimer les glissements cinématiques dans [LENAIN et al., 2017] puis étendue à l'estimation de la dynamique latérale globale du robot dans [DEREMETZ et al., 2017a].

Ainsi, une première sous-section développe cette approche pour déterminer l'estimation des angles de dérive à partir du modèle cinématique étendu. Une seconde sous-section détaille l'extension au modèle dynamique pour déterminer les angles de dérive et les rigidités de dérive.

Dans la suite de cette section, on considérera que pour toute variable notée ξ , sa valeur observée sera notée $\hat{\xi}$ et $\tilde{\xi}$ représentera l'erreur d'observation telle que $\tilde{\xi} = \xi - \hat{\xi}$.

2.4.1 Observation des angles de dérive à partir du modèle cinématique étendu

Dans cette sous-section, l'observateur cinématique des glissements du robot est détaillé. Cette approche a pour objectif d'obtenir en temps réel et de façon réactive les angles de dérive $\hat{\beta}_F$ et $\hat{\beta}_R$ du robot.

2.4.1.1 Notations

Pour cela, considérons le vecteur d'état (2.20), noté $\xi_{2WS-CIN}$:

$$\xi_{2WS-CIN} = \begin{bmatrix} \xi_{dev} \\ \xi_{\beta_i} \end{bmatrix}. \quad (2.20)$$

Ce vecteur d'état est divisé en deux sous-états :

- ◇ $\xi_{dev} = [y \ \tilde{\theta}]^T$, représentant les écarts du robot à la trajectoire Γ , ce sont les variables cinématiques mesurées du modèle (2.14) ;
- ◇ $\xi_{\beta_i} = [\beta_F \ \beta_R]^T$, composé des angles de dérive, devant être estimés.

Le modèle d'évolution du vecteur d'état $\xi_{2WS-CIN}$ est alors :

$$\dot{\xi}_{2WS-CIN} = \begin{bmatrix} \dot{\xi}_{dev} \\ \dot{\xi}_{\beta_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(\xi_{dev}, \xi_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F) \\ 0_{2 \times 1} \end{bmatrix}. \quad (2.21)$$

La fonction $f(\xi_{dev}, \xi_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F)$ est directement déduite des deux dernières lignes du modèle cinématique étendu (2.14). Ensuite, comme aucune équation d'évolution n'est disponible pour $\dot{\beta}_F$ et $\dot{\beta}_R$ dans une représentation cinématique, leur évolution $\dot{\xi}_{\beta_i}$ est fixée par défaut à $0_{2 \times 1}$. Par un choix judicieux des gains de l'observateur, on peut limiter les conséquences de cette imprécision de modèle. Cela sera illustré dans la partie résultats.

Enfin, on constatera que le choix des équations du modèle d'évolution de l'observateur ne présente aucune singularité si la vitesse du robot est nulle.

2.4.1.2 Equation d'observation

Les équations d'évolution du vecteur d'état estimé sont choisies comme suit :

$$\dot{\hat{\xi}}_{2WS-CIN} = \begin{bmatrix} \dot{\hat{\xi}}_{dev} \\ \dot{\hat{\xi}}_{\beta_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F) + \alpha_{dev}(\tilde{\xi}_{dev}) \\ \alpha_{\beta_i}(\tilde{\xi}_{dev}) \end{bmatrix}, \quad (2.22)$$

où α_{dev} et α_{β_i} sont des fonctions de rétroaction dépendantes des erreurs d'observation liées à la cinématique du robot. Ces fonctions doivent être construites pour permettre la convergence du vecteur d'état estimé vers le vecteur d'état réel ($\hat{\xi}_{2WS-CIN} \rightarrow \xi_{2WS-CIN}$) et ainsi obtenir une estimation des angles de dérive réels sans les mesurer. Le choix proposé ici est le suivant :

$$\begin{cases} \alpha_{dev}(\tilde{\xi}_{dev}) = \mathbf{K}_{dev} \tilde{\xi}_{dev}, \\ \alpha_{\beta_i}(\tilde{\xi}_{dev}) = \mathbf{K}_{\beta} \left[\frac{\partial f}{\partial \xi_{\beta_i}}(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F) \right]^T \tilde{\xi}_{dev}. \end{cases} \quad (2.23)$$

tel que :

- ◇ \mathbf{K}_{dev} est une matrice diagonale 2×2 positive,
- ◇ \mathbf{K}_{β} est un scalaire positif.

2.4.1.3 Preuve par Lyapunov

A partir de l'évolution du vecteur d'état $\dot{\xi}_{2WS-CIN}$ (2.21) et de l'évolution de son estimé $\dot{\hat{\xi}}_{2WS-CIN}$ (2.22), l'évolution de l'erreur d'observation $\dot{\tilde{\xi}}_{2WS-CIN}$ peut s'écrire :

$$\dot{\tilde{\xi}}_{2WS-CIN} = \begin{bmatrix} \dot{\tilde{\xi}}_{dev} \\ \dot{\tilde{\xi}}_{\beta_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(\xi_{dev}, \xi_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F) - f(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F) - \dots \\ \dots \alpha_{dev}(\tilde{\xi}_{dev}) \\ -\alpha_{\beta_i}(\tilde{\xi}_{dev}) \end{bmatrix}. \quad (2.24)$$

La fonction $f(\xi_{dev}, \xi_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F)$ peut être développée autour des valeurs des angles de dérive estimés $\hat{\xi}_{\beta_i}$, et être réécrite de la façon suivante :

$$f(\xi_{dev}, \xi_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F) = f(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F) + \frac{\partial f}{\partial \xi_{\beta_i}}(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F) \tilde{\xi}_{\beta_i} + O(\tilde{\xi}_{\beta_i}^2). \quad (2.25)$$

Le modèle d'évolution de l'erreur d'observation peut alors être reformulé pour obtenir :

$$\dot{\tilde{\xi}}_{2WS-CIN} = \begin{bmatrix} \dot{\tilde{\xi}}_{dev} \\ \dot{\tilde{\xi}}_{\beta_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial f}{\partial \xi_{\beta_i}}(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F) \tilde{\xi}_{\beta_i} - \alpha_{dev}(\tilde{\xi}_{dev}) \\ -\alpha_{\beta_i}(\tilde{\xi}_{dev}) \end{bmatrix}. \quad (2.26)$$

Considérons maintenant la fonction candidate de Lyapunov (2.27) définie à partir de l'ensemble des erreurs d'observation :

$$V = \frac{1}{2} \mathbf{K}_\beta \tilde{\xi}_{dev}^T \tilde{\xi}_{dev} + \frac{1}{2} \tilde{\xi}_{\beta_i}^T \tilde{\xi}_{\beta_i} \geq 0. \quad (2.27)$$

La dérivée de (2.27) en y substituant le système d'équations (2.26) est alors :

$$\dot{V} = \mathbf{K}_\beta \left[\frac{\partial f}{\partial \xi_{\beta_i}}(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F) \tilde{\xi}_{\beta_i} - \alpha_{dev}(\tilde{\xi}_{dev}) \right]^T \tilde{\xi}_{dev} - \tilde{\xi}_{\beta_i}^T \alpha_{\beta_i}(\tilde{\xi}_{dev}). \quad (2.28)$$

Après avoir substitué les expressions (2.23) dans (2.28), la dérivée de la fonction candidate \dot{V} peut être réécrite sous la forme :

$$\dot{V} = -\mathbf{K}_\beta \mathbf{K}_{dev} \tilde{\xi}_{dev}^T \tilde{\xi}_{dev} \leq 0. \quad (2.29)$$

Cette fonction est négative et implique la convergence de $\tilde{\xi}_{dev}$ vers zéro. Cependant \dot{V} n'est pas négative défini, aussi, pour prouver la convergence de l'estimation des angles de dérive $\hat{\xi}_{\beta_i}$, et ainsi prouver la stabilité asymptotique globale de l'observateur, il est nécessaire d'utiliser le théorème de Krasovskii-LaSalle.

2.4. Contribution à l'observation de la dynamique latérale des robots

Pour prouver la convergence de l'erreur d'observation $\tilde{\xi}_{\beta_i}$, la première équation du système (2.26) réécrite sous sa forme développée (2.30) sera utilisée :

$$\begin{aligned} \dot{\tilde{\xi}}_{dev} = & \begin{pmatrix} 0 & v \cos(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R) \\ \frac{v \cos(\hat{\beta}_R)}{L \cos(\delta_F + \hat{\beta}_F)^2} & \frac{v \sin(\hat{\beta}_R)(\tan(\delta_F + \hat{\beta}_F) - \tan(\hat{\beta}_R))}{L} - \frac{v}{L \cos(\hat{\beta}_R)} + \frac{v c(s) \sin(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R)}{1 - c(s)y} \end{pmatrix} \tilde{\xi}_{\beta_i} \\ & - \mathbf{K}_{dev} \tilde{\xi}_{dev} . \end{aligned} \quad (2.30)$$

D'après le théorème de Krasovskii-LaSalle, $\tilde{\xi}_{2WS-CIN}$ tend vers le plus grand sous espace invariant inclus dans $\{\tilde{\xi}_{2WS-CIN} / \dot{V} = 0\}$. Cela assure déjà que $\tilde{\xi}_{dev}$ converge vers zéro. Ensuite, au vu de l'expression du déterminant de la matrice présente dans (2.30), on peut conclure que $\dot{\tilde{\xi}}_{dev}$ ne peut rester nul que si $\tilde{\xi}_{\beta_i}$ est lui même nul, à partir du moment où $v \neq 0$, $\delta_F + \hat{\beta}_F \neq \frac{\pi}{2}$, $\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R \neq \frac{\pi}{2}$ et $\hat{\beta}_R \neq \frac{\pi}{2}$. Dans la pratique ces conditions sont respectées car l'angle de braquage avant et les angles de dérive sont limités. Les glissements ne peuvent atteindre $\frac{\pi}{2}$ car cela implique la non contrôlabilité du système. La stabilité asymptotique n'est certes pas assurée à vitesse nulle, mais cela ne représente pas une contrainte car elle n'est plus nécessaire du point de vue de la commande. Par conséquent $\tilde{\xi}_{\beta_i}$ tend vers zéro, ce qui implique la convergence des estimations des angles de dérive vers leurs valeurs réelles : $\hat{\xi}_{\beta_i} \rightarrow \xi_{\beta_i}$. Finalement, ces estimations peuvent être utilisées pour alimenter une loi de commande en présence de glissement.

La stratégie proposée dans le cadre de cette section permet donc d'estimer les angles de dérive quelle que soit la vitesse du robot et y compris lorsque celle-ci s'approche de zéro, ce qui n'était pas possible avec l'utilisation des approches antérieures.

2.4.2 Observation des glissements latéraux et des rigidités de dérive par approche multi-modèle

Dans cette sous-section, l'observateur générique de la dynamique latérale du robot est détaillé. La méthodologie de ce second observateur est similaire à celle décrite précédemment pour l'observateur des glissements. Cependant cette nouvelle approche intègre non seulement le modèle cinématique, comme précédemment, mais également le modèle dynamique. Cette approche hybride a pour objectif d'estimer en temps réel, en une seule étape et de façon réactive, les angles de dérive, $\hat{\beta}_F$ et $\hat{\beta}_R$, et les rigidités de dérive, \hat{C}_F et \hat{C}_R du robot.

2.4.2.1 Notations

Pour cela, considérons le vecteur d'état (2.31), noté $\xi_{2WS-HYB}$:

$$\xi_{2WS-HYB} = \begin{bmatrix} \xi_{dev} \\ \xi_{dyn} \\ \xi_{\beta_i} \\ \xi_{C_i} \end{bmatrix}. \quad (2.31)$$

Ce vecteur d'état est divisé en quatre sous-états :

- ◇ $\xi_{dev} = [y \ \tilde{\theta}]^T$, représentant les écarts du robot à la trajectoire Γ , ce sont les variables cinématiques mesurées du modèle (2.14);
- ◇ $\xi_{dyn} = [\dot{\theta} \ (v_G \sin(\beta))]^T$, représentant les variables mesurées du modèle dynamique (2.16);
- ◇ $\xi_{\beta_i} = [\beta_F \ \beta_R]^T$, composé des angles de dérive, devant être estimés;
- ◇ $\xi_{C_i} = [C_F \ C_R]^T$, composé des rigidités de dérive, devant être estimées également.

Dans la suite, le sous-état ξ_{dev} et la variable d'état $\dot{\theta}$ sont considérés comme étant mesurés de manière directe (à partir de données capteurs disponibles sur le robot). De plus, l'angle de braquage avant δ_F et la vitesse du robot au centre de l'essieu arrière v sont considérés comme étant des variables connues. Puisque cet observateur sera capable de fournir une estimation du sous-état $\hat{\xi}_{\beta_i}$, une estimation de la variable d'état $v_G \sin(\beta)$ est rendue possible grâce à l'équation de β introduite en (2.17). Cette estimation sera considérée comme une mesure virtuelle, même si elle est issue d'une opération sur des variables estimées. Cette hypothèse sera considérée admissible dans la suite de ce chapitre grâce au choix des gains d'observation définissant la dynamique de l'observateur. En effet, les gains régissant la convergence de $\hat{\xi}_{\beta_i}$ seront choisis significativement plus rapides que ceux pour la convergence de $\hat{\xi}_{C_i}$. Ce qui finalement permet à la variable $v_G \sin(\beta)$ d'être considérée comme une grandeur mesurée. Par conséquent les deux sous-états ξ_{dev} et ξ_{dyn} sont considérés comme étant mesurés.

Le modèle d'évolution du vecteur d'état $\xi_{2WS-HYB}$ s'écrit de la façon suivante :

$$\dot{\xi}_{2WS-HYB} = \begin{bmatrix} \dot{\xi}_{dev} \\ \dot{\xi}_{dyn} \\ \dot{\xi}_{\beta_i} \\ \dot{\xi}_{C_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(\xi_{dev}, \xi_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F) \\ g(\xi_{dyn}, \xi_{\beta_i}, \xi_{C_i}, \mathbf{v}, \delta_F) \\ 0_{2 \times 1} \\ 0_{2 \times 1} \end{bmatrix}. \quad (2.32)$$

Les fonctions $f(\xi_{dev}, \xi_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F)$ et $g(\xi_{dyn}, \xi_{\beta_i}, \xi_{C_i}, \mathbf{v}, \delta_F)$ sont directement déduites des deux dernières lignes du modèle cinématique étendu (2.14) et du modèle dynamique (2.16). Enfin, comme précédemment, on considère qu'il n'existe aucune équation d'évolution pour $\dot{\beta}_F, \dot{\beta}_R, \dot{C}_F$ et \dot{C}_R , leurs évolutions $\dot{\xi}_{\beta_i}$ et $\dot{\xi}_{C_i}$ sont chacune fixées à $0_{2 \times 1}$.

2.4. Contribution à l'observation de la dynamique latérale des robots

On constate également ici que le choix des équations du modèle d'évolution de l'observateur ne présente aucune singularité si la vitesse du robot est nulle.

2.4.2.2 Equation d'observation

Les équations d'évolution du vecteur d'état estimé sont choisies comme suit :

$$\dot{\hat{\xi}}_{2WS-HYB} = \begin{bmatrix} \dot{\hat{\xi}}_{dev} \\ \dot{\hat{\xi}}_{dyn} \\ \dot{\hat{\xi}}_{\beta_i} \\ \dot{\hat{\xi}}_{C_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F) + \alpha_{dev}(\tilde{\xi}_{dev}) \\ g(\xi_{dyn}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \hat{\xi}_{C_i}, \mathbf{v}, \delta_F) + \alpha_{dyn}(\tilde{\xi}_{dyn}) \\ \alpha_{\beta_i}(\tilde{\xi}_{dev}, \tilde{\xi}_{dyn}) \\ \alpha_{C_i}(\tilde{\xi}_{dyn}) \end{bmatrix}, \quad (2.33)$$

où α_{dev} , α_{dyn} , α_{β_i} et α_{C_i} sont des fonctions de rétroactions dépendantes des erreurs d'observation liées à la cinématique et à la dynamique du robot. Ces fonctions doivent encore une fois être construites pour permettre la convergence du vecteur d'état estimé $\hat{\xi}_{2WS-HYB}$ vers le vecteur d'état réel $\xi_{2WS-HYB}$ et ainsi obtenir une estimation des angles de dérive et des rigidités de dérive sans les mesurer. Le choix proposé ici est le suivant :

$$\begin{cases} \alpha_{dev}(\tilde{\xi}_{dev}) &= \mathbf{K}_{dev} \tilde{\xi}_{dev}, \\ \alpha_{dyn}(\tilde{\xi}_{dyn}) &= \mathbf{K}_{dyn} \tilde{\xi}_{dyn}, \\ \alpha_{\beta_i}(\tilde{\xi}_{dev}, \tilde{\xi}_{dyn}) &= \frac{\mathbf{K}_{\beta}}{\mathbf{K}_{\alpha}} \left[\frac{\partial f}{\partial \xi_{\beta_i}}(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F) \right]^T \tilde{\xi}_{dev} + \dots \\ &\dots \frac{\mathbf{K}_C}{\mathbf{K}_{\alpha}} \left[\frac{\partial g}{\partial \xi_{\beta_i}}(\xi_{dyn}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \hat{\xi}_{C_i}, \mathbf{v}, \delta_F) \right]^T \tilde{\xi}_{dyn}, \\ \alpha_{C_i}(\tilde{\xi}_{dyn}) &= \mathbf{K}_C \left[\frac{\partial g}{\partial \xi_{C_i}}(\xi_{dyn}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \hat{\xi}_{C_i}, \mathbf{v}, \delta_F) \right]^T \tilde{\xi}_{dyn}, \end{cases} \quad (2.34)$$

tel que :

- ◇ \mathbf{K}_{dev} et \mathbf{K}_{dyn} sont chacune des matrices diagonales 2×2 positives,
- ◇ \mathbf{K}_{β} , \mathbf{K}_C et \mathbf{K}_{α} sont des scalaires positifs. \mathbf{K}_{α} permet d'harmoniser \mathbf{K}_{β} et \mathbf{K}_C car les angles et les rigidités de dérive n'ont pas les mêmes unités ni les mêmes échelles. De plus il permet de pondérer l'influence de la cinématique et/ou de la dynamique sur les estimations du glissement.

2.4.2.3 Preuve par Lyapunov

À partir de l'évolution du vecteur d'état $\hat{\xi}_{2WS-HYB}$ (2.32) et de l'évolution de son estimé $\hat{\xi}_{2WS-HYB}$ (2.33), l'évolution de l'erreur d'observation $\tilde{\xi}_{2WS-HYB}$

peut s'écrire :

$$\dot{\xi}_{2WS-HYB} = \begin{bmatrix} \dot{\xi}_{dev} \\ \dot{\xi}_{dyn} \\ \dot{\xi}_{\beta_i} \\ \dot{\xi}_{C_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(\xi_{dev}, \xi_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F) - f(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F) - \dots \\ \dots \alpha_{dev}(\tilde{\xi}_{dev}) \\ g(\xi_{dyn}, \xi_{\beta_i}, \xi_{C_i}, \mathbf{v}, \delta_F) - g(\xi_{dyn}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \hat{\xi}_{C_i}, \mathbf{v}, \delta_F) - \dots \\ \dots \alpha_{dyn}(\tilde{\xi}_{dyn}) \\ -\alpha_{\beta_i}(\xi_{dev}, \xi_{dyn}) \\ -\alpha_{C_i}(\xi_{dyn}) \end{bmatrix}. \quad (2.35)$$

La fonction $f(\xi_{dev}, \xi_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F)$ peut toujours être développée autour des valeurs des angles de dérive estimés $\hat{\beta}_i$, et être réécrite de la façon suivante :

$$f(\xi_{dev}, \xi_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F) = f(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F) + \frac{\partial f}{\partial \xi_{\beta_i}}(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F) \tilde{\xi}_{\beta_i} + O(\tilde{\xi}_{\beta_i}^2). \quad (2.36)$$

La fonction $g(\xi_{dyn}, \xi_{\beta_i}, \xi_{C_i}, \mathbf{v}, \delta_F)$ peut également être développée autour des valeurs des angles de dérive estimés $\hat{\beta}_i$ ainsi que de celles des rigidités de dérive estimées \hat{C}_i , et être réécrite de la façon suivante :

$$g(\xi_{dyn}, \xi_{\beta_i}, \xi_{C_i}, \mathbf{v}, \delta_F) = g(\xi_{dyn}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \hat{\xi}_{C_i}, \mathbf{v}, \delta_F) + \frac{\partial g}{\partial \xi_{\beta_i}}(\xi_{dyn}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \hat{\xi}_{C_i}, \mathbf{v}, \delta_F) \tilde{\xi}_{\beta_i} + \dots \\ \dots \frac{\partial g}{\partial \xi_{C_i}}(\xi_{dyn}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \hat{\xi}_{C_i}, \mathbf{v}, \delta_F) \tilde{\xi}_{C_i} + O(\tilde{\xi}_{\beta_i}^2, \tilde{\xi}_{C_i}^2). \quad (2.37)$$

Le modèle d'évolution de l'erreur d'observation peut alors être reformulé pour obtenir :

$$\dot{\xi}_{2WS-HYB} = \begin{bmatrix} \dot{\xi}_{dev} \\ \dot{\xi}_{dyn} \\ \dot{\xi}_{\beta_i} \\ \dot{\xi}_{C_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial f}{\partial \xi_{\beta_i}}(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F) \tilde{\xi}_{\beta_i} - \alpha_{dev}(\tilde{\xi}_{dev}) \\ \frac{\partial g}{\partial \xi_{\beta_i}}(\xi_{dyn}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \hat{\xi}_{C_i}, \mathbf{v}, \delta_F) \tilde{\xi}_{\beta_i} + \dots \\ \dots \frac{\partial g}{\partial \xi_{C_i}}(\xi_{dyn}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \hat{\xi}_{C_i}, \mathbf{v}, \delta_F) \tilde{\xi}_{C_i} - \alpha_{dyn}(\tilde{\xi}_{dyn}) \\ -\alpha_{\beta_i}(\xi_{dev}, \xi_{dyn}) \\ -\alpha_{C_i}(\xi_{dyn}) \end{bmatrix}. \quad (2.38)$$

Considérons maintenant la fonction candidate de Lyapunov (2.39) définie à partir de l'ensemble des erreurs d'observation :

$$V = \frac{1}{2} \mathbf{K}_{\beta} \tilde{\xi}_{dev}^T \tilde{\xi}_{dev} + \frac{1}{2} \mathbf{K}_C \tilde{\xi}_{dyn}^T \tilde{\xi}_{dyn} + \frac{1}{2} \mathbf{K}_{\alpha} \tilde{\xi}_{\beta_i}^T \tilde{\xi}_{\beta_i} + \frac{1}{2} \tilde{\xi}_{C_i}^T \tilde{\xi}_{C_i} \geq 0. \quad (2.39)$$

La dérivée de (2.39) en y substituant le système d'équations (2.38) est alors :

$$\begin{aligned}
 \dot{V} = & \mathbf{K}_\beta \left[\frac{\partial f}{\partial \xi_{\beta_i}} (\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}, \delta_F) \tilde{\xi}_{\beta_i} - \alpha_{dev}(\tilde{\xi}_{dev}) \right]^T \tilde{\xi}_{dev} + \dots \\
 & \dots \mathbf{K}_C \left[\frac{\partial g}{\partial \xi_{\beta_i}} (\xi_{dyn}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \hat{\xi}_{C_i}, \mathbf{v}, \delta_F) \tilde{\xi}_{\beta_i} + \dots \right. \\
 & \left. \dots \frac{\partial g}{\partial \xi_{C_i}} (\xi_{dyn}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \hat{\xi}_{C_i}, \mathbf{v}, \delta_F) \tilde{\xi}_{C_i} - \alpha_{dyn}(\tilde{\xi}_{dyn}) \right]^T \tilde{\xi}_{dyn} - \dots \\
 & \dots \mathbf{K}_\alpha \tilde{\xi}_{\beta_i}^T \alpha_{\beta_i}(\tilde{\xi}_{dev}, \tilde{\xi}_{dyn}) - \tilde{\xi}_{C_i}^T \alpha_{C_i}(\tilde{\xi}_{dyn}). \quad (2.40)
 \end{aligned}$$

Après avoir substitué les expressions (2.34) dans (2.40), la dérivée de la fonction candidate \dot{V} peut être réécrite sous la forme :

$$\dot{V} = -\mathbf{K}_\beta \mathbf{K}_{dev} \tilde{\xi}_{dev}^T \tilde{\xi}_{dev} - \mathbf{K}_C \mathbf{K}_{dyn} \tilde{\xi}_{dyn}^T \tilde{\xi}_{dyn} \leq 0. \quad (2.41)$$

Cette fonction est négative et implique la convergence de $\tilde{\xi}_{dev}$ et de $\tilde{\xi}_{dyn}$ vers zéro. Pour prouver la convergence des deux estimations souhaitées, $\hat{\xi}_{\beta_i}$ pour les angles de dérive et $\hat{\xi}_{C_i}$ pour les rigidités de dérive, et ainsi prouver la stabilité asymptotique globale de l'observateur, il est nécessaire d'utiliser encore une fois le théorème de Krasovskii-LaSalle.

Pour prouver la convergence des erreurs d'observation $\tilde{\xi}_{\beta_i}$ et $\tilde{\xi}_{C_i}$, les deux premières équations du système (2.38) sont réécrites sous leurs formes développées. Il s'agit de l'équation (2.30) et de l'équation (2.42) ci-dessous :

$$\dot{\tilde{\xi}}_{dyn} = \begin{vmatrix} -\frac{L_F \hat{C}_F \cos(\delta_F)}{I_z} & \frac{L_R \hat{C}_R}{I_z} \\ \frac{\hat{C}_F \cos(\delta_F)}{m} & \frac{\hat{C}_R}{m} \end{vmatrix} \tilde{\xi}_{\beta_i} + \begin{vmatrix} -\frac{L_F \hat{\beta}_F \cos(\delta_F)}{I_z} & \frac{L_R \hat{\beta}_R}{I_z} \\ \frac{\hat{\beta}_F \cos(\delta_F)}{m} & \frac{\hat{\beta}_R}{m} \end{vmatrix} \tilde{\xi}_{C_i} - \mathbf{K}_{dyn} \tilde{\xi}_{dyn}. \quad (2.42)$$

D'après le théorème de Krasovskii-LaSalle, $\tilde{\xi}_{2WS-HYB}$ tend vers le plus grand sous espace invariant inclus dans $\left\{ \tilde{\xi}_{2WS-HYB} / \dot{V} = 0 \right\}$. Cela assure déjà que $\tilde{\xi}_{dev}$ et $\tilde{\xi}_{dyn}$ convergent vers zéro. Ensuite, les mêmes arguments que ceux présentés à la section 2.4.1.3 sur l'équation (2.30) permettent d'établir que $\tilde{\xi}_{\beta_i}$ converge vers zéro à partir du moment où $\mathbf{v} \neq 0$, $\delta_F + \hat{\beta}_F \neq \frac{\pi}{2}$, $\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R \neq \frac{\pi}{2}$ et $\hat{\beta}_R \neq \frac{\pi}{2}$, conditions supposées vérifiées pour les raisons explicités à la section 2.4.1.3. Enfin, l'expression du déterminant de la seconde matrice de (2.42) prouve que si $\hat{\beta}_F$ et $\hat{\beta}_R$ ne restent pas constamment nuls (ce qui n'est jamais le cas en milieu tout-terrain), alors $\dot{\tilde{\xi}}_{dyn}$ ne peut rester nul que si $\tilde{\xi}_{C_i}$ est lui-même nul. Cela établit que l'observateur proposé est asymptotiquement stable et donc en particulier que les estimations des angles et des rigidités de dérive convergent vers leurs valeurs réelles : $\hat{\xi}_{\beta_i} \rightarrow \xi_{\beta_i}$ et $\hat{\xi}_{C_i} \rightarrow \xi_{C_i}$. Aussi, ces estimations peuvent être utilisées pour alimenter une loi de commande en présence de glissements et de fortes dynamiques.

La stratégie proposée dans le cadre de cette section permet donc d'estimer

les angles de dérive et les rigidités de dérive quelle que soit la vitesse du robot, y compris lorsque celle-ci s'approche de zéro ou qu'elle devient importante, sans avoir besoin de changer de paradigme, ce qui n'était pas possible avec les approches antérieures.

2.4.3 Extension de l'approche à l'observation des glissements dans le repère absolu

Les variables des deux observateurs précédemment introduits sont référencées par rapport à une trajectoire. Si cette trajectoire contient du bruit ou des discontinuités, il en sera de même pour les mesures des variables cinématiques, et cela sera considéré à tort comme des occurrences de glissement par les algorithmes d'observation. À chaque perturbation de la trajectoire, les estimations des glissements seront erronées, et si elles sont utilisées dans le calcul de l'angle de braquage, cela peut entraîner un phénomène d'oscillation des roues non souhaité, qui risque de dégrader le suivi, ce qui n'est pas l'objectif attendu.

Pour pallier cela, une solution consiste à substituer dans les vecteurs d'état (2.20) et (2.31) le sous-état $\xi_{dev} = [y \tilde{\theta}]^T$ par $\xi_{loc} = [X Y \theta]^T$ comme proposé dans [LENAIN et al., 2017].

Le développement avec ce vecteur d'état transformé est identique à celui décrit dans les deux sous-sections précédentes. Les équations d'observation, la proposition pour les fonctions de rétroaction et la preuve par Lyapunov sont applicables et mènent aux mêmes résultats, sauf pour le gain d'observation K_{dev} qui doit être remplacé par le gain K_{loc} qui est une matrice diagonale 3×3 positive.

2.5 Contribution à la Commande générique des robots

Dans cette section, la commande générique pour l'angle de braquage avant du robot est détaillée. A partir des résultats théoriques présentés dans la sous-section précédente sur l'observation de la dynamique latérale du robot, les angles de dérive et les rigidités de dérive peuvent être estimés de façon robuste. On peut alors concevoir une loi de commande pour le braquage avant du robot prenant en compte l'ensemble de ces estimations. Pour cela, il faut concaténer dans cette commande les modèles cinématique et dynamique du robot.

L'approche proposée dans cette section est basée sur la théorie de commande en cascade ou par backstepping introduite initialement dans [KOKOTOVIC, 1992] et permet d'obtenir une loi de commande stable et simple à mettre en œuvre, ce qui motive son choix. [CARIOU, 2012] a utilisé cette méthode pour le braquage, mais en ne prenant en compte que le modèle cinématique étendu du robot. Pour inclure dans la commande les rigidités de dérive, il est nécessaire d'étendre cette approche pour prendre en compte le modèle dynamique du robot.

Ainsi, une première sous-section introduit cette approche, puis une seconde sous-section illustre son utilisation pour déterminer la loi de commande répondant aux objectifs.

2.5.1 Approche en cascade

L'approche en cascade est une méthode récursive de contrôle dédiée aux systèmes non-linéaires. Elle s'applique aux systèmes dont les équations peuvent se mettre sous la forme encapsulée (2.43), appelée *strict-feedback form*.

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{x} = f_0(x) + g_0(x)z_1 \\ \dot{z}_1 = f_1(x, z_1) + g_1(x, z_1)z_2 \\ \dot{z}_2 = f_2(x, z_1, z_2) + g_2(x, z_1, z_2)z_3 \\ \vdots \\ \dot{z}_i = f_i(x, z_1, z_2, \dots, z_{i-1}, z_i) + g_i(x, z_1, z_2, \dots, z_{i-1}, z_i)z_{i+1} \\ \vdots \\ \dot{z}_{k-1} = f_{k-1}(x, z_1, z_2, \dots, z_{k-1}) + g_{k-1}(x, z_1, z_2, \dots, z_{k-1})z_k \\ \dot{z}_k = f_k(x, z_1, z_2, \dots, z_{k-1}, z_k) + g_k(x, z_1, z_2, \dots, z_{k-1}, z_k)u \end{array} \right. \quad (2.43)$$

où x , la variable d'état à stabiliser, $z_{1 \leq i \leq k}$, les variables d'état intermédiaires, et u , la commande du système à déterminer, sont des scalaires. De plus les conditions suivantes doivent être vérifiées : $f_{0 \leq i \leq k}(0, 0, \dots, 0) = 0$ et $g_{1 \leq i \leq k}(\cdot) \neq 0$.

Pour stabiliser l'ensemble du système, on suppose premièrement que la variable x du sous système $\dot{x} = f_0(x) + g_0(x)u_0(x)$ peut être stabilisée autour de sa valeur souhaitée grâce à la fonction u_0 . On suppose également que la fonction de Lyapunov V_0 prouvant la stabilité de ce sous-système est connue. Ensuite, on construit itérativement les commandes intermédiaires $u_{1 \leq i \leq k-1}$ permettant

de stabiliser les i -systèmes $\dot{z}_i = f_i(\cdot) + g_i(\cdot)u_i$ en s'appuyant sur la fonction de Lyapunov $V_i = V_{i-1} + \frac{1}{2}(z_i - u_{i-1})^2$ pour obtenir l'expression de u_i .

On obtient alors un système où la commande u stabilise z_k vers u_{k-1} , qui stabilise z_{k-1} vers u_{k-2} , et ainsi de suite jusqu'à u_1 qui stabilise z_1 vers u_0 qui stabilise finalement la variable x .

2.5.2 Synthèse de la loi de commande

Pour obtenir l'expression de l'angle de braquage avant, nécessaire à la commande du robot, la méthode présentée dans cette section utilise trois étapes de convergence successives. La première convergence concerne l'objectif principal de la commande lors d'un suivi de trajectoire : la convergence de l'écart latéral vers une valeur désirée. La seconde concerne la convergence de l'écart angulaire permettant d'assurer la convergence de la première étape. Enfin, la troisième concerne la convergence de la vitesse angulaire permettant d'assurer la convergence de la seconde étape et par conséquent de la première.

Les variables intermédiaires sont notées $u_{\hat{\theta}}$ et $u_{\hat{y}}$. Pour mettre en œuvre l'approche en cascade, il est imposé que $u_{\hat{y}}$ soit fonction de l'orientation du robot et influe sur la dérivée de l'écart latéral \dot{y} et que $u_{\hat{\theta}}$ soit fonction de la vitesse angulaire du robot et influe sur la dérivée de l'écart angulaire $\dot{\theta}$. Ces variables ont été choisies sur la base des modèles (2.14) et (2.19) et aussi parce qu'elles ont une influence directe sur le comportement cinématique et dynamique du robot lors du suivi.

2.5.2.1 Étape 1 : convergence de l'écart latéral

Notons d'abord y_d , l'écart latéral désiré devant être atteint par le robot lors du suivi. A partir de l'écart latéral réel du robot noté y et de l'écart désiré y_d , il est possible de définir l'erreur de suivi e_y :

$$e_y = y - y_d, \quad (2.44)$$

L'objectif de cette commande est d'assurer la convergence de y vers y_d . Une manière d'obtenir cette convergence est d'imposer l'équation différentielle (2.45) par rapport au temps.

$$\dot{e}_y = \dot{y} - \dot{y}_d = k_y e_y, \quad (2.45)$$

avec k_y un scalaire négatif à définir. Ce gain est caractéristique du temps de convergence de y vers y_d .

En substituant \dot{y} par son expression (2.14), l'expression suivante est obtenue :

$$v \sin(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R) - \dot{y}_d = k_y e_y, \quad (2.46)$$

Cette relation ne fournit pas une expression directe pour δ_F . Aussi, dans une démarche backstepping, il est proposé de regarder $\sin(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R)$ comme une commande intermédiaire, d'où l'on pourra remonter vers la commande de δ_F . On

pose alors le changement de variable suivant $u_{\tilde{\theta}} = \sin(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R)$. Ce changement de variable respecte les conditions précédemment citées et la relation (2.46) peut être imposée si on choisit :

$$u_{\tilde{\theta}} = \frac{k_y(y - y_d) + \dot{y}_d}{v}. \quad (2.47)$$

L'expression (2.47) proposée pour $u_{\tilde{\theta}}$ garantit que le système en boucle fermée est régi par (2.45). Cette valeur pour $u_{\tilde{\theta}}$ devient alors une consigne à atteindre à chaque instant par $\sin(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R)$ afin de garantir la convergence de y vers y_d .

2.5.2.2 Étape 2 : convergence de la commande intermédiaire dépendante de l'écart angulaire

À partir de l'écart angulaire réel du robot noté $\tilde{\theta}$, de l'estimation de l'angle de dérive arrière $\hat{\beta}_R$ et de la consigne $u_{\tilde{\theta}}$, il est possible de définir l'erreur angulaire $e_{\tilde{\theta}}$:

$$e_{\tilde{\theta}} = \sin(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R) - u_{\tilde{\theta}}, \quad (2.48)$$

Pour obtenir la convergence de $\sin(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R)$ vers $u_{\tilde{\theta}}$, une seconde équation différentielle (2.49) par rapport au temps est utilisée.

$$\dot{e}_{\tilde{\theta}} = k_{\tilde{\theta}} e_{\tilde{\theta}}, \quad (2.49)$$

avec $k_{\tilde{\theta}}$ un scalaire négatif à définir. Ce gain est caractéristique du temps de convergence de $\sin(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R)$ vers $u_{\tilde{\theta}}$. A partir de l'expression (2.48) et de l'expression de la dérivée de l'écart angulaire du robot (2.14), l'expression suivante est obtenue :

$$\dot{e}_{\tilde{\theta}} = (\dot{\theta} - \dot{\theta}_{tan} + \dot{\hat{\beta}}_R) \cos(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R) - \dot{u}_{\tilde{\theta}} = k_{\tilde{\theta}} e_{\tilde{\theta}}. \quad (2.50)$$

Comme $\dot{\theta}$ dépend de δ_F , il serait possible d'obtenir une expression pour δ_F à partir de (2.50). Cette expression a déjà été proposée dans la littérature [CARIOU, 2012]. Cependant, cette commande ne dépend alors que du modèle cinématique du robot. Pour obtenir une expression qui prend en compte la dynamique du robot, il est proposé d'introduire une seconde variable intermédiaire. En observant les équations du modèle dynamique linéarisé (2.19) et l'expression précédente (2.50), on remarque une variable commune : la vitesse angulaire du robot $\dot{\theta}$ et sa dérivée première $\ddot{\theta}$. On pose alors le changement de variable suivant $u_{\dot{\theta}} = (\dot{\theta} - \dot{\theta}_{tan} + \dot{\hat{\beta}}_R) \cos(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R)$. Ce changement de variable respecte les conditions précédemment citées et la relation (2.49) peut être imposée si on choisit :

$$u_{\dot{\theta}} = k_{\dot{\theta}} (\sin(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R) - u_{\tilde{\theta}}) + \dot{u}_{\tilde{\theta}}. \quad (2.51)$$

L'expression (2.51) proposée pour $u_{\dot{\theta}}$ devient alors la valeur cible à atteindre à chaque instant par $(\dot{\theta} - \dot{\theta}_{tan} + \dot{\hat{\beta}}_R) \cos(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R)$ afin de garantir la convergence de $\sin(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R)$ vers $u_{\dot{\theta}}$ et par conséquent de y vers y_d .

2.5.2.3 Étape 3 : convergence de la commande intermédiaire dépendante de la vitesse de lacet

À partir de la vitesse angulaire réelle du robot notée $\dot{\theta}$, de l'écart angulaire réel $\tilde{\theta}$, de l'estimation de l'angle de dérive arrière $\hat{\beta}_R$ et de la consigne $u_{\dot{\theta}}$, il est possible de définir l'erreur de vitesse angulaire $e_{\dot{\theta}}$ telle que :

$$e_{\dot{\theta}} = (\dot{\theta} - \dot{\theta}_{tan} + \dot{\hat{\beta}}_R) \cos(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R) - u_{\dot{\theta}}, \quad (2.52)$$

Pour obtenir la convergence de $(\dot{\theta} - \dot{\theta}_{tan} + \dot{\hat{\beta}}_R) \cos(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R)$ vers $u_{\dot{\theta}}$, une troisième équation différentielle (2.53) par rapport au temps est utilisée.

$$\dot{e}_{\dot{\theta}} = (\ddot{\theta} - \ddot{\theta}_{tan} + \ddot{\hat{\beta}}_R) \cos(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R) - (\dot{\theta} - \dot{\theta}_{tan} + \dot{\hat{\beta}}_R)^2 \sin(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R) - \dot{u}_{\dot{\theta}} = k_{\dot{\theta}} e_{\dot{\theta}}, \quad (2.53)$$

avec $k_{\dot{\theta}}$ un scalaire négatif à définir. Ce gain est caractéristique du temps de convergence de $(\dot{\theta} - \dot{\theta}_{tan} + \dot{\hat{\beta}}_R) \cos(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R)$ vers $u_{\dot{\theta}}$. A partir de l'expression (2.53) et de l'expression de l'accélération angulaire linéarisée du robot (2.19), l'expression suivante est obtenue :

$$\ddot{\theta} = \left(\frac{-L_F^2 \hat{C}_F - L_R^2 \hat{C}_R}{v_G I_z} \right) \dot{\theta} + \left(\frac{L_R \hat{C}_R - L_F \hat{C}_F}{I_z} \right) \hat{\beta} + \left(\frac{L_F \hat{C}_F}{I_z} \right) \delta_F = \frac{k_{\dot{\theta}} e_{\dot{\theta}} + \dot{u}_{\dot{\theta}} + (\dot{\theta} - \dot{\theta}_{tan} + \dot{\hat{\beta}}_R)^2 \sin(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R)}{\cos(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R)} - \ddot{\hat{\beta}}_R + \ddot{\theta}_{tan}. \quad (2.54)$$

Finalement, en reformulant la relation (2.54), l'expression pour l'angle de braquage avant $\delta_{F_{2WS}}$ du robot est obtenue :

$$\delta_{F_{2WS}} = \frac{\frac{k_{\dot{\theta}} e_{\dot{\theta}} + \dot{u}_{\dot{\theta}} + (\dot{\theta} - \dot{\theta}_{tan} + \dot{\hat{\beta}}_R)^2 \sin(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R)}{\cos(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R)} - \ddot{\hat{\beta}}_R + \ddot{\theta}_{tan} - \left(\frac{-L_F^2 \hat{C}_F - L_R^2 \hat{C}_R}{v_G I_z} \right) \dot{\theta} - \left(\frac{L_R \hat{C}_R - L_F \hat{C}_F}{I_z} \right) \hat{\beta}}{\frac{L_F \hat{C}_F}{I_z}}.$$

(2.55)

Cette expression est valable sous les conditions suivantes :

- $v \neq 0$ (cf. équation (2.47)),
- $1 - c(s) y \neq 0$ (singularité présente au sein de $\dot{\theta}_{tan}$),
- $\cos(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R) \neq 0$ (cf. équation (2.55)),
- $\hat{C}_F \neq 0$ (cf. équation (2.55)).

La première condition est généralement vérifiée lors du suivi de trajectoire, en particulier lorsque le robot fait face à des phénomènes dynamiques importants. Néanmoins, cette restriction sera levée par une extension décrite à la section 2.5.4 de façon à disposer d'une loi de commande applicable à toute vitesse. Les deuxième et troisième conditions sont des singularités de modèle, déjà discutées à la section 2.3.1. Elles ne sont jamais rencontrées en pratique car compte tenu des courbures faibles des trajectoires, le centre de l'essieu arrière du robot n'atteint jamais le centre de courbure de la trajectoire, le cap du robot n'est jamais perpendiculaire à la tangente à la trajectoire au point le plus proche. Enfin, les rigidités de dérive sont non nulles car sinon cela signifierait que le robot évolue sur une surface parfaitement glissante, ce qui n'est pas réaliste avec le milieu dans lequel il évolue. Par ailleurs, la division par v_G du second terme de (2.55) ne représente pas une singularité de calcul. En effet, il est multiplié par $\dot{\theta}$, dont l'expression, introduite à la section 2.3.1, est fonction au numérateur de la vitesse du robot, ce qui mathématiquement supprime la dépendance du terme à la vitesse du robot. L'expression (2.55) permet sous ces hypothèses d'assurer la convergence de l'écart latéral y vers l'écart latéral désiré y_d . La preuve est donnée ci-après.

2.5.2.4 Preuve de convergence

Soit (2.56) la dérivée troisième de l'erreur de suivi $e_y = y - y_d$, considérant que la vitesse du robot est lentement variable le long de la trajectoire :

$$\ddot{e}_y = \ddot{y} - \ddot{y}_d = v (\ddot{\theta} + \ddot{\hat{\beta}}_R) \cos(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R) - v (\dot{\tilde{\theta}} + \dot{\hat{\beta}}_R)^2 \sin(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R) - \ddot{y}_d. \quad (2.56)$$

En remplaçant dans (2.56) l'expression de l'accélération angulaire $\ddot{\theta}$ issue de la modélisation dynamique du robot (2.19), il vient :

$$\ddot{e}_y = v (A\dot{\theta} + B\hat{\beta} + C\delta_F - \ddot{\theta}_{tan} + \ddot{\hat{\beta}}_R) \cos(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R) - v (\dot{\tilde{\theta}} + \dot{\hat{\beta}}_R)^2 \sin(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R) - \ddot{y}_d, \quad (2.57)$$

avec,

$$A = \left(\frac{-L_F^2 \hat{C}_F - L_R^2 \hat{C}_R}{v_G I_z} \right), B = \left(\frac{L_R \hat{C}_R - L_F \hat{C}_F}{I_z} \right), \text{ et } C = \left(\frac{L_F \hat{C}_F}{I_z} \right). \quad (2.58)$$

Puis, en injectant dans (2.57) la loi de commande pour le braquage avant (2.55), on obtient :

$$\ddot{e}_y = v k_\theta e_\theta + v \dot{u}_\theta - \ddot{y}_d. \quad (2.59)$$

En remplaçant e_θ et u_θ ainsi que leurs dérivées par leurs expressions dans (2.59), il vient :

$$\ddot{e}_y = v \left(k_\theta \left(\frac{\ddot{y}}{v} - k_\theta e_\theta - \dot{u}_\theta \right) + k_\theta \dot{e}_\theta + \ddot{u}_\theta \right) - \ddot{y}_d. \quad (2.60)$$

En remplaçant $e_{\bar{\theta}}$ et $u_{\bar{\theta}}$ ainsi que leurs dérivées par leurs expressions dans (2.60) puis en faisant apparaître e_y et ses dérivées successives, il vient finalement :

$$\ddot{e}_y = \ddot{e}_y (k_{\dot{\theta}} + k_{\ddot{\theta}} + k_y) - \dot{e}_y (k_{\dot{\theta}}k_y + k_{\ddot{\theta}}k_{\dot{\theta}} + k_{\ddot{\theta}}k_y) + e_y (k_{\dot{\theta}}k_{\ddot{\theta}}k_y). \quad (2.61)$$

L'équation caractéristique de cette équation différentielle est :

$$r^3 - r^2 (k_{\dot{\theta}} + k_{\ddot{\theta}} + k_y) + r (k_{\dot{\theta}}k_y + k_{\ddot{\theta}}k_{\dot{\theta}} + k_{\ddot{\theta}}k_y) - k_{\dot{\theta}}k_{\ddot{\theta}}k_y = (r - k_{\dot{\theta}})(r - k_{\ddot{\theta}})(r - k_y) = 0. \quad (2.62)$$

Les trois pôles de l'équation différentielle sont donc $k_{\dot{\theta}}$, $k_{\ddot{\theta}}$ et k_y qui ont été choisis négatifs. L'équation différentielle est donc asymptotiquement stable, ce qui assure que e_y converge vers zéro et que par conséquent y converge vers y_d .

Finalement, en utilisant l'expression (2.55) dans laquelle on injecte les expressions intermédiaires (2.47) et (2.51) pour commander l'angle de braquage avant du robot, l'objectif introduit dans cette section (à savoir le suivi d'une trajectoire par un robot muni d'un unique train directeur à l'avant en prenant en compte sa cinématique et sa dynamique) est atteint.

2.5.3 Anticipation

La loi de commande précédemment introduite permet de commander le braquage du robot de manière adaptative en fonction de la trajectoire et de la dynamique latérale du robot. Cependant, cette commande ne prend pas en compte le temps de réponse des actionneurs, pouvant créer un retard de pilotage et finalement des écarts de suivi.

Pour pallier ce phénomène, une méthode, illustrée Fig. 2.11, consiste à prédire la courbure future $c(s_{pred})$ en fonction d'un horizon de prédiction t_{pred} représentatif du temps de réponse des actionneurs. Ensuite, cette courbure prédite $c(s_{pred})$ est injectée dans la loi de commande à la place de la courbure actuelle $c(s)$. Cela permet à la loi de commande de fournir un angle de braquage avant prédit $\delta_{F_{pred}}$ permettant d'atteindre l'angle de braquage de référence futur $\delta_{F_{ref}}$ défini par l'horizon de prédiction t_{pred} .

2.5.4 Extension de l'approche

Comme souligné en sous-section 2.5.2, page 54, la loi de commande présente une singularité à vitesse nulle. Cette singularité peut entraîner des contraintes de calcul ou des divergences du robot lorsqu'un arrêt soudain du robot est souhaité (arrêt d'urgence, obstacle, tâche à réaliser). Pour cela, il est nécessaire d'adresser cette singularité et donc de généraliser l'algorithme de commande hybride (cinématique/dynamique) pour l'ensemble de la gamme de vitesse.

Pour étendre l'approche, la méthode proposée dans cette sous-section consiste à remplacer la première étape de convergence exprimée en fonction du temps

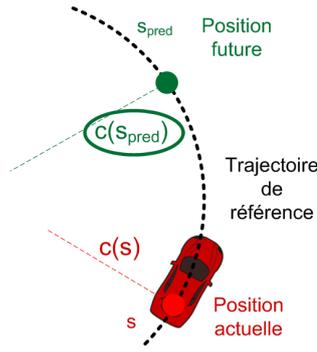


FIGURE 2.11 – Représentation associée à la commande prédictive.

(relation (2.45)), par une convergence exprimée en fonction de l'abscisse curviligne s :

$$e'_y = \frac{de_y}{ds} = y' - y'_d = k_{y'} e_y, \quad (2.63)$$

où la notation prime exprime une dérivée de la variable par rapport à l'abscisse curviligne s et $k_{y'}$ est un scalaire négatif à définir. Ce gain est caractéristique de la distance à parcourir pour que y converge vers y_d .

Ensuite, les deux premières équations de (2.14) permettent d'obtenir l'expression de la dérivée de l'écart latéral par rapport à l'abscisse curviligne y' :

$$y' = \frac{dy}{ds} = \frac{dy}{dt} \frac{dt}{ds} = \tan(\tilde{\theta} + \beta_R) (1 - c(s) y), \quad (2.64)$$

A partir de (2.63) et (2.64), et de façon similaire à la méthode présentée en sous-section 2.5.2, une nouvelle consigne intermédiaire pour $\tilde{\theta}$ peut être calculée :

$$\mathbf{u}_{\tilde{\theta}} = \arctan \left(\frac{k_{y'} (y - y_d) + y'_d}{(1 - c(s) y)} \right) - \hat{\beta}_R. \quad (2.65)$$

Cette équation est indépendante de la vitesse. La seule singularité est la singularité du modèle $(1 - c(s) y) = 0$ qui n'est pas rencontré en pratique car le rayon de courbure de la trajectoire à suivre est nettement supérieur à l'écart latéral, comme discuté à la section 2.5.2.

La suite du raisonnement mathématique développé à la section 2.5.2 reste le même et permet d'aboutir à l'expression (2.55) pour l'angle de braquage avant. On notera que la nouvelle expression du braquage fait intervenir des variables

intermédiaires dont les convergences sont exprimés par rapport à des variables différentes (temps et abscisse curviligne).

Ce comportement basé sur une convergence hybride (abscisse curviligne et temporelle) permet de découpler la dynamique latérale de la dynamique longitudinale du robot. Cela est avantageux, entre autres, dans le cas du robot skid-steering étudié au chapitre quatre, car cela permet d'envisager des rotations du robot sur place.

Outre le caractère indépendant de la vitesse d'avance du robot, cette extension permet de définir non plus un temps de convergence mais une distance de convergence du robot vers la trajectoire. Cette notion de convergence en distance trouve parfaitement sa place lorsque les vitesses de suivi sont élevées car dans ce cas, un temps de convergence imposerait une distance de convergence trop importante, pouvant nuire à la qualité du suivi.

Cette approche permet ainsi de contourner les singularités non voulues (vitesse nulle) tout en garantissant, in fine, le comportement souhaité.

2.6 Expérimentations

Dans cette section, la stratégie de commande présentée précédemment, comprenant l'observateur cinématique et dynamique ainsi que la loi de commande adaptative et prédictive, est illustrée puis testée à travers une série d'expérimentations en simulation et en milieu naturel.

2.6.1 Mise en place des algorithmes

Pour faciliter leurs implémentations et utilisations, les algorithmes présentés en 2.4.2, page 47 et 2.5.2, page 54, sont illustrés en langage pseudo code.

2.6.1.1 Estimation de la dynamique latérale

Ci-après, l'algorithme 1 permettant l'implémentation de l'observateur des angles de dérive et des rigidités de dérive (section 2.4.2, page 47).

2.6.1.2 Commande de l'angle de braquage avant

Ci-après, l'algorithme 2 permettant l'implémentation de la loi de commande adaptative (section 2.5.2, page 54).

Algorithm 1 Lateral Hybrid Observer

```

1:  $\hat{y}, \hat{\theta}, \hat{\dot{\theta}}, v_G \beta, v_G \hat{\beta}, \hat{\beta}_F, \hat{\beta}_R, \hat{C}_F, \hat{C}_R$ , global var
2:
3: Observer initialization
4: function LHOinit( $y, \tilde{\theta}, \dot{\theta}$ )
5:    $C_{init}$ , local var
6:
7:    $\hat{y} \leftarrow y, \hat{\theta} \leftarrow \tilde{\theta}, \hat{\dot{\theta}} \leftarrow \dot{\theta}$ 
8:
9:    $v_G \beta \leftarrow 0, v_G \hat{\beta} \leftarrow 0, \hat{\beta}_F \leftarrow 0, \hat{\beta}_R \leftarrow 0, \hat{C}_F \leftarrow C_{init}, \hat{C}_R \leftarrow C_{init}$ 
10:
11: end function
12:
13: Observer update
14: function LHOupdate( $y, \tilde{\theta}, \dot{\theta}, c(s), v, \delta_{F_{measured}}, \alpha$ )
15:
16:   Environment features
17:
18:    $g$ , local var
19:
20:   Robot features
21:
22:    $L_F, L_R, I_z$ , local var
23:    $L \leftarrow L_F + L_R$ 
24:
25:   Selection of control parameters
26:
27:    $K_{dev}, K_{dyn}, K_{\beta}, K_C, K_{\alpha}$ , control gains (local var)
28:
29:   Computation of  $v_G \beta$ 
30:
31:    $\beta \leftarrow \arctan \left( \frac{L_R \tan(\hat{\beta}_F + \delta_{F_{measured}}) + L_F \tan(\hat{\beta}_R)}{L} \right)$ 
32:
33:    $v_G \leftarrow \frac{v \cos(\hat{\beta}_R)}{\cos(\beta)}$ 
34:
35:    $v_G \beta \leftarrow v_G \sin(\beta)$ 
36:
37:   Computation of estimation errors
38:
39:    $\tilde{y} \leftarrow y - \hat{y}, \tilde{\theta} \leftarrow \tilde{\theta} - \hat{\theta}, \tilde{\dot{\theta}} \leftarrow \dot{\theta} - \hat{\dot{\theta}}, v_G \tilde{\beta} \leftarrow v_G \beta - v_G \hat{\beta}$ 
40:

```

2.6. Expérimentations

41: **Computation of the derivatives of the estimated variables** $\hat{\xi}_{2WS-HYB}$
according to (2.33) and (2.34)

42:

43: $\hat{\dot{y}} \leftarrow \mathbf{v} \sin(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R) + \mathbf{K}_{dev} \tilde{y}$

44:

45: $\hat{\dot{\theta}} \leftarrow \mathbf{v} \cos(\hat{\beta}_R) \frac{\tan(\delta_{F_{measured}} + \hat{\beta}_F) - \tan(\hat{\beta}_R)}{\mathbf{L}} + \mathbf{K}_{dev} \tilde{\theta}$

46:

47: $\hat{\dot{\theta}} \leftarrow \frac{1}{\mathbf{I}_z} (\mathbf{L}_R \hat{\mathbf{C}}_R \hat{\beta}_R - \mathbf{L}_F \hat{\mathbf{C}}_F \hat{\beta}_F \cos(\delta_{F_{measured}})) + \mathbf{K}_{dyn} \tilde{\theta}$

48:

49: $\hat{\dot{v}}_G \beta \leftarrow \frac{(\hat{\mathbf{C}}_F \hat{\beta}_F \cos(\delta_{F_{measured}}) + \hat{\mathbf{C}}_R \hat{\beta}_R)}{\mathbf{m}} - \mathbf{g} \sin(\alpha) - \mathbf{v} \cos(\hat{\beta}_R) \dot{\theta} + \mathbf{K}_{dyn} \mathbf{v}_G \tilde{\beta}$

50:

51: $\hat{\dot{\beta}}_F \leftarrow \frac{\mathbf{K}_\beta}{\mathbf{K}_\alpha} \frac{\partial \dot{\theta}}{\partial \beta_F} \tilde{\theta} + \frac{\mathbf{K}_C}{\mathbf{K}_\alpha} \left(\frac{\partial \ddot{\theta}}{\partial \beta_F} \tilde{\theta} + \frac{\partial \mathbf{v}_G \dot{\beta}}{\partial \beta_F} \mathbf{v}_G \tilde{\beta} \right)$

52:

53: $\hat{\dot{\beta}}_R \leftarrow \frac{\mathbf{K}_\beta}{\mathbf{K}_\alpha} \left(\frac{\partial \dot{y}}{\partial \beta_R} \tilde{y} + \frac{\partial \dot{\theta}}{\partial \beta_R} \tilde{\theta} \right) + \frac{\mathbf{K}_C}{\mathbf{K}_\alpha} \left(\frac{\partial \ddot{\theta}}{\partial \beta_R} \tilde{\theta} + \frac{\partial \mathbf{v}_G \dot{\beta}}{\partial \beta_R} \mathbf{v}_G \tilde{\beta} \right)$

54:

55: $\hat{\dot{\mathbf{C}}}_F \leftarrow \mathbf{K}_C \left(\frac{\partial \ddot{\theta}}{\partial \mathbf{C}_F} \tilde{\theta} + \frac{\partial \mathbf{v}_G \dot{\beta}}{\partial \mathbf{C}_F} \mathbf{v}_G \tilde{\beta} \right)$

56:

57: $\hat{\dot{\mathbf{C}}}_R \leftarrow \mathbf{K}_C \left(\frac{\partial \ddot{\theta}}{\partial \mathbf{C}_R} \tilde{\theta} + \frac{\partial \mathbf{v}_G \dot{\beta}}{\partial \mathbf{C}_R} \mathbf{v}_G \tilde{\beta} \right)$

58:

59: **Computation of the estimated variables** $\hat{\xi}_{2WS-HYB}$

60:

61: $\hat{y} \leftarrow \hat{y} + \hat{\dot{y}} \Delta T$ ▷ ΔT is the sampling period

62: $\hat{\theta} \leftarrow \hat{\theta} + \hat{\dot{\theta}} \Delta T$

63: $\hat{\dot{\theta}} \leftarrow \hat{\dot{\theta}} + \hat{\ddot{\theta}} \Delta T$

64: $\hat{\mathbf{v}}_G \beta \leftarrow \hat{\mathbf{v}}_G \beta + \hat{\dot{\mathbf{v}}}_G \beta \Delta T$

65: $\hat{\beta}_F \leftarrow \hat{\beta}_F + \hat{\dot{\beta}}_F \Delta T$

66: $\hat{\beta}_R \leftarrow \hat{\beta}_R + \hat{\dot{\beta}}_R \Delta T$

67: $\hat{\mathbf{C}}_F \leftarrow \hat{\mathbf{C}}_F + \hat{\dot{\mathbf{C}}}_F \Delta T$

68: $\hat{\mathbf{C}}_R \leftarrow \hat{\mathbf{C}}_R + \hat{\dot{\mathbf{C}}}_R \Delta T$

69:

70: **return** $\hat{\beta}_F, \hat{\beta}_R, \hat{\mathbf{C}}_F, \hat{\mathbf{C}}_R$ ▷ Estimated values

71:

72: **end function**

Algorithm 2 Front Steering Angle Control

```

1: function FSAC( $y, \tilde{\theta}, \dot{\theta}, v, c(s_{pred}), \delta_{F_{measured}}, \hat{\beta}_F, \hat{\beta}_R, \hat{C}_F, \hat{C}_R$ )
2:
3:   Robot features
4:
5:    $L_F, L_R, I_z$ , local var
6:    $L \leftarrow L_F + L_R$ 
7:
8:   Computation of dynamic parameters
9:
10:   $\beta \leftarrow \arctan \left( \frac{L_R \tan(\hat{\beta}_F + \delta_{F_{measured}}) + L_F \tan(\hat{\beta}_R)}{L} \right)$ 
11:
12:   $v_G \leftarrow \frac{v \cos(\hat{\beta}_R)}{\cos(\beta)}$ 
13:
14:   $a \leftarrow \frac{-L_F^2 \hat{C}_F - L_R^2 \hat{C}_R}{v_G I_z}$ 
15:
16:   $b \leftarrow \frac{L_R \hat{C}_R - L_F \hat{C}_F}{I_z}$ 
17:
18:   $c \leftarrow \frac{L_F \hat{C}_F}{I_z}$ 
19:
20:  Selection of control parameters
21:
22:   $k_y, k_{\tilde{\theta}}, k_{\dot{\theta}}$ , control gains (local var)
23:   $y_d, \dot{y}_d$ , desired lateral deviation and its derivative (local var)
24:
25:  Computation of control equations
26:
27:   $u_{\tilde{\theta}} \leftarrow \arcsin \left( \frac{k_y (y - y_d) + \dot{y}_d}{v} \right) - \hat{\beta}_R$ 
28:
29:   $u_{\dot{\theta}} \leftarrow k_{\tilde{\theta}} (\tilde{\theta} - u_{\tilde{\theta}}) + \frac{v c(s_{pred}) \cos(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_R)}{1 - c(s_{pred}) y}$ 
30:
31:   $\delta_{F_{2WS}} \leftarrow \frac{k_{\dot{\theta}} (\dot{\theta} - u_{\dot{\theta}}) - a \dot{\theta} - b \beta}{c}$ 
32:
33:  return  $\delta_{F_{2WS}}$  ▷ The value of the controlled front steering angle
34:
35: end function

```

2.6.2 Résultats

La stratégie d'observation et l'algorithme de commande présentés en amont ont été testés par l'intermédiaire de simulations et d'essais grandeur nature pour valider les contributions théoriques qu'ils apportent. La caractérisation de l'observateur est d'abord présentée dans cette sous-section, pour ensuite aborder celle de la loi de commande, dépendante des estimations du glissement issues de l'observateur.

Les essais présentés dans cette sous-section ont été réalisés à l'aide de la plateforme robotique RobuFAST dont les caractéristiques sont détaillées en annexe A et d'un co-simulateur MATLAB/ADAMS ayant des caractéristiques similaires (mécaniques, cinématiques et dynamiques).

2.6.2.1 Caractérisation de la stratégie d'observation

La stratégie d'observation développée dans cette thèse consiste à apporter une solution unique et générique pour l'estimation de la dynamique latérale d'un robot mobile lors du suivi de trajectoire. Comme introduit précédemment, les développements mathématiques ont permis de démontrer que cette approche est stable quelle que soit la vitesse du robot (vitesse nulle incluse). Le but de cette partie expérimentale est de valider maintenant en pratique l'aspect générique de l'algorithme d'estimation pour l'ensemble de la gamme de vitesse.

Pour cela, l'approche proposée est comparée à une approche d'estimation hybride (cinématique/dynamique) présentée initialement dans [LENAIN et al., 2010], extension de l'approche d'observation cinématique [LENAIN et al., 2006]. Comme mentionné dans l'état de l'art, ces deux approches complémentaires permettent d'obtenir une estimation des paramètres de glissement sur des gammes de vitesse différentes : l'approche cinématique à basse vitesse et l'approche hybride à haute vitesse. Toutes deux souffrent par ailleurs d'une singularité de calcul à vitesse nulle. De plus, l'approche hybride nécessite trois phases de calcul pour aboutir à l'estimation finale. En conclusion, l'utilisation de ces approches pour estimer la dynamique latérale du robot nécessite de mettre en place un algorithme de transition pour l'estimation en fonction de la vitesse et un gel des algorithmes lorsque la vitesse tend vers zéro. La suite présente la comparaison des stratégies d'observation à basses, moyennes et hautes vitesses permettant de caractériser et de souligner la contribution apportée par l'approche introduite dans cette thèse. Pour éprouver ces observateurs, la loi de commande utilisée pour réaliser le suivi de trajectoire est la loi de commande cinématique introduite dans [CARIOU et al., 2009] pour un robot à un train directeur.

- Caractérisation à vitesse nulle

L'observateur présenté dans [LENAIN et al., 2010] possède une singularité de calcul à basse vitesse et vitesse nulle. Implémenté sur un robot, cet algorithme peut conduire à des comportements non souhaités pouvant le détériorer. Par conséquent, la caractérisation à basse vitesse est réalisée en simulation.

Pour cela, le robot est amené à suivre à vitesse moyenne (3 m.s^{-1}) une trajectoire, linéaire puis circulaire puis à nouveau linéaire, sur un sol plat partant du point A jusqu'au point B, illustrée Fig. 2.12. Un point d'arrêt (arrêt d'urgence) est imposé au milieu de la trajectoire circulaire. Lorsque l'arrêt est ordonné, le robot décélère progressivement pour atteindre une vitesse nulle, puis réaccélère pour revenir à sa vitesse de 3 m.s^{-1} et terminer le suivi jusqu'au bout de la trajectoire.

Le résultat du suivi de trajectoire avec l'observateur proposé dans cette thèse, couplé à la loi de commande cinématique [CARIOU et al., 2009] est illustré en bleu Fig. 2.12. Les deux méthodes d'estimation ont été calculées en parallèle sur cet essai. Les Figs. 2.13 et 2.14 illustrent les estimations obtenues pour les angles de dérive avant et arrière avec chacune des méthodes d'observation hybride : celle proposée dans ce chapitre et celle en trois étapes introduite dans [LENAIN et al., 2010].

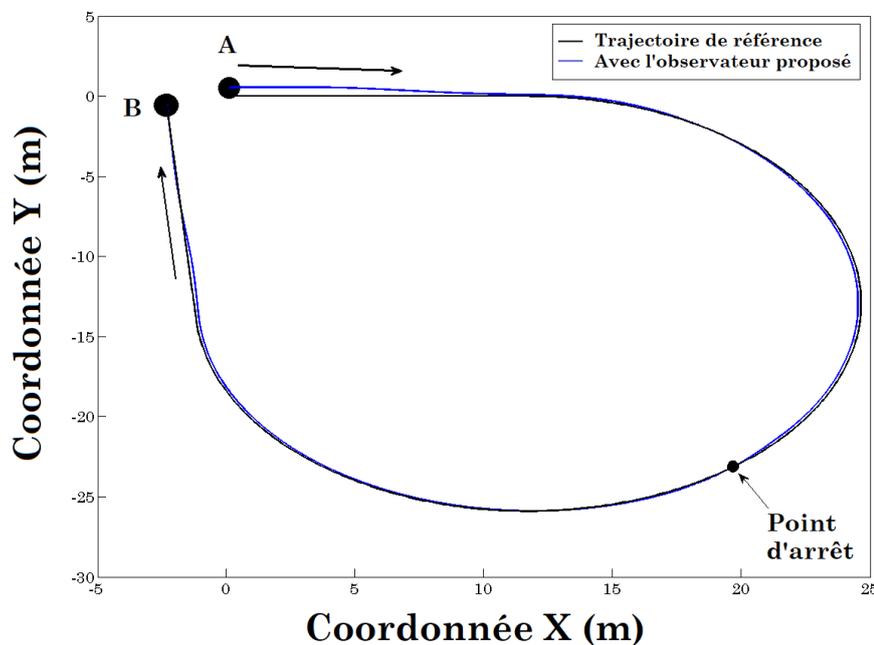


FIGURE 2.12 – Trajectoire de référence (noir) et suivi de trajectoire (bleu) à 3 m.s^{-1} .

On constate en Fig. 2.12 que la précision du suivi de trajectoire est assurée lorsque la loi de commande est couplée à l'observateur hybride proposé dans ce chapitre. Cela s'explique par l'analyse des estimations, Figs. 2.13 et 2.14, qui prouve la stabilité de l'algorithme lorsque la vitesse du robot tend vers zéro. On remarquera qu'à contrario, du fait d'une singularité de calcul, l'estimation proposée dans [LENAIN et al., 2010] diverge lorsque le véhicule réduit sa vitesse et réaccélère autour du point d'arrêt (zone grise). Par conséquent, une telle estimation ne peut pas être utilisée pour alimenter une loi de commande car cela entraînerait également une divergence de l'algorithme de commande (non illustrée ici) et, in fine, une divergence locale du robot par rapport à la trajectoire autour du point d'arrêt.

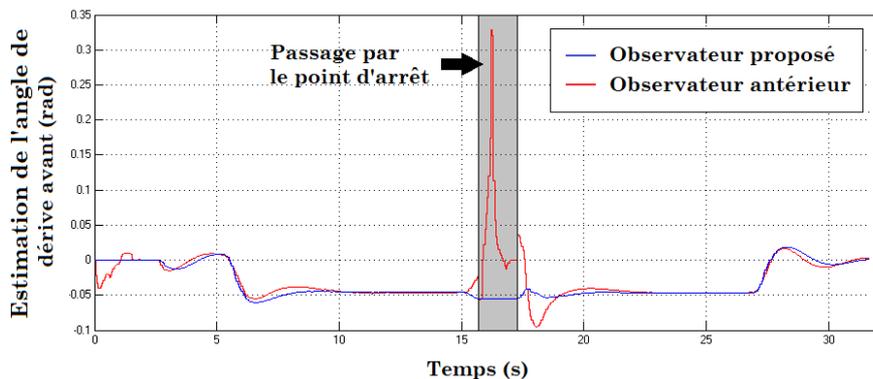


FIGURE 2.13 – Angles de dérive avant estimés avec l’approche proposée (bleu) et l’approche antérieure [LENAIN et al., 2010] (rouge) lorsque le robot rencontre un point d’arrêt.

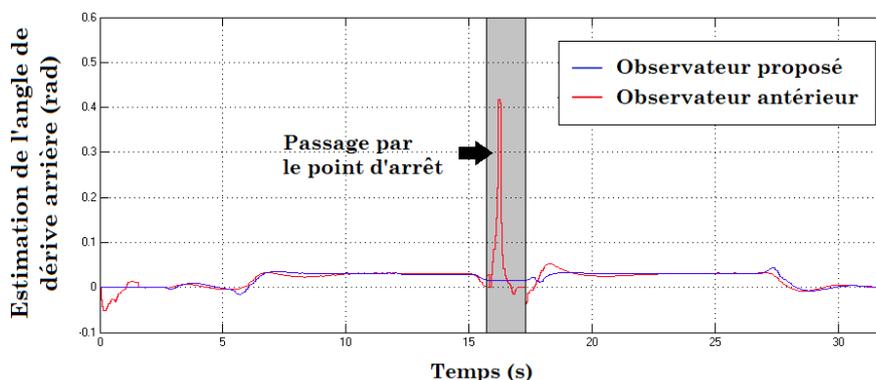


FIGURE 2.14 – Angles de dérive arrière estimés avec l’approche proposée (bleu) et l’approche antérieure [LENAIN et al., 2010] (rouge) lorsque le robot rencontre un point d’arrêt.

L’observation cinématique rencontre la même singularité de calcul mais n’est pas comparée ici puisque les algorithmes issus de [LENAIN et al., 2006] et [LENAIN et al., 2010] sont basés sur la même stratégie d’observation.

- Caractérisation à hautes vitesses

La seconde caractéristique des approches hybrides est le potentiel d’estimation de la dynamique pour commander un robot à haute vitesse en présence de forts phénomènes dynamiques (virages, pentes, etc ...). Pour qualifier ce potentiel comparé à l’approche présentée dans [LENAIN et al., 2010], le robot est amené à suivre à haute vitesse (5 m.s^{-1}) une trajectoire composée de plusieurs virages sur sol plat et en pente (15 degrés) d’un point A à un point B, illustrée Figs. 2.15 et 2.16.

Les résultats de suivi de trajectoire ainsi que les évolutions des écarts latéraux en fonction du temps sont illustrés Figs 2.17 et 2.18.

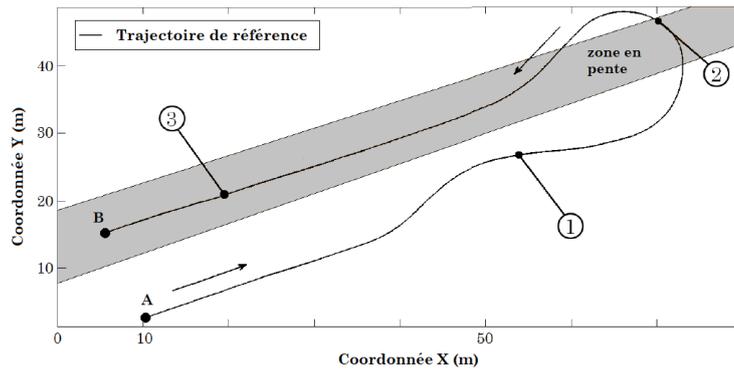


FIGURE 2.15 – Trajectoire de référence.



FIGURE 2.16 – Prises de vue du robot à différents points de la trajectoire.

On constate d'abord sur ces figures que le suivi réalisé sans observation entraîne des dépassements importants en fonction de la nature du virage et la nature du sol. Une série de virages à faible courbure sur sol plat entraîne un dépassement modéré, alors qu'un virage à forte courbure en pente entraîne un dépassement très important. On constate également que le robot diverge progressivement de la trajectoire de référence lors du suivi de ligne droite en pente.

A contrario, l'utilisation des observateurs hybrides permet de maintenir un suivi de trajectoire sans dépassement notable le long de la trajectoire, quels que soient les phénomènes dynamiques rencontrés (virages et/ou pentes). En effet, les résultats illustrés Fig. 2.18 montrent que les écarts latéraux obtenus avec l'utilisation des observateurs hybrides sont compris dans une zone admissible centrée sur zéro (zone verte) et tendent à converger vers zéro.

L'utilisation d'un observateur cinématique n'est pas illustrée ici à haute vitesse. Cependant, comme mentionné dans l'état de l'art, son utilisation mène à des résultats de suivi intermédiaires entre ceux obtenus sans observation et ceux obtenus en utilisant des observateurs hybrides. Cela est dû au manque de réactivité des observateurs cinématiques à haute vitesse.

Ces résultats permettent de souligner l'intérêt d'intégrer le glissement dans les algorithmes de commande afin de limiter les dépassements lors du suivi en milieu naturel, et qui plus est, d'utiliser un observateur hybride pour l'estimation des glissements à haute vitesse plutôt qu'un estimateur cinématique pour améliorer le suivi.

2.6. Expérimentations

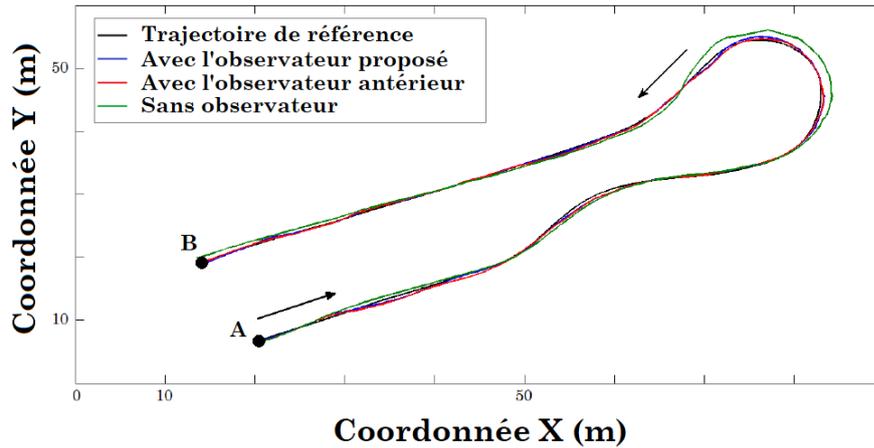


FIGURE 2.17 – Suivi de trajectoire à $5 m.s^{-1}$ avec l'observateur hybride proposé (bleu), l'observateur hybride antérieur (rouge) et aucun observateur (vert).

La seconde conclusion soulignée par ces essais est la caractérisation à haute vitesse de l'observateur hybride proposé. Lorsqu'on compare les résultats de suivi obtenus avec les deux observateurs hybrides, on constate une tendance globale similaire. Par conséquent, les estimations des paramètres de glissement sont similaires puisque ce sont les seuls paramètres différents entre les deux résultats de suivi. Cela permet de valider le comportement souhaité à haute vitesse pour l'observateur proposé.

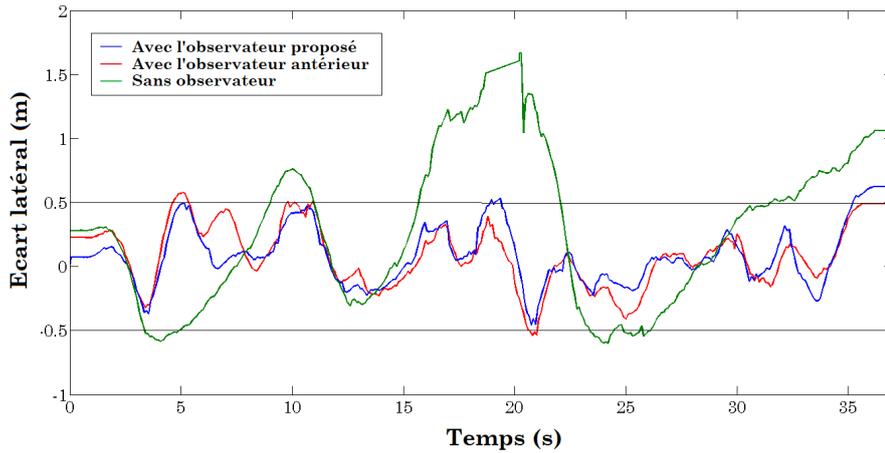


FIGURE 2.18 – Ecart latéral à 5 m.s^{-1} avec l’observateur hybride proposé (bleu), l’observateur hybride antérieur (rouge) et aucun observateur (vert).

- Conclusion sur la caractérisation de l’observateur

Les essais en simulation à basse et moyenne vitesse ainsi que les essais grandeur nature à haute vitesse, ont permis de mettre en application les développements théoriques et prouver la capacité d’observation à vitesse nulle, non admissible avec les observateurs antérieurs, ainsi que la capacité d’observation sur l’ensemble de la gamme de vitesse (basse et haute vitesse) sans changer de paradigme.

À partir de ces conclusions, le tableau de synthèse, Fig. 2.19, peut être dressé pour souligner les caractéristiques de cette première contribution comparées aux approches antérieures.

		Observateur hybride proposé	Observateur hybride antérieur	Observateur cinématique
Nb d'étape de calcul		1	3	1
Vitesse	nulle	vert	rouge	rouge
	basse	vert	orange	vert
	moyenne	vert	vert	orange
	haute	vert	vert	rouge
Dynamique importante (pentes, virages)		vert	vert	rouge

FIGURE 2.19 – Tableau comparatif des observateurs par caractéristique. Code couleur : vert = possible, orange = atteinte des limites possibles, rouge = impossible.

2.6.2.2 Caractérisation de la loi de commande

La stratégie de commande par backstepping développée dans ce chapitre consiste à proposer un algorithme de commande hybride, prenant en compte les paramètres cinématiques et dynamiques du robot et du glissement, pour piloter le train avant d’un robot à un train directeur afin de réaliser un suivi

2.6. Expérimentations

de trajectoire précis en milieu naturel. Comme introduit précédemment, les développements mathématiques ont permis de démontrer que cette stratégie de commande est à la fois stable, robuste et envisageable quelle que soit la vitesse du robot (vitesse nulle incluse pour l'extension basée sur la convergence en distance) et quels que soient les phénomènes dynamiques rencontrés. Le but de cette partie expérimentale est de valider maintenant en pratique cette approche de commande, couplée à l'algorithme d'estimation précédent, pour l'ensemble des critères souhaités : précision, faibles et forts phénomènes dynamiques rencontrés, écart désiré à la trajectoire variable, comportement face à une perte de signal GPS.

- Caractérisation à dynamiques faibles et moyennes

Cette première mise en situation a pour but de valider l'approche proposée lorsque le robot est soumis à des dynamiques faibles et moyennes. Pour cela, le robot doit suivre du point A au point B la trajectoire de référence, illustrée en noir Fig. 2.20. À partir du point A, le robot doit d'abord suivre un virage en U, ensuite quatre virages à 90 degrés, une ligne droite puis un dernier virage en U pour atteindre le point B. Comme illustrées en Fig. 2.20, les caractéristiques du sol sont variables le long de la trajectoire, puisque le terrain est composé de gravier sur les allées et de zones d'herbe entre celles-ci. De plus, le carré d'herbe inférieur peut être considéré comme un sol plat, alors que celui situé au dessus est en pente (environ 5 degrés). La longueur de la trajectoire est de 200 mètres.



FIGURE 2.20 – Trajectoire de référence et suivi à basses et moyennes vitesses avec l'approche proposée.

Pour valider le cas où le robot est soumis à des dynamiques faibles et moyennes, une première série de suivis a été réalisée à différentes vitesses : de 1 à 3 m.s^{-1} . Pour comparer les performances, l'approche proposée, ainsi que deux approches issues de la bibliographie, ont été testées dans les mêmes conditions expérimentales. La première est une loi de commande usuelle sans observateur présentée dans [SAMSON, 1995], la seconde est une loi de commande adaptative

et prédictive couplée à l'observateur cinématique, présentée en 2.4.1 ainsi que dans [LENAIN et al., 2017]. Les écarts latéraux à la trajectoire obtenus à $1 m.s^{-1}$, $2 m.s^{-1}$ et $3 m.s^{-1}$ sont respectivement illustrés en Figs. 2.21, 2.22 et 2.23. La Fig. 2.20 illustre les trajectoires obtenues avec l'approche proposée.

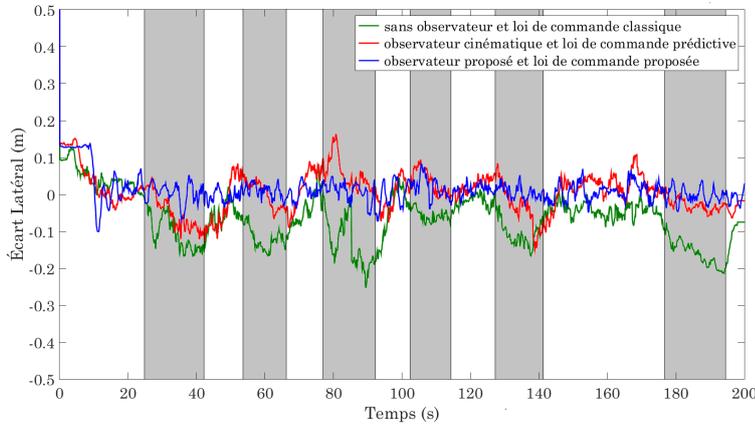


FIGURE 2.21 – Ecart latéral obtenu à $1 m.s^{-1}$. Les zones grisées correspondent aux zones de virage.

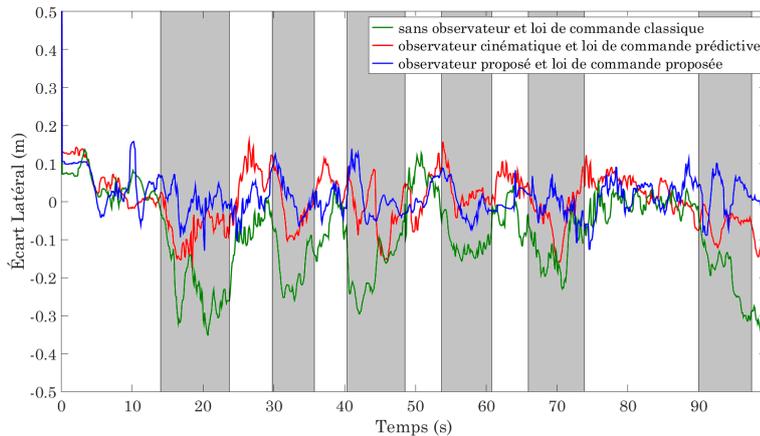


FIGURE 2.22 – Ecart latéral obtenu à $2 m.s^{-1}$. Les zones grisées correspondent aux zones de virage.

Comme pour les résultats obtenus lors de la caractérisation de l'observateur, on constate que lorsque le suivi est réalisé sans observation des glissements, des écarts à la trajectoire non admissible pour un suivi de précision apparaissent en fonction de la nature du virage et de la nature du sol. On constate que ces dépassements sont réduits significativement lorsqu'une stratégie de commande basée sur le modèle cinématique est utilisée. On constate également que la stratégie de commande hybride (cinématique/dynamique) proposée dans ce chapitre permet de réduire davantage ces dépassements comparée à l'approche uniquement cinématique.

On constate également que l'évolution de l'écart latéral avec la stratégie proposée a une tendance similaire tout au long de la trajectoire, quelles que soient

2.6. Expérimentations

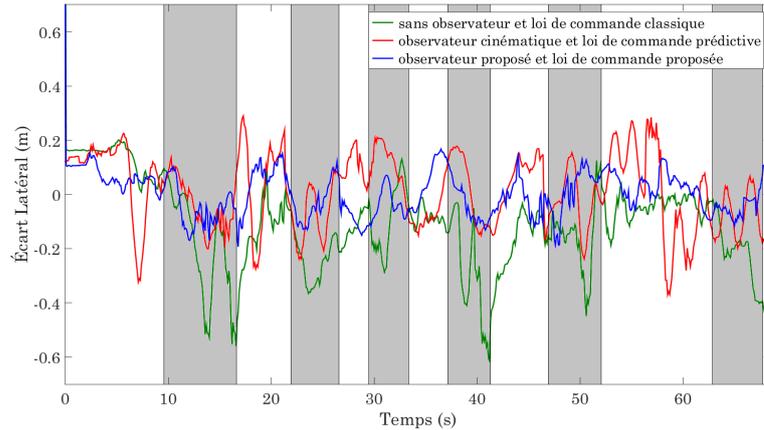


FIGURE 2.23 – Ecarts latéraux obtenus à 3 m.s^{-1} . Les zones grisées correspondent aux zones de virage.

la vitesse, les caractéristiques du sol ou la forme de la trajectoire à suivre. Cela valide son caractère générique face à des faibles et moyennes dynamiques.

Pour comparer de façon plus quantitative les performances des trois approches de commande, les écarts moyens (en valeur absolue) et les écarts maximums à la trajectoire sont illustrés Fig. 2.24.

On peut constater une réduction significative des écarts moyens et maximums à la trajectoire lorsque l'approche hybride proposée est utilisée, comparée aux deux approches cinématiques. Cela signifie que l'ajout du modèle dynamique dans les algorithmes de commande permet d'obtenir une meilleure qualité de suivi. Par conséquent, le premier objectif concernant le suivi de trajectoire précis pour de faibles et moyennes dynamiques est validé.

- Caractérisation à dynamiques plus élevées

Pour valider le cas où le robot est soumis à des dynamiques plus élevées (i.e. virages plus prononcés et suivi de trajectoire en pente), un second essai de suivi grandeur nature a été réalisé à 3 m.s^{-1} en milieu naturel (terre, herbe). Ici, le robot est amené à suivre du point A au point B la trajectoire de référence illustrée Fig. 2.25. Cette trajectoire, similaire à celle présentée sur la Fig. 2.15 pour la caractérisation de l'observateur, est composée d'une série de virages (S et U) sur sol plat et en pente (15 degrés de dévers) permettant d'imposer des phénomènes dynamiques plus importants au robot. Le résultat de suivi à l'aide de la stratégie hybride proposée dans cette thèse est illustré Fig. 2.25 et l'écart latéral à la trajectoire est illustré Fig. 2.26.

On constate que la stratégie de commande hybride (cinématique/dynamique) proposée dans ce chapitre permet d'obtenir une précision de suivi similaire à celle obtenue à dynamique plus faible, et ce, quel que soit le phénomène dynamique rencontré : slalom, virage prononcé en pente, suivi en pente. Cela permet de valider son comportement précis quels que soient les phénomènes dynamiques rencontrés.

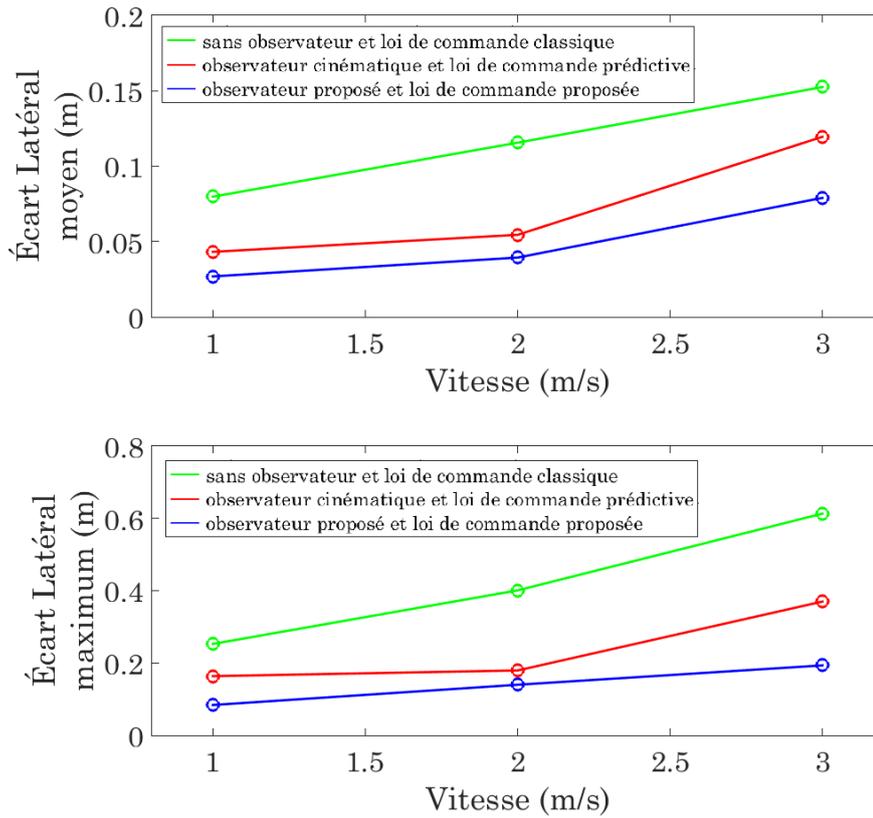


FIGURE 2.24 – Ecarts moyens et maximums à la trajectoire en fonction de la vitesse du robot.

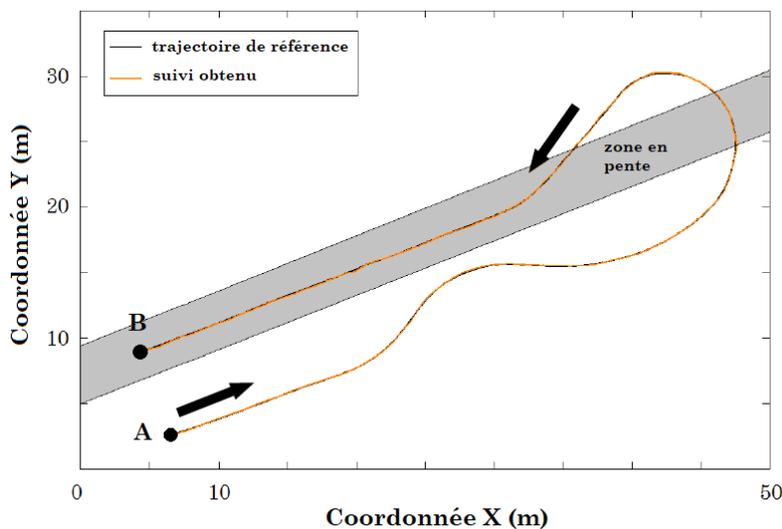


FIGURE 2.25 – Trajectoire de référence et suivi à 3 m.s^{-1} avec l'approche proposée.

On constate également que l'évolution de l'écart latéral avec la stratégie proposée a une tendance similaire tout au long de la trajectoire, quelles que soient

2.6. Expérimentations

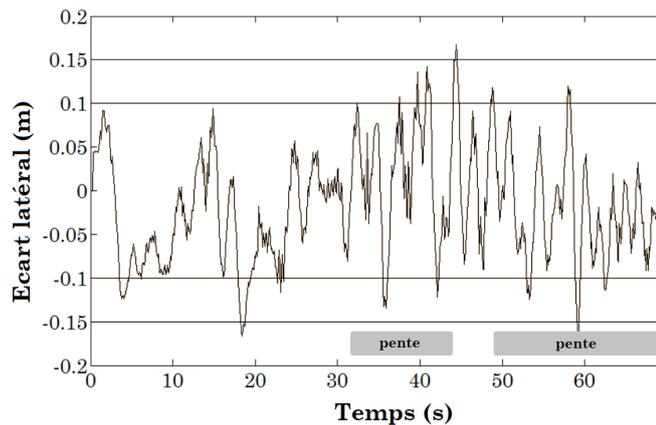


FIGURE 2.26 – Ecart latéral obtenu à $3\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$.

les caractéristiques du sol ou la forme de la trajectoire à suivre. Cela valide son caractère générique face à des dynamiques plus fortes.

- Stabilité

Les essais précédents montrent la stabilité de la loi de commande proposée lorsque l'écart latéral désiré est nul. Cependant, de nombreuses applications en milieu naturel comme l'évitement imprévu d'obstacles, la navigation en flotte ou le suivi de structure peuvent amener un robot à suivre une trajectoire de référence avec un écart latéral désiré fixe ou variable. Afin de qualifier la stabilité de la stratégie proposée dans ces situations, deux séries d'essais ont été mises en place.

- ◇ Première série : écart latéral désiré constant

La première série consiste à faire suivre au robot la trajectoire de référence, illustrée Fig. 2.27, du point A au point B à 1 m.s^{-1} avec plusieurs écarts latéraux désirés fixes : -2 , -1 , -0.5 , 0 , 0.5 , 1 et 2 mètres. Les résultats de cette série sont illustrés Figs. 2.27 et 2.28.

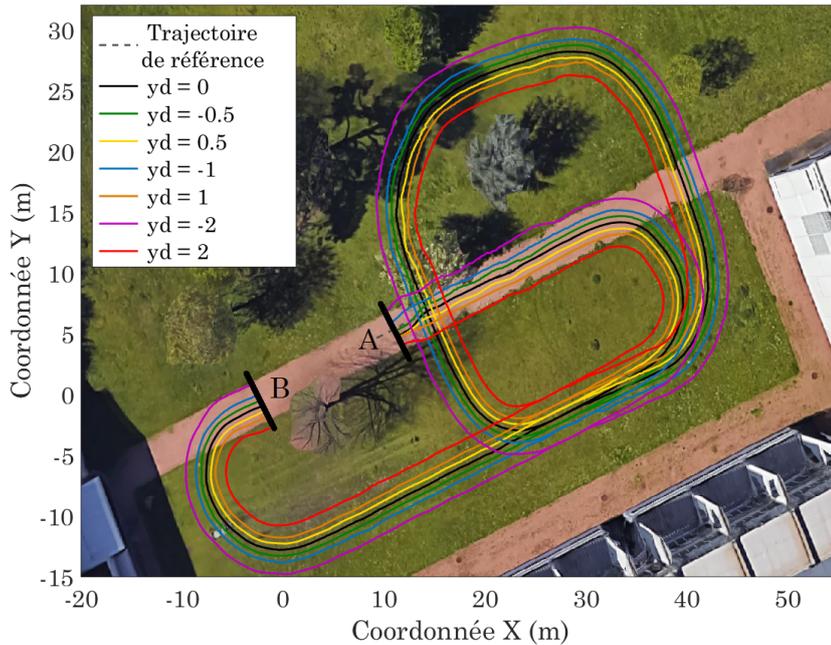


FIGURE 2.27 – Trajectoire de référence et suivis pour différents écarts latéraux désirés fixes à 1 m.s^{-1} .

Comme illustrés Fig. 2.28, les écarts latéraux obtenus convergent et se stabilisent sur les valeurs souhaitées. Par conséquent, la stratégie proposée est stable quel que soit l'écart latéral fixe désiré. Cela reste vrai tant que l'actionneur de braquage ne sature pas.

2.6. Expérimentations

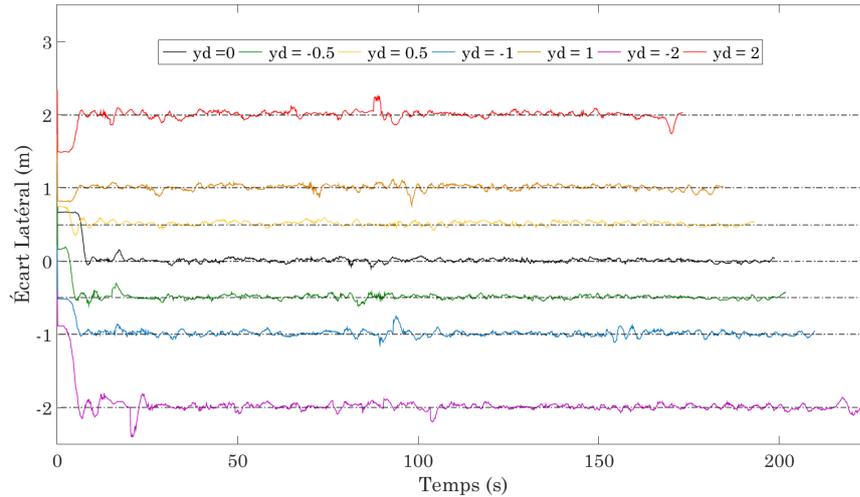


FIGURE 2.28 – Ecarts latéraux obtenus pour différents écarts latéraux désirés fixes à 1 m.s^{-1} .

◇ Seconde série : écart latéral désiré variable

Le second essai consiste à faire varier l'écart latéral désiré en fonction de la position du robot le long de la trajectoire. Ici, le robot suit également la trajectoire de référence illustrée Fig. 2.29 à 1 m.s^{-1} du point A au point B, mais l'écart latéral désiré varie selon l'algorithme 3 :

Algorithm 3 Ecart latéral désiré en fonction de l'abscisse curviligne

```

1: function FSAC(s)
2:
3:   if s ≥ 0 then  $y_d \leftarrow 0$  endif
4:   if s ≥ 75 then  $y_d \leftarrow 1$  endif
5:   if s ≥ 100 then  $y_d \leftarrow 0$  endif
6:   if s ≥ 125 then  $y_d \leftarrow -1$  endif
7:   if s ≥ 150 then  $y_d \leftarrow 0$  endif
8:   if s ≥ 160 then  $y_d \leftarrow -0.5$  endif
9:   if s ≥ 170 then  $y_d \leftarrow 0.5$  endif
10:  if s ≥ 180 then  $y_d \leftarrow 0$  endif
11:
12:  return  $y_d$ 
13:
14: end function

```

Les résultats de cet essai sont illustrés Figs. 2.29 et 2.30.

Comme illustré Fig. 2.30, l'écart latéral converge et se stabilise sur la valeur souhaitée. Par conséquent, la stratégie proposée est stable quel que soit l'écart latéral variable désiré, tant que l'actionneur de braquage ne sature pas. On remarquera également en Fig. 2.30 le caractère exponentiel de la convergence de

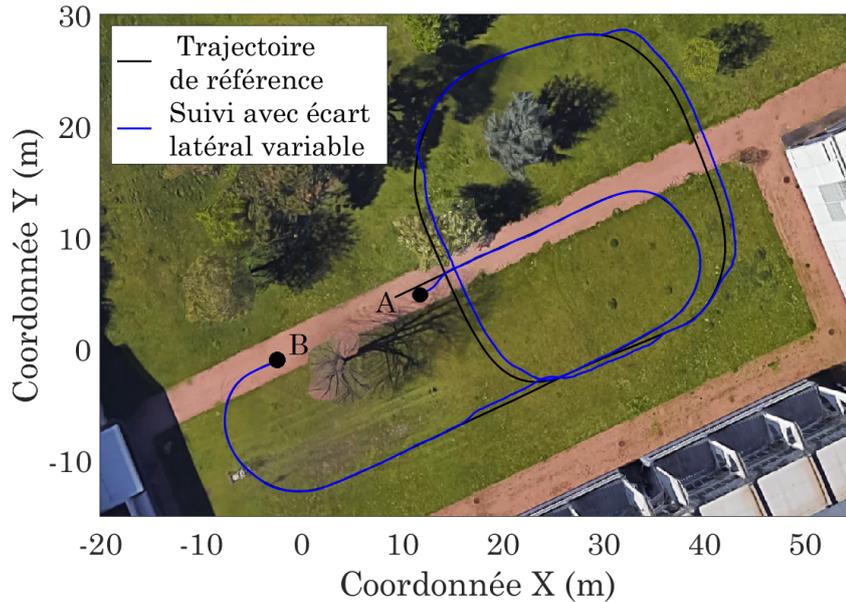


FIGURE 2.29 – Trajectoire de référence et suivi selon un écart latéral variable à 1 m.s^{-1} .

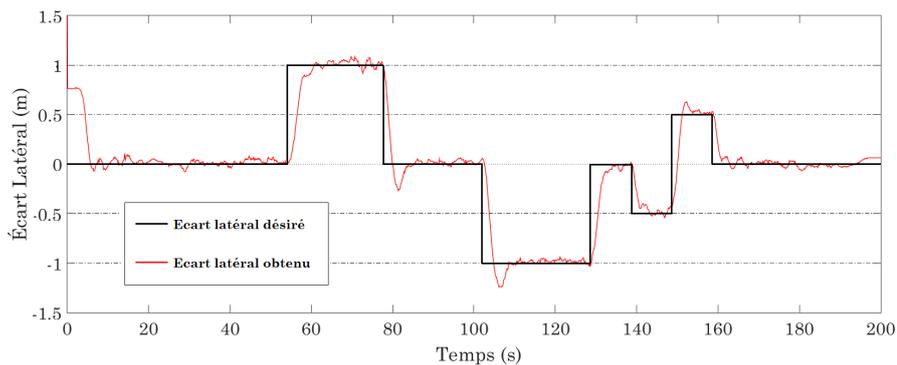


FIGURE 2.30 – Ecart latéral obtenu pour le suivi à écart latéral désiré variable à 1 m.s^{-1} .

l'écart latéral lors des transitions dues au changement d'écart latéral désiré. Les transitions sont donc adaptées en terme de dynamique pour le robot et en terme de performance (fonction des gains de commande) malgré le signal échelon imposé. Cette constatation permet de valider par ailleurs le comportement imposé par les équations différentielles lors de la construction de la loi de commande.

- Robustesse

Les essais précédents prouvent la stabilité et la pertinence de l'approche proposée lorsque l'intégrité des signaux est garantie. Cependant, lors d'un suivi de trajectoire, il est possible, et parfois critique, que le robot perde momentanément la correction du signal GPS à cause d'une mauvaise couverture ou encore

2.6. Expérimentations

de la perturbation des signaux. Dans ce cas, la correction est momentanément estimée à partir d'un filtre de Kalman fusionnant la donnée GPS, les données de la centrale inertielle ainsi que l'odométrie du robot. Cependant, cette estimation est peu précise comparée à la correction GPS et induit des écarts du robot par rapport à la trajectoire de référence. Par conséquent, des discontinuités importantes dans le calcul de l'écart latéral peuvent apparaître lorsque la correction GPS est de nouveau disponible. Ces discontinuités peuvent engendrer des aberrations de calcul voire même des divergences dans les algorithmes de commande si ces derniers ne sont pas suffisamment robustes.

Pour qualifier la robustesse de l'approche proposée suite à une perte des corrections GPS RTK centimétriques, un dernier essai a été réalisé. Cet essai consiste à faire suivre au robot la trajectoire de référence, illustrée Fig. 2.31, du point A au point B à 2 m.s^{-1} , en franchissant une zone de perte des corrections GPS RTK entre les points C et D. Dans cette zone, les corrections disponibles sont du type DGPS. Les résultats de cet essai sont illustrés Figs. 2.31 et 2.32.

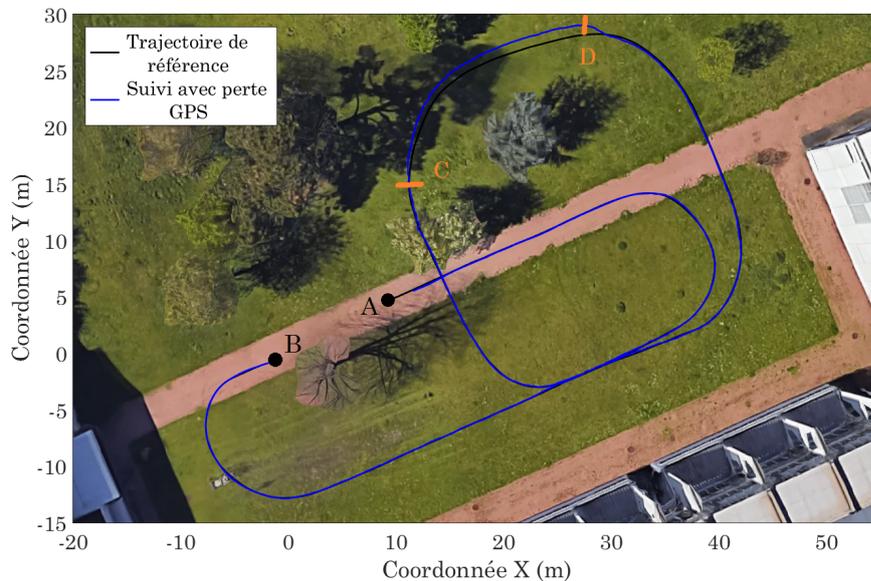


FIGURE 2.31 – Trajectoire de référence et suivi avec perte des corrections GPS à 2 m.s^{-1} .

On constate sur la Fig. 2.31 que lorsque le robot entre dans la zone de perte de corrections centimétriques en C, il dérive progressivement de la trajectoire initiale à cause de l'estimation biaisée issue du filtre de Kalman. À contrario, lorsque le robot sort de la zone de perte de corrections en D, le robot converge à nouveau vers la trajectoire initiale.

Sur la Fig. 2.32, on constate que lors de l'entrée et lors de la sortie de la zone CD, des discontinuités sur l'écart latéral calculé apparaissent. Après C, la loi de commande tend à faire converger l'écart latéral calculé vers zéro et ce malgré la première discontinuité.

Ensuite, après la récupération du signal GPS RTK en D, le calcul de l'écart latéral présente un saut de valeur importante à cause de la dérive entre C et

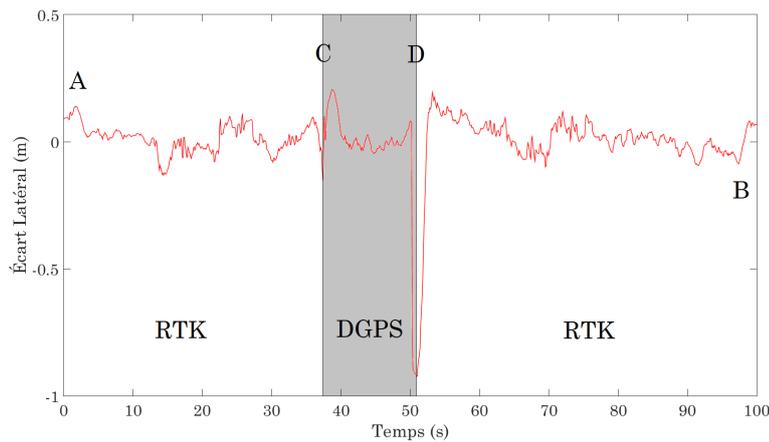


FIGURE 2.32 – Ecart latéral calculé à partir des données GPS à $2 m.s^{-1}$.

D. Cependant, malgré ce saut brusque des variables d'état du robot, la loi de commande tend à faire de nouveau converger l'écart latéral vers zéro sans perturbation notable. On constate même une convergence exponentielle de l'écart latéral vers la valeur de l'écart désiré (ici zéro), résultant des conditions imposées pour la synthèse de la loi de commande.

Cela permet de conclure que l'approche proposée est suffisamment robuste pour faire converger le robot vers la trajectoire de référence après qu'il ait dévié significativement de celle-ci suite aux perturbations de localisation.

- Conclusion sur la caractérisation de la loi de commande

Les essais grandeur nature à différentes vitesses et dans différents cas de figure ont permis de mettre en application les développements théoriques liés à l'observation et au contrôle développés dans ce chapitre. Les résultats permettent de prouver le potentiel de la stratégie proposée ainsi que sa capacité à offrir une alternative générique pour la commande des robots à un train directeur en milieu naturel. Cette alternative multi-modèle (hybride) prend en compte les phénomènes cinématiques et dynamiques du robot, du glissement et les irrégularités du sol. Il en résulte un suivi stable et plus précis. L'ajout d'un paramètre lié à l'écart désiré à la trajectoire permet également d'apporter un caractère modulaire à cette approche en fonction de la mission à réaliser. Enfin, le comportement exponentiel de la loi de commande permet d'obtenir des convergences stables et robustes du robot vers la trajectoire, que ce soit vers une valeur désirée ou pour rétablir un positionnement adéquat du robot suite à une perturbation sensorielle non souhaitée.

À partir de ces conclusions, le tableau de synthèse, Fig. 2.33, peut être dressé pour souligner les caractéristiques de la stratégie générique présentée dans ce chapitre comparées aux approches antérieures.

2.7. Conclusion et discussion

		Loi de commande basique	Loi de commande cinématique	Loi de commande hybride proposée
Prise en compte de la cinématique du robot				
Prise en compte de la dynamique du robot				
Prise en compte de la dynamique latérale	angles de dérive			
	rigidités de dérive			
Prise en compte des irrégularités du sol (pentes)				
Précision		o (référence)	+	++

FIGURE 2.33 – Tableau comparatif des lois de commande par caractéristique. Code couleur : vert = oui, rouge = non.

2.7 Conclusion et discussion

Une nouvelle stratégie de commande générique pour le suivi de trajectoire par GPS est présentée dans ce chapitre, basée sur un observateur de la dynamique latérale du robot et sur une loi de commande adaptative et prédictive par backstepping. Cette stratégie de commande basée modèle permet de prendre en compte les phénomènes cinématiques et dynamiques appliqués au robot pour garantir la précision du suivi de trajectoire en milieu naturel.

L'observateur proposé pour l'estimation des paramètres du glissement est construit à partir d'une approche par Lyapunov, permettant de prouver sa stabilité asymptotique sur l'ensemble du domaine d'application du robot. Cet observateur sans singularité permet d'estimer les angles et les rigidités de dérive afin de compléter la connaissance des modèles cinématiques étendus et dynamiques du robot. Ces valeurs estimées peuvent être ensuite utilisées en entrée d'une loi de commande.

La loi de commande proposée est une loi de commande en cascade. La cascade est réalisée en trois étapes. Deux premières étapes cinématiques, assurent la convergence de l'écart latéral puis de l'écart angulaire vers des valeurs permettant la convergence de l'erreur de suivi vers zéro. Une dernière étape, dynamique, assure la convergence de la vitesse angulaire du robot vers une valeur permettant celle de l'écart angulaire et donc de l'écart latéral. Cette nouvelle commande est également basée sur les modèles cinématiques étendus et dynamiques du robot, ce qui lui permet d'intégrer de manière efficiente l'ensemble des estimations obtenues précédemment par l'observateur du glissement, quels que soient la vitesse d'évolution et les phénomènes dynamiques rencontrés. Un aspect anticipatif est ajouté à cette loi de commande pour tenir compte des temps de réponse des actionneurs : les variations de courbure sont prédites pour ne pas dégrader le suivi de la trajectoire.

Les essais comparatifs de suivi de trajectoire ont montré que l'utilisation d'un observateur de la dynamique latérale est essentielle pour garantir la qualité du suivi lorsqu'une approche adaptative basée modèle est utilisée. De plus, l'intégration du modèle dynamique du robot dans l'observation et dans la commande permet d'obtenir des précisions de suivi accrues, comparées à celles

obtenues avec une approche seulement cinématique. Un autre point fort de l'approche est sa validité aussi bien à basses qu'à hautes dynamiques, quels que soient le type et la forme du sol. Ainsi, le suivi de trajectoire peut être abordé à différentes vitesses sans avoir à considérer un changement de paradigme comme cela était envisagé jusqu'alors. Au travers d'essais supplémentaires, l'approche présentée a montré sa convergence et sa stabilité lors de suivis de trajectoire avec un écart latéral désiré, qu'il soit fixe ou variable. Elle a aussi montré sa robustesse et sa stabilité lorsque la correction du signal GPS est perdue momentanément puis retrouvée.

D'un point de vue applicatif, la mise en place et l'utilisation de ces algorithmes sont simples, comme illustrées précédemment. De plus ils sont génériques puisqu'ils ne présentent pas de singularité dans le domaine d'application du robot. Le choix de l'écart latéral désiré permet d'ajouter un aspect modulaire au suivi. Enfin, comme montré par la suite, l'approche en cascade permet d'étendre aisément ce principe de commande à d'autres types de robot, tout en rendant facile le réglage entre représentations cinématiques et dynamiques en fonction du contexte d'évolution.

Les différentes qualités de l'approche proposée sont particulièrement recherchées dans le secteur agricole pour réaliser des tâches très précises à basses vitesses dans les parcelles, mais aussi pour évoluer à plus hautes vitesses entre les parcelles. Grâce à son aspect modulaire, l'approche proposée peut permettre d'envisager des évitements d'obstacle en fournissant à la loi de commande un écart latéral variable dépendant de l'environnement. Enfin, l'approche proposée pourrait s'appliquer à des opérations de convois robotisés dès lors que des écarts latéraux entre les différents robots sont nécessaires.

La stratégie de commande proposée n'utilise que des modèles symétriques de type Ackermann. Ce type de modèle est pertinent lorsque les conditions de glissement entre les roues d'un même essieu sont similaires. Dans la situation où le terrain a des conditions de sol très différentes localement, l'hypothèse précédente ne s'applique plus. Parmi les voies d'amélioration, on pourrait envisager l'utilisation d'une stratégie estimant le glissement sur chacune des roues pour ensuite commander de façon indépendante le braquage de chaque roue.

Chapitre 3

Synthèse de modes de commande à deux trains directeurs pour le suivi de trajectoire

Ce chapitre aborde la définition et la conception de plusieurs modes de suivi élémentaires pour des robots dotés d'un plus grand nombre de degrés de mobilité. Ainsi, les robots munis de deux trains directeurs indépendants (4WS) et de roues motrices indépendantes sont étudiés. Dans un contexte tout-terrain, et plus particulièrement agricole, ces robots présentent un intérêt pour la réalisation de manœuvres et de mouvements spécifiques. Ici, des nouvelles stratégies de commande adaptatives sont présentées pour permettre à ces robots de suivre une trajectoire :

- ◇ en prenant en compte leurs cinématiques et leurs dynamiques,
- ◇ en permettant aux deux trains de passer sur la même trajectoire,
- ◇ en garantissant un écart latéral désiré et une orientation absolue désirée.

Dans ce chapitre, une première discussion présente le contexte et les approches existantes ainsi que leurs limitations, motivant les stratégies de commande développées. Ensuite, les modèles mathématiques utilisés sont rappelés. La suite du chapitre est consacrée aux contributions de la thèse sur les modes de suivi élémentaires. La pertinence des approches est discuté au travers de simulations et d'essais à grande échelle.

3.1 Contexte & Approches antérieures

Après la première apparition publique en 2009 du robot BoniRob (Fig. 3.1.b)) de l'entreprise allemande Bosch GmbH au salon Agritechnica [RUCKELSHAUSEN et al., 2009], la robotisation de l'agriculture adopte un sens nouveau. Jusqu'à cette période, la robotisation consistait à utiliser des robots de type voiture ou à automatiser un engin existant en substituant le contrôle manuel par un système mécatronique composé d'actionneurs, de capteurs et de contrôleurs. Or, l'innovation apportée par Bosch consiste à concevoir un nouveau type d'engin agricole autonome, non plus basé sur l'existant (i.e. le tracteur) mais sur les robots mobiles. En d'autres termes, il s'agit de proposer des engins spécifiques, conçus pour être autonomes en contexte agricole, au lieu d'automatiser les véhicules actuels.

Alors que les grands constructeurs d'engins agricoles commencent à proposer des solutions robotiques, à l'image de la firme américaine CASE IH avec le lancement de son tracteur autonome Magnum en 2016 (Fig. 3.1.a)) ou du projet MARS de Agco débuté en 2015, des entreprises spécialisées en robotique ainsi que des organismes de recherche proposent depuis quelques années des solutions robotisées innovantes et particulièrement adaptées aux tâches agricoles complexes. Ces robots, illustrés Fig. 3.1, peuvent avoir des apparences et des mobilités très différentes à l'exemple de :

- Pour les universitaires :
 - ◇ c) Ladybird (2014) et d) Rippa (2015) de l'Université de Sydney [UNDERWOOD et al., 2015, BOGUE, 2016],
 - ◇ e) AgBot II (2016) de l'Université du Queensland [BAWDEN et al., 2014],
 - ◇ f) Elwobot (2016) du TU Dresden [LINZ et al., 2014],
- Pour les entreprises :
 - ◇ g) Vibro crop (2014) de Kongskilde [GREEN et al., 2014],
 - ◇ i) Thorvald (2015) de Saga Robotics [GRIMSTAD et al., 2015],
 - ◇ h) Anatis (2016) de Carre,
 - ◇ j) Oz k) Ted et l) Dino (2016/2017) de Naïo Technologies.

Malgré leurs avantages en terme de mobilité et de précision, ces plateformes robotiques sont régulièrement associées à des contraintes de taille, d'autonomie, de complexité, d'adaptabilité et de versatilité [LUIS et PABLO, 2017], ce qui limite leur attrait. Cependant, parce que le besoin de ces nouvelles technologies s'impose pour limiter les impacts environnementaux, les secteurs de la recherche et du développement ne cessent de proposer des nouveaux concepts de batteries ou de robots modulaires pour repousser quotidiennement ces limites [GRIMSTAD et FROM, 2017, GREY et TARASCON, 2017]. Par conséquent, ces technologies pourraient apparaître à grande échelle dans un avenir proche, ce qui motive l'intérêt de ce chapitre pour ces robots et plus particulièrement pour le développement de leurs modes de commande.

3.1. Contexte & Approches antérieures



FIGURE 3.1 – Exemples de robots mobiles agricoles. a) Case IH Magnum; b) BoniRob; c) Ladybird; d) Rippa; e) AgBot II; f) El-robot; g) Vibro Crop Robotti; h) Anatis; i) Thorvald; j) Oz; k) Ted et l) Dino.

Plus techniquement, une comparaison entre ces nouveaux robots et les engins agricoles permet de souligner la différence de la structure mécanique. La grande majorité des engins agricoles respecte la configuration à un train directeur à l'avant et à quatre roues motrices. Cette configuration est imposée par convention pour rendre ergonomique et confortable la conduite humaine. Dans le cas du robot autonome, ces limitations de configurations cinématiques ne sont plus systématiques car l'intervention humaine à bord n'est pas souhaitée. Par conséquent, les véhicules ou robots associant roues motrices et/ou directrices indépendantes peuvent être envisagés et de nouveaux mouvements de la plateforme peuvent être imaginés [MILLER, STEWARD et WESTPHALEN, 2004]. Dans le cadre du développement de robots autonomes, ces nouveaux mouvements se traduisent par la conception de lois de commande pour piloter de façon adéquate les actionneurs du mouvement. Ce chapitre se limite à l'étude des robots munis de quatre roues motrices et directrices indépendantes qui représentent la majorité des nouveaux concepts de plateformes robotiques.

Un robot mobile autonome muni de quatre roues motrices et directrices indépendantes peut être associé à cinq types de motricités élémentaires. Ces motricités, illustrées Fig. 3.2, sont :

- ◇ a) L'entraînement différentiel (skid-steering). Dans cette configuration, les vitesses d'entraînement des roues sont pilotées indépendamment pour assurer à la fois la fonction de propulsion et celle de direction. Il est à noter qu'initialement les robots différentiels sont munis de deux roues mais

ce concept peut être étendu à n -roues, motrices ou folles, ou à l'utilisation de chenilles. Cette configuration est la plus répandue ;

- ◇ b) Le braquage d'un train de direction (two-wheel steering). C'est le cas de configuration robotique le plus utilisé après celui du différentiel. Comme illustré dans le chapitre précédent, le braquage des roues permet de diriger le robot alors que la motricité des roues permet sa propulsion. Ce cas de figure est particulièrement approprié lorsque le robot évolue dans des environnements ne nécessitant pas de manœuvres complexes ;
- ◇ c) Le braquage des deux trains de direction :
 - i) Le braquage des deux trains en sens contraire (four-wheel steering). Comme pour la configuration à un train de direction, le braquage des deux trains permet de diriger le robot et la motricité des roues permet la propulsion. Grâce au braquage des deux trains, la plage des rayons de courbure admissibles est plus importante et le robot peut négocier des virages plus étroits et difficiles ;
 - ii) Le braquage des deux trains dans le même sens aussi appelé braquage parallèle (parallel steering). Dans cette configuration également le braquage est synonyme de direction et la motricité de propulsion. La particularité de cette configuration réside dans la différence d'orientation entre la direction des roues et celle du châssis, ce qui permet de réaliser des manœuvres sans imposer au robot des effets centrifuges ;
- ◇ d) Le braquage indépendant de chaque roue. Cette configuration permet généralement de réaliser des manœuvres complexes ou équivalentes à celles réalisables avec un entraînement différentiel mais sans ripage. Un des exemples est la rotation sur place du robot. Dans le cadre du suivi de trajectoire, cette notion d'indépendance peut aussi permettre d'adapter l'angle de braquage des roues en fonction des irrégularités du sol (voir chapitre suivant).
- ◇ e) La combinaison de l'entraînement différentiel et des deux braquages. Dans cette configuration, l'entraînement différentiel permet de minimiser ou d'accentuer les mouvements imposés par les braquages ou inversement. Ce cas de figure est peu utilisé car il peut imposer de fortes contraintes mécaniques aux éléments du châssis. Cependant il peut s'avérer utile en cas de situation critique afin de garantir l'intégrité du robot, notamment en présence de glissement.

La commande des robots 4WS pour le suivi de trajectoire est un sujet de recherche déjà abordé depuis le début des années 2000. Basées sur un modèle bicycle, comme leurs homologues à un train directeur, plusieurs stratégies de commande ainsi que leurs variantes ont été proposées dans la littérature. Les recherches ont d'abord investigué des lois de commande cinématiques couplant

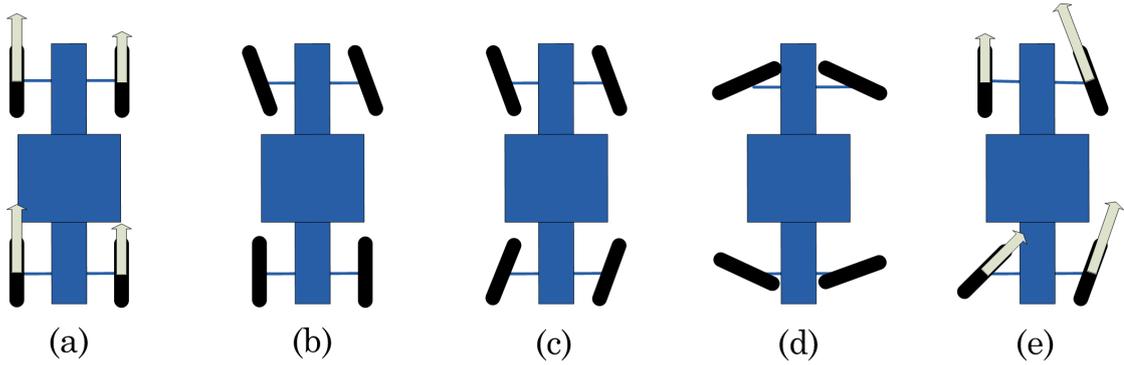


FIGURE 3.2 – Mobilité d’une plateforme robotique munie de quatre roues motrices et directrices. a) Utilisation des différences de vitesse des roues ; b) Braquage d’un train ; c) Braquage des deux trains (même sens ou en sens opposé) ; d) Braquage indépendant de chaque roue ; e) Couplage du braquage indépendant et des vitesses indépendantes des roues.

les mobilités du robot ([WANG et QI, 2001], [SETIAWAN et al., 2016] et [THUILLOT, D’ANDREA-NOVEL et MICAELLI, 1996]). Le couplage est alors défini par une relation de dépendance entre les angles de braquage du robot ou entre la vitesse d’avance et la vitesse de lacet. Cette dépendance peut être une égalité des angles de braquage, illustrée Fig. 3.3 ($braquage_{av} = braquage_{ar}$), une inversion des angles de braquage, illustrée Fig. 3.4 ($braquage_{av} = -braquage_{ar}$), l’intersection commune du prolongement des essieux en un CIR commun, illustrée Fig. 3.5 ou une fonction telle que $vitesse_{lacet} = f(vitesse_{avance})$.

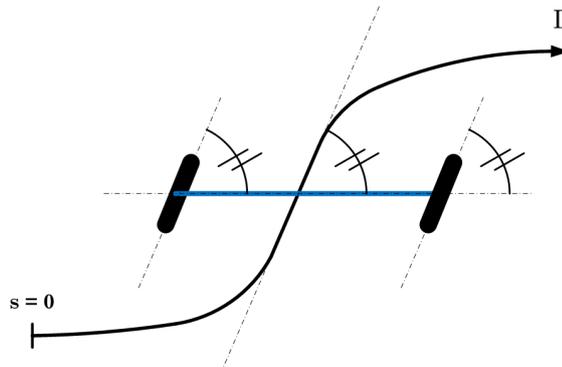


FIGURE 3.3 – Approche de commande avec braquages égaux de même sens.

Ces stratégies permettent d’obtenir des suivis précis si la condition de roulement sans glissement est valable. Or, en milieu naturel et particulièrement agricole, ce n’est pas le cas, et des erreurs (latérale et angulaire) du robot par rapport à la trajectoire apparaissent à cause des phénomènes de glissement, qui ne peuvent être compensés de manière satisfaisante par des techniques classiques (type action intégrale), voir [LENAIN, 2005]. Ces déviations sont également accentuées par le couplage des mobilités du robot qui contraint les mouvements.

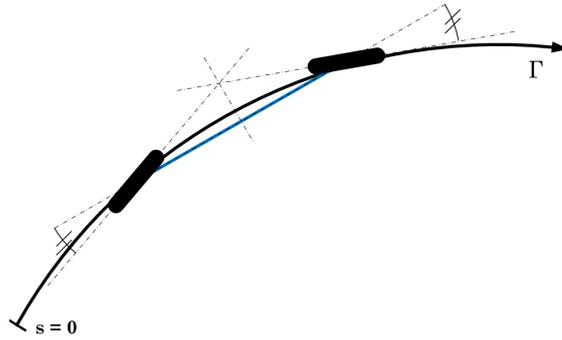


FIGURE 3.4 – Approche de commande avec braquages égaux de sens contraire.

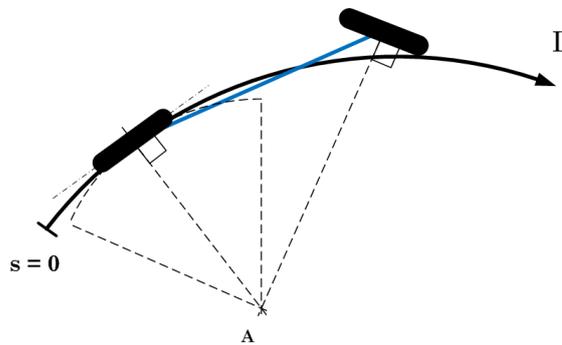


FIGURE 3.5 – Approche de commande par CIR commun.

Pour corriger ce comportement en milieu naturel, des lois de commande cinématiques indépendantes pour chaque mobilité pilotable du robot ont été proposées. Dans [CARIOU et al., 2009], la notion de glissement, entre les roues et le sol, est intégrée à la stratégie de commande en introduisant des variables caractéristiques du glissement dans la modélisation. Ces variables sont estimées en amont à l'aide d'un observateur. De plus, grâce à l'indépendance des deux trains de direction obtenue par cette stratégie, illustrée Fig. 3.6, il est possible de piloter en plus du suivi de trajectoire, l'orientation du robot par rapport à la trajectoire. Ce mouvement supplémentaire permet alors de définir des stratégies de déplacement du robot non admissibles par un robot muni d'un seul train de direction ou de deux trains de direction couplés. En agriculture par exemple, ces déplacements peuvent permettre de limiter les zones de recouvrement lors de la pulvérisation d'engrais [MILLER, STEWARD et WESTPHALEN, 2004].

Dès lors que les mobilités pilotables du robot sont commandables indépendamment, d'autres modes de commande peuvent être conçus. Dans [NIZARD et al., 2016] et illustrée Fig. 3.7, la stratégie proposée permet, grâce à l'indépendance des deux trains de direction, de faire suivre une trajectoire différente à chaque essieu du robot. Cette stratégie de commande permet aux robots autonomes de naviguer à basse et moyenne vitesse en environnement encombré ou restreint.

Aussi, dans [HUSKIC, BUCK et ZELL, 2017], une stratégie de commande découplant vitesse linéaire et vitesse de lacet pour un robot de type skid-steering

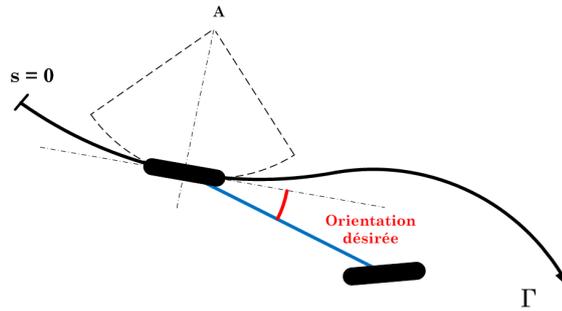


FIGURE 3.6 – Approches de commande à deux trains directeurs indépendants.

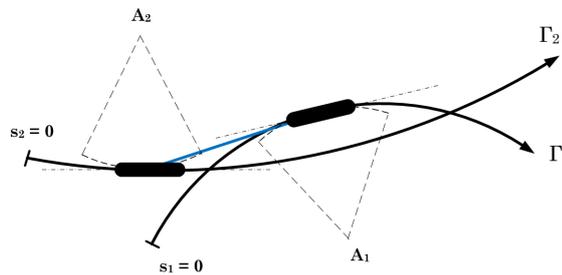


FIGURE 3.7 – Approches de commande à deux trains directeurs indépendants, chacun suivant sa propre trajectoire.

est proposée. Cette méthode permet de piloter un robot mobile pour le suivi de trajectoire à basses et moyennes vitesses en milieu naturel, mais ne prend cependant pas en compte les phénomènes de glissement car basée sur un modèle cinématique. Une autre méthode [MONTESDEOCA CONTRERASAND et al., 2017], basée sur un modèle cinématique étendu, intègre la notion de glissement mais le considère comme connu et non pas estimé en temps réel, ce qui limite son utilisation en environnement incertain comme en agriculture ou en milieu tout-terrain.

Les stratégies de suivi précédentes sont uniquement basées sur des modélisations cinématiques ou cinématiques étendues et ainsi, seuls les phénomènes cinématiques sont pris en compte pour le contrôle du robot lors du suivi. Par conséquent, ces approches sont valables lorsque la dynamique du robot est faible le long de la trajectoire. Cela signifie que le robot doit évoluer à basse et moyenne vitesse et sur un sol peu incliné, sous peine que le résultat du suivi soit dégradé.

Pour prendre en compte les phénomènes dynamiques à plus haute vitesse ou sur des sols plus inclinés, d'autres méthodes de suivi de trajectoire ont été proposées, telles que [LUCET, LENAIN et GRAND, 2015] et [KRID, BENAMAR et LENAIN, 2017].

Dans [LUCET, LENAIN et GRAND, 2015], les lois de commande issue de [CARIYOU et al., 2009] sont couplées à un algorithme de stabilisation de la dynamique de lacet du robot qui régule le couple de chaque roue à partir de l'évolution

du modèle dynamique du robot. Cette approche permet de réduire significativement les dépassements à haute et très haute vitesse comparé au suivi de trajectoire avec une loi de commande cinématique uniquement.

Dans [KRID, BENAMAR et LENAIN, 2017], une nouvelle stratégie de commande non-linéaire prédictive, basée sur le modèle dynamique du robot est proposée. Les glissements sont supposés évoluer dans la zone de pseudo-glissement avec une rigidité de dérive constante déterminée hors-ligne, ce qui limite l'approche au suivi à moyenne vitesse.

Malgré les performances accrues de ces approches, les dépassements et les erreurs de suivi sont encore trop importants pour que ces stratégies soient appliquées à des applications de suivi de précision en environnement agricole.

L'étude des différentes stratégies de commande pour les robots 4WS permet de conclure qu'aucune loi de commande n'est adaptée à l'ensemble des situations rencontrées, que ce soit à cause du couplage des mobilités, de la non prise en compte des glissements, de la non prise en compte des phénomènes dynamiques ou du manque de précision en fonction de la vitesse. Par conséquent, une adaptation de ces approches en milieu naturel représente un intérêt scientifique. Enfin, le découplage des mobilités pilotables du robot, permettant la synthèse de nouvelles lois de commande pour la réalisation de manœuvres et de nouveaux modes de mobilité élémentaires particulièrement adaptés au milieu agricole, peut être envisagé.

A partir d'un exemple de scénario agricole, la partie suivante présente les motivations et les stratégies de commande mises en place pour surmonter les verrous scientifiques précédemment constatés par l'étude de l'existant.

3.2 Motivations et stratégies

Plusieurs scénarios types d'évolution en environnement agricole sont envisagés dans le cadre du projet Adap2E. Afin de préciser le contexte de cette thèse, le plus représentatif est résumé dans cette section.

L'évolution d'un robot mobile autonome en contexte agricole et plus particulièrement viticole peut être décomposée en plusieurs phases de déplacement. Ces phases, illustrées Fig. 3.8 dans un exemple de scénario, sont :

- ◇ Le déplacement du robot à partir d'un lieu de stockage vers une parcelle (point A) sur une route ou un chemin d'accès, et inversement d'une parcelle (point D) au lieu de stockage,
- ◇ Le déplacement sur les parcelles,
- ◇ La manœuvre en bout de rangée,
- ◇ Le déplacement pour transiter entre deux parcelles (de B vers C) sur terrain agricole (terre, herbe).

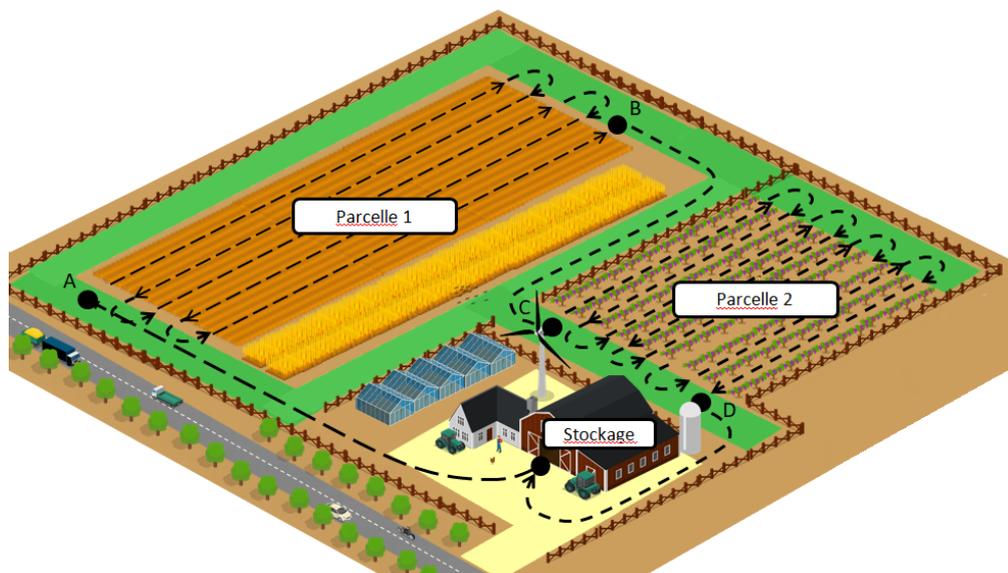


FIGURE 3.8 – Exemple de scénario d'évolution d'un robot mobile autonome en milieu viticole.

Chaque phase de déplacement du scénario doit respecter des contraintes de fonctionnement (vitesse, précision, nature du sol, etc ...) différentes. En effet,

- ◇ Le cas des déplacements sur le chemin d'accès nécessite un déplacement à moyenne et haute vitesse pour limiter le temps de trajet qui n'apporte pas de valeur ajoutée à la tâche agricole. La précision requise est bornée

par les bordures du chemin à suivre. La nature du sol est bitume et/ou terre en pente ou non.

- ◇ Le cas des déplacements entre les vignes nécessite une vitesse d'avance lente pour garantir la qualité de l'opération agricole. L'étroitesse de l'espace entre les rangées de vignes requièrent des mouvements précis. Dans ce cas de figure le robot évolue sur un terrain agricole et majoritairement en pente.
- ◇ Le cas des manœuvres en bout de rangée demande à la fois précision et faible vitesse d'avance. De plus, l'espace disponible, appelé tournière, pour manœuvrer est faible et a pour but d'être le plus étroit possible pour augmenter la zone de production agricole. Le sol y est généralement composé d'herbe,
- ◇ Le cas des déplacements de transition entre deux parcelles nécessite des déplacements à faible et moyenne vitesse. Ces déplacements sont réalisés le long des tournières, ce qui implique précision des déplacements et virages prononcés.

Les conditions d'évolution, les contraintes ainsi que les caractéristiques de la tâche étant fortement variables d'une phase à l'autre, une unique loi de commande associée à une unique modalité de perception ne peut pas garantir une réalisation optimale de ce scénario. Par conséquent, le point de vue défendu par cette thèse, et particulièrement par ce chapitre, consiste à concevoir et à implémenter des modes de commande élémentaires différents, capables d'assurer de manière optimale chacune des phases de déplacement. Grâce à ces stratégies, de commande et de perception, le robot dispose d'une bibliothèque de mode de déplacement. Il suffit ensuite de sélectionner, en temps réel et en fonction de la phase de déplacement rencontrée, le mode de commande le plus approprié.

Dans ce chapitre trois lois de commande sont synthétisées pour piloter les déplacements élémentaires d'un robot 4WS :

- ◇ une stratégie de commande prenant en compte la cinématique et la dynamique du robot. Cette approche de commande est une extension à deux trains directeurs de la loi de commande présentée au chapitre 2. Elle permet d'assurer un suivi de trajectoire précis quelle que soit la vitesse, même si les virages sont prononcés. L'utilisation de cette stratégie est préconisée pour les déplacements sur le chemin d'accès ou entre les parcelles,
- ◇ une loi de commande de type braquage parallèle permettant de suivre une trajectoire en garantissant une orientation absolue désirée du châssis [DEREMETZ et al., 2017b]. Cette loi de commande a pour objectif de supprimer les manœuvres dans les tournières tout en minimisant l'espace nécessaire pour changer de rangée,

3.2. Motivations et stratégies

- ◇ une loi de commande permettant aux deux trains de passer sur la même trajectoire. Les lois de commande existantes n'assurent que le suivi de l'essieu arrière sur la trajectoire. Cependant lorsqu'un robot évolue entre deux rangées de vigne, il est nécessaire de garantir le suivi de l'ensemble du robot et non pas seulement du train arrière. Par conséquent, cette loi de commande présente un intérêt dans le cadre du scénario à réaliser.

Comme pour la stratégie de commande présentée au chapitre 2, chaque stratégie de commande élémentaire présentée dans ce chapitre est associée à un estimateur de la dynamique latérale du robot, car les conditions du sol en milieu naturel sont variables (hypothèse de roulement sans glissement non valable).

3.3 Modélisation des robots à deux trains directeurs

Dans ce chapitre, le robot mobile est muni de quatre roues motrices et directrices. Comme rencontré généralement dans la littérature, le robot peut être modélisé par le modèle d'Ackermann ou modèle bicyclette, illustré en Fig. 3.9. Ce modèle plan est composé de deux roues virtuelles respectivement placées au centre des essieux avant et arrière du robot et distantes de L (empattement). La roue avant virtuelle braque avec un angle équivalent noté δ_F , alors que la roue arrière virtuelle braque avec un angle équivalent noté δ_R . La vitesse du robot v_R est définie au centre de l'essieu arrière. La vitesse de l'essieu avant est notée v_F . Ce modèle, souvent utilisé dans le domaine robotique, considère généralement que la condition de roulement sans glissement est satisfaite. Or, comme mentionné dans le chapitre précédent, cette condition n'est pas valable en milieu naturel. Pour prendre en compte des conditions de glissement non idéales dans le modèle, deux variables supplémentaires, β_F et β_R , sont également ajoutées. Ces variables, appelées angles de dérive, représentent respectivement les angles avant et arrière entre l'orientation de la roue et l'orientation réelle du vecteur vitesse aux points de contact roue/sol F et R. Pour suivre une trajectoire définie au préalable notée Γ , les variables d'état cinématiques du robot sont définies dans un repère de Frénet de la façon suivante :

- ◇ s , l'abscisse curviligne du robot. Elle représente la distance curviligne le long de Γ au point M, le point de Γ le plus proche de R. La courbure de Γ au point M est notée $c(s)$;
- ◇ y , l'écart latéral du robot par rapport à la trajectoire Γ . Il représente la distance algébrique entre R et M;
- ◇ $\tilde{\theta}$, l'écart angulaire du robot par rapport à la trajectoire Γ . Il représente l'angle entre l'orientation absolue du robot, notée θ , et l'orientation de la tangente à la trajectoire au point M, notée θ_{tan} .

On peut aussi définir la position du robot dans un repère absolu en remplaçant $[s, y]$ par :

- ◇ X , l'abscisse du centre de l'essieu arrière R du robot dans le repère absolu;
- ◇ Y , l'ordonnée du centre de l'essieu arrière R du robot dans le repère absolu.

Le modèle Fig. 3.9 ne prend en compte que les comportements cinématiques. Il n'est donc pas suffisant lorsque le robot est soumis à des phénomènes dynamiques importants. Ainsi, il reste représentatif lorsque la vitesse est basse, mais si le robot évolue à vitesse moyenne ou élevée et sur des terrains très inclinés, les phénomènes dynamiques ne peuvent pas être négligés. Pour aller plus loin, concernant la modélisation et ainsi préserver la précision du modèle, un modèle supplémentaire basé sur le comportement dynamique du robot, illustré Fig. 3.10, est pris en compte. Ce modèle est un complément au modèle cinématique et possède également les angles de dérive, β_F et β_R , introduits précédemment.

3.3. Modélisation des robots à deux trains directeurs

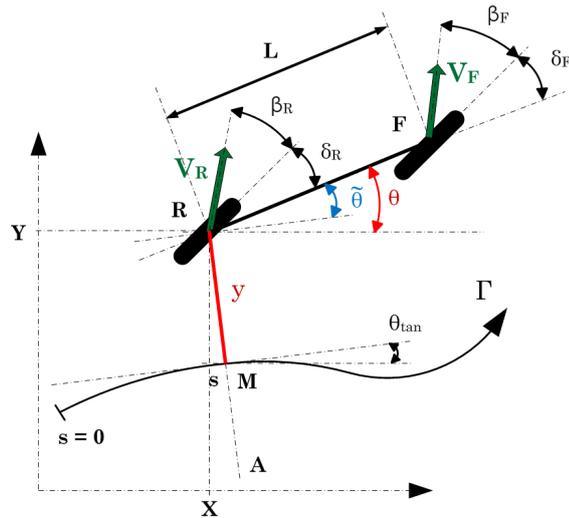


FIGURE 3.9 – Modèle cinématique étendu du robot par rapport à la trajectoire Γ ainsi que sa représentation dans le repère absolu avec les coordonnées X et Y .

L'ajout du comportement dynamique requiert la position du centre de gravité G du robot. Ce point est positionné le long de l'axe de symétrie longitudinal par deux paramètres, L_F et L_R , représentant respectivement les demi-empattements avant et arrière. On suppose que le poids total du robot, fonction de sa masse m et de l'accélération de la pesanteur g , est appliqué au point G . La vitesse du robot au point G est notée v_G et le moment d'inertie du robot autour de l'axe vertical (Z) est noté I_z .

Puisque le robot est vu comme une bicyclette, seulement deux efforts de contact latéraux, F_F et F_R , sont définis et traduisent les forces latérales appliquées aux essieux avant et arrière. Lorsque le robot évolue en pente, la gravité applique en G un effort F_S égal à $m g \sin(\alpha)$ perpendiculaire à l'axe de symétrie du robot, où α représente l'inclinaison du châssis. Puisque l'objectif est de suivre une trajectoire, les efforts longitudinaux peuvent être négligés. Ainsi, les variables d'état dynamiques sont définies de la façon suivante :

- ◇ β , l'angle de dérive global du robot. Il représente l'angle entre l'orientation du vecteur vitesse au point G (v_G) et l'orientation absolue du robot ;
- ◇ $\dot{\theta}$, la vitesse de lacet du robot. Elle représente la vitesse angulaire du châssis du robot autour de l'axe vertical Z .

Pour établir le modèle dynamique, les efforts latéraux F_F et F_R doivent être connus. Pour cela, le modèle de contact défini par (2.13) dans le chapitre précédent est également utilisé.

Finalement, un modèle combiné est obtenu et peut ainsi être utilisé pour déterminer simultanément les comportements cinématiques et dynamiques du robot. Les équations cinématiques et dynamiques des différents modèles sont détaillées dans les sous parties suivantes.

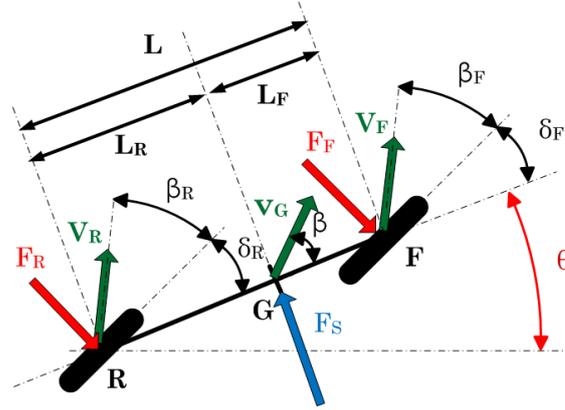


FIGURE 3.10 – Modèle dynamique du robot à deux trains directeurs.

3.3.1 Equations cinématiques par rapport à une trajectoire de référence

Les équations du mouvement pour le modèle cinématique étendu Fig. 3.9 défini par rapport à une trajectoire de référence sont régies par le système d'équations (3.1), voir [LENAIN, 2011].

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{s} = v_R \frac{\cos(\tilde{\theta} + \beta_R + \delta_R)}{1 - c(s)y}, \\ \dot{y} = v_R \sin(\tilde{\theta} + \beta_R + \delta_R), \\ \dot{\tilde{\theta}} = \dot{\theta} - \dot{\theta}_{tan} = v_R \cos(\beta_R + \delta_R) \frac{\tan(\delta_F + \beta_F) - \tan(\delta_R + \beta_R)}{L} \\ \quad - v_R \frac{c(s) \cos(\tilde{\theta} + \beta_R + \delta_R)}{1 - c(s)y}. \end{array} \right. \quad (3.1)$$

Ces équations ne sont définies que si la condition $1 - c(s)y \neq 0$ est vraie. Cela signifie que le centre de l'essieu arrière R du robot ne se trouve pas sur le centre de courbure A, Fig. 3.9. Cette situation n'est jamais rencontrée en pratique car les rayons de courbure des trajectoires à suivre sont supposés toujours grands devant les écarts y à la trajectoire.

3.3.2 Equations cinématiques dans le repère absolu

Les équations du mouvement pour le modèle cinématique étendu Fig. 3.9 dans le repère absolu sont régies par le système d'équations (3.2), voir [LENAIN,

2011].

$$\begin{cases} \dot{X} = v_R \cos(\theta + \delta_R + \beta_R), \\ \dot{Y} = v_R \sin(\theta + \delta_R + \beta_R), \\ \dot{\theta} = v_R \cos(\beta_R + \delta_R) \frac{\tan(\delta_F + \beta_F) - \tan(\beta_R + \delta_R)}{L}. \end{cases} \quad (3.2)$$

3.3.3 Autre équation cinématique

A partir des modélisation usuelles (3.1) et (3.2), on constate qu'une singularité de calcul de la vitesse de lacet existe si $\delta_F + \beta_F = \frac{\pi}{2}$ ou si $\delta_R + \beta_R = \frac{\pi}{2}$. Ces configurations ne se présentaient pas jusqu'ici en pratique mais dans le cadre d'une commande du type "parallel steering", nous devons les adresser. Par conséquent, une autre modélisation doit être proposée en accord avec le domaine de définition des variables. Pour lever la singularité, l'équation de la vitesse de lacet peut être écrite de la façon suivante :

$$\dot{\theta} = \frac{v_F \sin(\delta_F + \beta_F) - v_R \sin(\delta_R + \beta_R)}{L}. \quad (3.3)$$

Cette équation sera notamment utilisée dans le cadre de la synthèse de la commande du type "parallel steering" permettant au robot de suivre une trajectoire avec un écart latéral désiré et une orientation désirée.

3.3.4 Equations dynamiques

Les équations du mouvement pour le modèle dynamique Fig. 3.10 sont régies par le système d'équations (3.4), voir [LENAIN, 2011].

$$\begin{cases} \ddot{\theta} = \frac{1}{I_z} (L_R C_R \beta_R \cos(\delta_R) - L_F C_F \beta_F \cos(\delta_F)), \\ \frac{d(v_G \sin(\beta))}{dt} = \frac{(C_F \beta_F \cos(\delta_F) + C_R \beta_R \cos(\delta_R))}{m} - g \sin(\alpha) - v_R \cos(\beta_R + \delta_R) \dot{\theta}, \end{cases} \quad (3.4)$$

avec les variables β et v_G liées aux variables déjà définies par :

$$\begin{cases} \beta = \arctan\left(\frac{L_R \tan(\beta_F + \delta_F) + L_F \tan(\beta_R + \delta_R)}{L}\right), \\ v_G = \frac{v_R \cos(\beta_R + \delta_R)}{\cos(\beta)}. \end{cases} \quad (3.5)$$

Comme au chapitre 2, plutôt que d'exprimer la dérivée de la variable d'état β , la seconde équation de (3.4) exprime la dérivée de la quantité $v_G \sin(\beta)$. Elle est exprimée ainsi pour éviter une singularité à vitesse nulle. Cette formulation est utilisée dans la suite du chapitre pour définir le modèle d'évolution de l'un des observateurs présentés.

3.3.5 Linéarisation du modèle dynamique

A partir des lois de composition des vitesses appliquées au châssis du robot [LENAIN, 2011], les expressions des angles de dérive β_F et β_R peuvent s'écrire de la façon suivante :

$$\begin{cases} \beta_F = \arctan\left(\tan(\beta) + \frac{L_F \dot{\theta}}{v_G \cos(\beta)}\right) - \delta_F, \\ \beta_R = \arctan\left(\tan(\beta) - \frac{L_R \dot{\theta}}{v_G \cos(\beta)}\right) - \delta_R. \end{cases} \quad (3.6)$$

En injectant ces expressions (3.6) dans celles du modèle dynamique (3.4) et en faisant l'hypothèse de petits angles pour la dérive globale du robot β , un modèle dynamique linéarisé (3.7) peut alors être obtenu.

$$\begin{cases} \ddot{\theta} = \left(\frac{-L_F^2 C_F - L_R^2 C_R}{v_G l_z}\right) \dot{\theta} + \left(\frac{L_R C_R - L_F C_F}{l_z}\right) \beta + \left(\frac{L_F C_F}{l_z}\right) \delta_F + \left(\frac{L_R C_R}{l_z}\right) \delta_R, \\ \dot{\beta} = \left(-\frac{L_F C_F - L_R C_R}{v_G^2 m} - 1\right) \dot{\theta} - \left(\frac{C_F + C_R}{v_G m}\right) \beta + \frac{g \sin(\alpha)}{v_G} + \left(\frac{C_F}{v_G m}\right) \delta_F + \left(\frac{C_R}{v_G m}\right) \delta_R. \end{cases} \quad (3.7)$$

Cette linéarisation est nécessaire pour mettre en place la stratégie de commande duale cinématique/dynamique par backstepping introduite dans ce chapitre.

3.4 Modes de commande élémentaires

Comme il a été mis en évidence précédemment, une approche de commande unique est difficilement envisageable pour adresser les scénarios nécessaires pour réaliser des tâches agri-environnementales de façon efficace pour tous les types de robots. Ainsi cette section s'intéresse au développement de modes de commande élémentaires. Basées partiellement sur des résultats précédemment présentés, les approches proposées ici les généralisent aux robots 4WS et définissent d'autres concepts originaux.

Comme pour le chapitre précédent, on rappelle qu'on considérera que pour toute variable notée ξ , sa valeur observée sera notée $\hat{\xi}$ et $\tilde{\xi}$ représentera l'erreur d'observation telle que $\tilde{\xi} = \xi - \hat{\xi}$.

3.4.1 Commande d'un robot à deux trains directeurs prenant en compte sa cinématique et sa dynamique

Les approches de commande proposées dans la littérature requièrent de changer en temps réel de type de commande selon la dynamique courante du véhicule. En effet, les approches cinématiques étendues ne sont pas adaptées à la haute vitesse, tandis que les approches hybrides entraînent à basse vitesse des phénomènes oscillatoires. Ainsi, un premier mode de commande basé à la fois sur des modèles cinématiques et dynamiques et généralisant aux robots à deux trains directeurs l'approche présentée dans le chapitre précédent est proposé.

La stratégie de commande adaptative en deux étapes (observation de la dynamique latérale et commande par backstepping) est étendue en intégrant l'angle de braquage arrière. Le but de cette commande est d'utiliser la mobilité du second train de direction pour permettre au robot de suivre des trajectoires comportant des virages plus prononcés ou de faire varier son orientation angulaire par rapport à la trajectoire.

3.4.1.1 Estimation de la dynamique latérale du robot

Cette partie présente l'extension de l'estimateur des glissements latéraux et des rigidités de dérive présenté en 2.4.2, page 47. Comme précédemment, cet estimateur prend en compte le modèle cinématique et le modèle dynamique du robot pour déterminer en temps réel, en une seule étape et de façon réactive les angles de dérive, $\hat{\beta}_F$ et $\hat{\beta}_R$, et les rigidités de dérive, \hat{C}_F et \hat{C}_R , du robot.

◇ Notations

Que l'on considère un robot 2WS ou un robot 4WS, les variables d'état ainsi que les variables à observer sont strictement les mêmes. Par conséquent, le vecteur d'état nécessaire à l'estimation des variables pour un robot 4WS est strictement identique à celui d'un robot 2WS. Il est défini par :

$$\xi_{4WS-HYB} = \begin{bmatrix} \xi_{dev} \\ \xi_{dyn} \\ \xi_{\beta_i} \\ \xi_{C_i} \end{bmatrix}. \quad (3.8)$$

Ce vecteur d'état $\xi_{4WS-HYB}$ est composé de quatre sous-états :

- ◇ $\xi_{dev} = [y \ \tilde{\theta}]^T$, représentant les écarts du robot à la trajectoire Γ , respectivement l'écart latéral et l'écart angulaire;
- ◇ $\xi_{dyn} = [\dot{\theta} \ (\mathbf{v}_G \sin(\beta))]^T$, représentant les variables dynamiques du robot, respectivement la vitesse de lacet et la projection de la vitesse du centre de gravité suivant l'axe transversal du robot;
- ◇ $\xi_{\beta_i} = [\beta_F \ \beta_R]^T$, composé des angles de dérive, devant être estimés;
- ◇ $\xi_{C_i} = [C_F \ C_R]^T$, composé des rigidités de dérive, devant être estimées.

Le sous-état ξ_{dev} et la vitesse de lacet du robot $\dot{\theta}$ sont mesurés de manière directe à partir de capteurs. La vitesse du robot au centre de l'essieu arrière \mathbf{v}_R , ainsi que les valeurs des angles de braquage avant et arrière, δ_F et δ_R , le sont également. On considère que la projection de la vitesse au centre de gravité sur l'axe transversal, $\mathbf{v}_G \sin(\beta)$, est une mesure virtuelle disponible à partir de l'estimation du sous-état ξ_{β_i} et des équations 3.5. Cette hypothèse, vérifiée au chapitre précédent, permet de considérer que les deux sous-états ξ_{dev} et ξ_{dyn} sont mesurés.

A partir des équations d'évolution des variables d'état du robot 4WS, définies en 3.1 et 3.4, le modèle d'évolution du vecteur d'état peut s'écrire :

$$\dot{\xi}_{4WS-HYB} = \begin{bmatrix} \dot{\xi}_{dev} \\ \dot{\xi}_{dyn} \\ \dot{\xi}_{\beta_i} \\ \dot{\xi}_{C_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(\xi_{dev}, \xi_{\beta_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) \\ g(\xi_{dyn}, \xi_{\beta_i}, \xi_{C_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) \\ 0_{2 \times 1} \\ 0_{2 \times 1} \end{bmatrix}. \quad (3.9)$$

Les fonctions $f(\xi_{dev}, \xi_{\beta_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R)$ et $g(\xi_{dyn}, \xi_{\beta_i}, \xi_{C_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R)$ sont directement déduites des deux dernières lignes du modèle cinématique étendu (3.1) et du modèle dynamique (3.4). Enfin, aucune équation d'évolution n'étant existante pour $\dot{\beta}_F$, $\dot{\beta}_R$, \dot{C}_F et \dot{C}_R , leurs évolutions $\dot{\xi}_{\beta_i}$ et $\dot{\xi}_{C_i}$ sont chacune fixées à $0_{2 \times 1}$, comme cela avait déjà été fait au chapitre 2.

On remarquera également que le choix et la construction des fonctions f et g permettent d'avoir un modèle d'évolution de l'état du robot non singulier sur l'ensemble de la gamme de vitesse, et y compris à vitesse nulle. Ce choix représente une contribution notable car les approches antérieures nécessitaient

3.4. Modes de commande élémentaires

de geler les algorithmes à très basse vitesse ou de commuter entre plusieurs types d'observateurs en fonction de la vitesse du robot.

◇ Equations d'observation

L'objectif d'un observateur est de proposer un vecteur d'état estimé $\hat{\xi}_{4WS-HYB}$ qui converge vers la valeur réelle du vecteur d'état $\xi_{4WS-HYB}$. Pour cela, on définit le modèle d'évolution suivant pour $\hat{\xi}_{4WS-HYB}$:

$$\dot{\hat{\xi}}_{4WS-HYB} = \begin{bmatrix} \dot{\hat{\xi}}_{dev} \\ \dot{\hat{\xi}}_{dyn} \\ \dot{\hat{\xi}}_{\beta_i} \\ \dot{\hat{\xi}}_{C_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) + \alpha_{dev}(\tilde{\xi}_{dev}) \\ g(\xi_{dyn}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \hat{\xi}_{C_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) + \alpha_{dyn}(\tilde{\xi}_{dyn}) \\ \alpha_{\beta_i}(\tilde{\xi}_{dev}, \tilde{\xi}_{dyn}) \\ \alpha_{C_i}(\tilde{\xi}_{dyn}) \end{bmatrix}, \quad (3.10)$$

où α_{dev} , α_{dyn} , α_{β_i} et α_{C_i} sont des fonctions de rétroaction dépendantes des erreurs d'observation liées à la cinématique et à la dynamique du robot. Ces fonctions doivent être construites pour permettre la convergence du vecteur d'état estimé $\hat{\xi}_{4WS-HYB}$ vers le vecteur d'état réel $\xi_{4WS-HYB}$ du robot.

Le choix proposé ici est le suivant :

$$\begin{cases} \alpha_{dev}(\tilde{\xi}_{dev}) &= \mathbf{K}_{dev} \tilde{\xi}_{dev}, \\ \alpha_{dyn}(\tilde{\xi}_{dyn}) &= \mathbf{K}_{dyn} \tilde{\xi}_{dyn}, \\ \alpha_{\beta_i}(\tilde{\xi}_{dev}, \tilde{\xi}_{dyn}) &= \frac{K_\beta}{K_\alpha} \left[\frac{\partial f}{\partial \xi_{\beta_i}}(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) \right]^T \tilde{\xi}_{dev} + \dots \\ &\dots \frac{K_C}{K_\alpha} \left[\frac{\partial g}{\partial \xi_{\beta_i}}(\xi_{dyn}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \hat{\xi}_{C_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) \right]^T \tilde{\xi}_{dyn}, \\ \alpha_{C_i}(\tilde{\xi}_{dyn}) &= \mathbf{K}_C \left[\frac{\partial g}{\partial \xi_{C_i}}(\xi_{dyn}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \hat{\xi}_{C_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) \right]^T \tilde{\xi}_{dyn}, \end{cases} \quad (3.11)$$

tel que :

- \mathbf{K}_{dev} et \mathbf{K}_{dyn} sont chacune des matrices diagonales 2×2 positives,
- K_β , K_C et K_α sont des scalaires positifs. K_α permet d'harmoniser K_β et K_C car les angles et les rigidités de dérive n'ont pas les mêmes unités. De plus, il permet de pondérer l'influence de la cinématique et/ou de la dynamique sur les estimations du glissement.

◇ Preuve par Lyapunov

À partir de l'évolution du vecteur d'état $\hat{\xi}_{4WS-HYB}$ (3.9) et de l'évolution de son estimé $\hat{\xi}_{4WS-HYB}$ (3.10), l'évolution de l'erreur d'observation $\tilde{\xi}_{4WS-HYB}$

peut s'écrire :

$$\dot{\xi}_{4WS-HYB} = \begin{bmatrix} \dot{\xi}_{dev} \\ \dot{\xi}_{dyn} \\ \dot{\xi}_{\beta_i} \\ \dot{\xi}_{C_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(\xi_{dev}, \xi_{\beta_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) - f(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) - \dots \\ \dots \alpha_{dev}(\tilde{\xi}_{dev}) \\ g(\xi_{dyn}, \xi_{\beta_i}, \xi_{C_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) - g(\xi_{dyn}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \hat{\xi}_{C_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) - \dots \\ \dots \alpha_{dyn}(\tilde{\xi}_{dyn}) \\ -\alpha_{\beta_i}(\xi_{dev}, \xi_{dyn}) \\ -\alpha_{C_i}(\xi_{dyn}) \end{bmatrix}. \quad (3.12)$$

La fonction $f(\xi_{dev}, \xi_{\beta_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R)$ peut être développée autour des valeurs des angles de dérive estimés $\hat{\beta}_i$, et être réécrite de la façon suivante :

$$f(\xi_{dev}, \xi_{\beta_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) = f(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) + \frac{\partial f}{\partial \xi_{\beta_i}}(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) \tilde{\xi}_{\beta_i} + O(\tilde{\xi}_{\beta_i}^2). \quad (3.13)$$

La fonction $g(\xi_{dyn}, \xi_{\beta_i}, \xi_{C_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R)$ peut également être développée autour des valeurs des angles de dérive estimés $\hat{\beta}_i$ ainsi que de celles des rigidités de dérive estimées \hat{C}_i , et être réécrite de la façon suivante :

$$g(\xi_{dyn}, \xi_{\beta_i}, \xi_{C_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) = g(\xi_{dyn}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \hat{\xi}_{C_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) + \frac{\partial g}{\partial \xi_{\beta_i}}(\xi_{dyn}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \hat{\xi}_{C_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) \tilde{\xi}_{\beta_i} + \dots \quad (3.14) \\ \dots \frac{\partial g}{\partial \xi_{C_i}}(\xi_{dyn}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \hat{\xi}_{C_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) \tilde{\xi}_{C_i} + O(\tilde{\xi}_{\beta_i}^2, \tilde{\xi}_{C_i}^2).$$

Le modèle d'évolution de l'erreur d'observation peut alors être reformulé pour obtenir :

$$\dot{\xi}_{4WS-HYB} = \begin{bmatrix} \dot{\xi}_{dev} \\ \dot{\xi}_{dyn} \\ \dot{\xi}_{\beta_i} \\ \dot{\xi}_{C_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial f}{\partial \xi_{\beta_i}}(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) \tilde{\xi}_{\beta_i} - \alpha_{dev}(\tilde{\xi}_{dev}) \\ \frac{\partial g}{\partial \xi_{\beta_i}}(\xi_{dyn}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \hat{\xi}_{C_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) \tilde{\xi}_{\beta_i} + \dots \\ \dots \frac{\partial g}{\partial \xi_{C_i}}(\xi_{dyn}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \hat{\xi}_{C_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) \tilde{\xi}_{C_i} - \alpha_{dyn}(\tilde{\xi}_{dyn}) \\ -\alpha_{\beta_i}(\tilde{\xi}_{dev}, \tilde{\xi}_{dyn}) \\ -\alpha_{C_i}(\tilde{\xi}_{dyn}) \end{bmatrix}. \quad (3.15)$$

On construit toujours la fonction candidate de Lyapunov (3.16) définie à partir de l'ensemble des erreurs d'observation :

$$V = \frac{1}{2} \mathbf{K}_\beta \tilde{\xi}_{dev}^T \tilde{\xi}_{dev} + \frac{1}{2} \mathbf{K}_C \tilde{\xi}_{dyn}^T \tilde{\xi}_{dyn} + \frac{1}{2} \mathbf{K}_\alpha \tilde{\xi}_{\beta_i}^T \tilde{\xi}_{\beta_i} + \frac{1}{2} \tilde{\xi}_{C_i}^T \tilde{\xi}_{C_i} \geq 0. \quad (3.16)$$

Sa dérivée, en y substituant le système d'équations (3.15), est alors égale à :

3.4. Modes de commande élémentaires

$$\begin{aligned}
\dot{V} = & \mathbf{K}_\beta \left[\frac{\partial f}{\partial \xi_{\beta_i}} (\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) \tilde{\xi}_{\beta_i} - \alpha_{dev}(\tilde{\xi}_{dev}) \right]^T \tilde{\xi}_{dev} + \dots \\
& \dots \mathbf{K}_C \left[\frac{\partial g}{\partial \xi_{\beta_i}} (\xi_{dyn}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \hat{\xi}_{C_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) \tilde{\xi}_{\beta_i} + \dots \right. \\
& \left. \dots \frac{\partial g}{\partial \xi_{C_i}} (\xi_{dyn}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \hat{\xi}_{C_i}, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) \tilde{\xi}_{C_i} - \alpha_{dyn}(\tilde{\xi}_{dyn}) \right]^T \tilde{\xi}_{dyn} - \dots \\
& \dots \mathbf{K}_\alpha \tilde{\xi}_{\beta_i}^T \alpha_{\beta_i}(\tilde{\xi}_{dev}, \tilde{\xi}_{dyn}) - \tilde{\xi}_{C_i}^T \alpha_{C_i}(\tilde{\xi}_{dyn}). \quad (3.17)
\end{aligned}$$

Après avoir substitué les expressions (3.11) dans (3.17), la dérivée de la fonction candidate \dot{V} peut être réécrite sous la forme :

$$\dot{V} = -\mathbf{K}_\beta \mathbf{K}_{dev} \tilde{\xi}_{dev}^T \tilde{\xi}_{dev} - \mathbf{K}_C \mathbf{K}_{dyn} \tilde{\xi}_{dyn}^T \tilde{\xi}_{dyn} \leq 0. \quad (3.18)$$

Cette fonction est négative et implique la convergence de $\tilde{\xi}_{dev}$ et de $\tilde{\xi}_{dyn}$ vers zéro. Pour prouver la convergence des deux estimations souhaitées, $\hat{\xi}_{\beta_i}$ pour les angles de dérive et $\hat{\xi}_{C_i}$ pour les rigidités de dérive, et ainsi prouver la stabilité asymptotique globale de l'observateur, il est nécessaire d'utiliser le théorème de Krasovskii-LaSalle.

Pour cela, on développe les deux premières équations de (3.15) :

$$\begin{aligned}
\dot{\tilde{\xi}}_{dev} = & \begin{vmatrix} 0 & v_R \cos(\tilde{\theta} + \delta_R + \hat{\beta}_R) \\ \frac{v_R \cos(\delta_R + \hat{\beta}_R)}{L \cos(\delta_F + \hat{\beta}_F)^2} & \frac{v_R \sin(\delta_R + \hat{\beta}_R)(\tan(\delta_F + \hat{\beta}_F) - \tan(\delta_R + \hat{\beta}_R))}{L} - \frac{v_R}{L \cos(\delta_R + \hat{\beta}_R)} + \frac{v_R c(s)y \sin(\tilde{\theta} + \delta_R + \hat{\beta}_R)}{1 - c(s)y} \end{vmatrix} \tilde{\xi}_{\beta_i} \\
& - \mathbf{K}_{dev} \tilde{\xi}_{dev}, \quad (3.19)
\end{aligned}$$

et,

$$\dot{\tilde{\xi}}_{dyn} = \begin{vmatrix} -\frac{L_F \hat{C}_F \cos(\delta_F)}{I_z} & \frac{L_R \hat{C}_R \cos(\delta_R)}{I_z} \\ \frac{\hat{C}_F \cos(\delta_F)}{m} & \frac{\hat{C}_R \cos(\delta_R)}{m} \end{vmatrix} \tilde{\xi}_{\beta_i} + \begin{vmatrix} -\frac{L_F \hat{\beta}_F \cos(\delta_F)}{I_z} & \frac{L_R \hat{\beta}_R \cos(\delta_R)}{I_z} \\ \frac{\hat{\beta}_F \cos(\delta_F)}{m} & \frac{\hat{\beta}_R \cos(\delta_R)}{m} \end{vmatrix} \tilde{\xi}_{C_i} - \mathbf{K}_{dyn} \tilde{\xi}_{dyn}. \quad (3.20)$$

D'après le théorème de Krasovskii-LaSalle, $\tilde{\xi}_{AWS-HYB}$ tend vers le plus grand sous espace invariant inclus dans $\{\tilde{\xi}_{AWS} / \dot{V} = 0\}$. Cela assure déjà que $\tilde{\xi}_{dev}$ et $\tilde{\xi}_{dyn}$ convergent vers zéro. Ensuite on peut déduire de (3.19) que $\dot{\tilde{\xi}}_{dev}$ ne peut rester nul que si $\tilde{\xi}_{\beta_i}$ est lui même nul puisque les conditions suivantes sont vérifiées (voir discussion au chapitre 2) : $v_R \neq 0$, $1 - c(s)y \neq 0$, $\tilde{\theta} + \delta_R + \hat{\beta}_R \neq \frac{\pi}{2}[\pi]$, $\delta_R + \hat{\beta}_R \neq \frac{\pi}{2}[\pi]$, $\delta_F + \hat{\beta}_F \neq \frac{\pi}{2}[\pi]$. Enfin, on déduit de (3.20) que $\dot{\tilde{\xi}}_{dyn}$ ne peut rester nul que si $\tilde{\xi}_{C_i}$ est lui même nul, puisque les conditions suivantes sont également vérifiées (voir chapitre 2) : $\delta_F \neq \frac{\pi}{2}[\pi]$, $\delta_R \neq \frac{\pi}{2}[\pi]$, $\hat{\beta}_F \neq 0$ et $\hat{\beta}_R \neq 0$. Cela implique la convergence asymptotique des observations et en particulier des estimations des angles et des rigidités de dérive vers leurs valeurs réelles : $\hat{\xi}_{\beta_i} \rightarrow \xi_{\beta_i}$ et $\hat{\xi}_{C_i} \rightarrow \xi_{C_i}$. Ces estimations peuvent donc être utilisées pour alimenter une loi

de commande à deux trains directeurs en présence de glissement et de fortes dynamiques.

- ◇ Extension de l'approche à l'observation des glissements dans le repère absolu

Comme pour les observateurs de la dynamique latérale proposés pour les robots 2WS au chapitre 2, cet observateur peut être réécrit en exprimant la position du robot dans un repère absolu : Il suffit de substituer le sous-état $\xi_{dev} = [y \ \tilde{\theta}]^T$ par $\xi_{loc} = [X \ Y \ \theta]^T$ et de garder exactement le même développement. Cette conclusion intermédiaire montre une fois de plus l'adaptabilité de la stratégie d'observation proposée.

3.4.1.2 Synthèse de la loi de commande

Cette partie présente l'extension à deux trains de direction de la loi de commande proposée au chapitre précédent. Comme pour la loi de commande à un train directeur, la stratégie utilisée est une commande par backstepping. Pour un robot 2WS, une unique loi de commande devait assurer la convergence successive de trois états du robot : sa vitesse de lacet, son écart angulaire et son écart latéral. Pour un robot 4WS, deux mobilités pilotables sont disponibles, une pour chaque train. Par conséquent, deux lois de commande sont à concevoir. Pour garantir un suivi de trajectoire adéquat, deux critères doivent être satisfaits : l'écart latéral du robot à la trajectoire doit converger vers un écart latéral désiré et l'écart angulaire du robot par rapport à la tangente à la trajectoire au point le plus proche doit converger vers un écart angulaire désiré. La stratégie de commande consiste à lier chaque critère à l'une des mobilités pilotable du robot. Dans cette partie, cette stratégie a été définie comme suit :

- le train arrière garantit la convergence de la position latérale du robot vers la position latérale désirée,
- le train avant garantit la convergence de l'orientation et de la vitesse de lacet du robot vers l'orientation désirée par rapport à la trajectoire. La convergence de la vitesse de lacet est nécessaire pour faire intervenir le modèle dynamique du robot.

La suite de cette partie présente la conception des deux lois de commande et la preuve de stabilité associée.

- ◇ Commande pour le train arrière

Notons y_d l'écart latéral désiré à la trajectoire. Cet écart latéral est une condition imposée qui doit être satisfaite par le robot lors du suivi. y_d peut être constant ou fonction du temps. A partir de cet écart latéral désiré y_d et de l'écart latéral mesuré du robot noté y , on définit l'erreur de suivi notée e_y tel que :

$$e_y = y - y_d. \quad (3.21)$$

3.4. Modes de commande élémentaires

En accord avec la stratégie annoncée ci-dessus, l'objectif de la commande du train arrière consiste à imposer la condition suivante :

$$y \rightarrow y_d. \quad (3.22)$$

Cette condition peut être garantie en imposant l'équation différentielle (3.23) sur l'erreur de suivi.

$$\dot{e}_y = \dot{y} - \dot{y}_d = k_y e_y, \quad (3.23)$$

avec k_y un scalaire strictement négatif à définir. Ce gain est caractéristique du temps de convergence de y vers y_d . En substituant \dot{y} par son expression issue de (3.1), l'expression (3.24) est obtenue.

$$k_y (y - y_d) = v_R \sin(\tilde{\theta} + \delta_R + \hat{\beta}_R) - \dot{y}_d. \quad (3.24)$$

L'expression (3.24) peut ensuite être reformulée pour obtenir l'expression de l'angle de braquage arrière $\delta_{R_{4WS}}$ telle que :

$$\delta_{R_{4WS}} = \arcsin\left(\frac{k_y (y - y_d) + \dot{y}_d}{v_R}\right) - \tilde{\theta} - \hat{\beta}_R. \quad (3.25)$$

Sous l'hypothèse de vitesse non nulle et que $\left|\frac{k_y (y - y_d) + \dot{y}_d}{v_R}\right| < 1$, ce qui est le cas en pratique, l'expression (3.25) permet d'assurer la convergence en écart latéral définie par l'expression (3.23). Comme au chapitre 2, la restriction concernant la vitesse sera levée par une extension décrite à la section 3.4.1.2 de façon à disposer d'une loi de commande applicable à toute vitesse. Cette extension permet également de lever la restriction imposée par la fonction arcsin.

Néanmoins, une telle loi de commande sur le train arrière seul, sans considérer les limitations des actionneurs et la dynamique de l'écart angulaire, mènerait très rapidement le robot dans des conditions singulières. C'est pour cela qu'une loi de commande pour le train avant, prenant en compte ces critères, est maintenant synthétisée pour garantir le second objectif de l'approche de commande proposée.

◇ Commande pour le train avant

Notons $\tilde{\theta}_d$ l'écart angulaire désiré par rapport à la trajectoire. Cet écart angulaire est une condition imposée qui doit être satisfaite par le robot lors du suivi. $\tilde{\theta}_d$ peut être constant ou fonction du temps. À partir de cet écart angulaire désiré $\tilde{\theta}_d$ et de l'écart angulaire mesuré du robot $\tilde{\theta}$, on définit l'erreur d'écart angulaire notée $e_{\tilde{\theta}}$ telle que :

$$e_{\tilde{\theta}} = \tilde{\theta} - \tilde{\theta}_d. \quad (3.26)$$

En accord avec la stratégie annoncée ci-dessus, l'objectif de la commande du train avant consiste à imposer la condition suivante :

$$\tilde{\theta} \rightarrow \tilde{\theta}_d. \quad (3.27)$$

Cette condition peut être garantie en imposant l'équation différentielle (3.28) sur l'erreur angulaire.

$$\dot{e}_{\tilde{\theta}} = \dot{\tilde{\theta}} - \dot{\tilde{\theta}}_d = k_{\tilde{\theta}} e_{\tilde{\theta}}, \quad (3.28)$$

avec $k_{\tilde{\theta}}$ un scalaire strictement négatif à définir. Ce gain est caractéristique du temps de convergence de $\tilde{\theta}$ vers $\tilde{\theta}_d$. En substituant $\dot{\tilde{\theta}}$ par son expression issue de (3.1), l'expression (3.29) est obtenue.

$$\dot{\theta} - \dot{\theta}_{tan} - \dot{\tilde{\theta}}_d = k_{\tilde{\theta}} e_{\tilde{\theta}}. \quad (3.29)$$

En remplaçant $\dot{\theta}$ par son expression issue de (3.2), (3.29) permettrait d'aboutir à une expression pour l'angle de braquage avant δ_F . Cependant, cette expression ne dépendrait que du modèle cinématique du robot, ce qui n'est pas l'objectif de la contribution. Pour intégrer à cette commande la dynamique du robot et ainsi prendre en compte les rigidités de dérive estimées, on introduit la variable intermédiaire $u_{\dot{\theta}}$. Si on pose $u_{\dot{\theta}} = \dot{\theta}$ alors l'expression (3.29) peut être reformulée comme :

$$\boxed{u_{\dot{\theta}} = k_{\tilde{\theta}} (\tilde{\theta} - \tilde{\theta}_d) + \dot{\theta}_{tan} + \dot{\tilde{\theta}}_d.} \quad (3.30)$$

L'expression (3.30) proposée pour $u_{\dot{\theta}}$ devient alors la valeur cible à atteindre à chaque instant par $\dot{\theta}$ afin de garantir la convergence de $\tilde{\theta}$ vers $\tilde{\theta}_d$.

On définit alors l'erreur de vitesse angulaire $e_{\dot{\theta}}$ telle que :

$$e_{\dot{\theta}} = \dot{\theta} - u_{\dot{\theta}}. \quad (3.31)$$

Pour garantir la convergence de $\dot{\theta}$ vers $u_{\dot{\theta}}$, une seconde équation différentielle (3.32) par rapport au temps est imposée.

$$\dot{e}_{\dot{\theta}} = k_{\dot{\theta}} e_{\dot{\theta}}, \quad (3.32)$$

avec $k_{\dot{\theta}}$ un scalaire négatif à définir. Ce gain est caractéristique du temps de convergence de $\dot{\theta}$ vers $u_{\dot{\theta}}$. Pour permettre la convergence correcte de l'algorithme, le temps de réponse de cette deuxième étape doit être choisi très inférieur à celui de la première. A partir de l'expression (3.32) et de l'expression linéarisée de l'accélération angulaire du robot (3.7), l'égalité suivante est obtenue :

$$\begin{aligned} \ddot{\theta} - \dot{u}_{\dot{\theta}} &= \left(\frac{-L_F^2 \hat{C}_F - L_R^2 \hat{C}_R}{v_G I_z} \right) \dot{\theta} + \left(\frac{L_R \hat{C}_R - L_F \hat{C}_F}{I_z} \right) \dot{\beta} + \left(\frac{L_F \hat{C}_F}{I_z} \right) \delta_F + \left(\frac{L_R \hat{C}_R}{I_z} \right) \delta_R - \dot{u}_{\dot{\theta}}, \\ &= k_{\dot{\theta}} e_{\dot{\theta}}. \end{aligned} \quad (3.33)$$

Cette condition peut ensuite être reformulée pour obtenir l'expression de l'angle de braquage avant $\delta_{F_{4WS}}$ telle que :

$$\delta_{F_{4WS}} = \frac{k_{\dot{\theta}}(\dot{\theta} - u_{\dot{\theta}}) - \left(\frac{-L_F^2 \hat{C}_F - L_R^2 \hat{C}_R}{v_G I_z} \right) \dot{\theta} - \left(\frac{L_R \hat{C}_R - L_F \hat{C}_F}{I_z} \right) \hat{\beta} - \left(\frac{L_R \hat{C}_R}{I_z} \right) \delta_R + \dot{u}_{\dot{\theta}}}{\left(\frac{L_F \hat{C}_F}{I_z} \right)}.$$

(3.34)

La loi de commande (3.34) permet d'assurer la convergence de l'écart angulaire du robot $\tilde{\theta}$ vers sa valeur désirée $\tilde{\theta}_d$ si les conditions $1 - c(s)y \neq 0$ et $\hat{C}_F \neq 0$ sont respectées. La première est la singularité de modèle, qui n'est jamais rencontrée et la seconde a déjà été discutée au chapitre 2. De même, comme argumenté au chapitre précédent, la division de $\dot{\theta}$ par v_G ne représente pas une singularité de calcul car le terme v_G disparaît lorsque $\dot{\theta}$ est remplacé par son expression (3.1).

◇ Preuve de convergence

Convergence de l'écart latéral : La loi de commande pour le braquage arrière (3.25) a été construite pour imposer :

$$\dot{e}_y = k_y e_y. \quad (3.35)$$

Le pôle de cette équation différentielle est donc k_y qui a été choisi négatif. L'équation différentielle est donc asymptotiquement stable, ce qui assure la convergence de e_y vers zéro et par conséquent la convergence de y vers y_d .

Convergence de l'écart angulaire : Soit (3.36) la dérivée seconde de l'erreur d'écart angulaire $e_{\tilde{\theta}} = \tilde{\theta} - \tilde{\theta}_d = \theta - \theta_{tan} - \tilde{\theta}_d$, telle que :

$$\ddot{e}_{\tilde{\theta}} = \ddot{\theta} - \ddot{\theta}_{tan} - \ddot{\tilde{\theta}}_d. \quad (3.36)$$

En remplaçant dans (3.36), l'expression de l'accélération angulaire $\ddot{\theta}$ issue de la modélisation dynamique du robot (3.7), il vient :

$$\ddot{e}_{\tilde{\theta}} = A \dot{\theta} + B \hat{\beta} + C \delta_F + D \delta_R - \ddot{\theta}_{tan} - \ddot{\tilde{\theta}}_d, \quad (3.37)$$

avec :

$$A = \left(\frac{-L_F^2 \hat{C}_F - L_R^2 \hat{C}_R}{v_G I_z} \right), B = \left(\frac{L_R \hat{C}_R - L_F \hat{C}_F}{I_z} \right), C = \left(\frac{L_F \hat{C}_F}{I_z} \right) \text{ et } D = \left(\frac{L_R \hat{C}_R}{I_z} \right). \quad (3.38)$$

En injectant dans (3.37) la loi de commande pour le braquage avant (3.34), on obtient :

$$\ddot{e}_{\tilde{\theta}} = k_{\dot{\theta}}(\dot{\theta} - u_{\dot{\theta}}) + \dot{u}_{\dot{\theta}} - \ddot{\theta}_{tan} - \ddot{\tilde{\theta}}_d. \quad (3.39)$$

En remplaçant $u_{\tilde{\theta}}$ et $\dot{u}_{\tilde{\theta}}$ par leurs expressions dans (3.39), il vient :

$$\ddot{e}_{\tilde{\theta}} = k_{\dot{\theta}} (\dot{\theta} - k_{\tilde{\theta}} (\tilde{\theta} - \tilde{\theta}_d) - \dot{\theta}_{tan} - \dot{\tilde{\theta}}_d) + k_{\tilde{\theta}} (\dot{\tilde{\theta}} - \dot{\tilde{\theta}}_d). \quad (3.40)$$

Dans la première parenthèse comme dans la seconde, on voit apparaître $\dot{e}_{\tilde{\theta}}$. $e_{\tilde{\theta}}$ est également identifiable dans la première parenthèse. Par conséquent, l'expression (3.40) se simplifie :

$$\ddot{e}_{\tilde{\theta}} = k_{\dot{\theta}} (\dot{e}_{\tilde{\theta}} - k_{\tilde{\theta}} e_{\tilde{\theta}}) + k_{\tilde{\theta}} \dot{e}_{\tilde{\theta}}, \quad (3.41)$$

soit :

$$\ddot{e}_{\tilde{\theta}} - (k_{\dot{\theta}} + k_{\tilde{\theta}}) \dot{e}_{\tilde{\theta}} + k_{\dot{\theta}} k_{\tilde{\theta}} e_{\tilde{\theta}} = 0. \quad (3.42)$$

L'équation caractéristique de cette équation différentielle est :

$$r^2 - (k_{\dot{\theta}} + k_{\tilde{\theta}}) r + k_{\dot{\theta}} k_{\tilde{\theta}} = (r - k_{\dot{\theta}}) (r - k_{\tilde{\theta}}) = 0. \quad (3.43)$$

Les deux pôles de l'équation différentielle sont donc $k_{\dot{\theta}}$ et $k_{\tilde{\theta}}$ qui ont été choisis négatifs. L'équation différentielle est donc asymptotiquement stable, ce qui assure que $e_{\tilde{\theta}}$ converge vers zéro, et que par conséquent $\tilde{\theta}$ converge vers $\tilde{\theta}_d$.

Finalement, l'utilisation des expressions (3.25) et (3.34) ainsi que l'expression associée (3.30) pour commander les angles de braquage avant et arrière du robot permet de répondre à l'objectif initial : à savoir disposer d'une stratégie de commande de suivi de trajectoire cinématique et dynamique pour un robot 4WS.

◇ Extension de l'approche

Comme pour la loi de commande à un train directeur proposée au chapitre précédent, une singularité apparaît dans le calcul de l'angle de braquage, cette fois arrière à vitesse nulle. Cette singularité peut entraîner des contraintes de calcul ou des divergences du robot lorsqu'un arrêt soudain du robot est souhaité (arrêt d'urgence, obstacle, tâche à réaliser). Pour cela, il est nécessaire d'adresser cette singularité et donc de généraliser l'algorithme de commande hybride (cinématique/dynamique) pour l'ensemble de la gamme de vitesses.

Pour étendre l'approche, on utilise ici la même stratégie, appliquée au train arrière, que celle utilisée pour étendre l'approche dans le cas un train directeur. Pour cela, il suffit de remplacer l'étape de convergence temporelle, définie par (3.23), par une étape de convergence, exprimée en fonction de l'abscisse curviligne s :

$$e'_y = \frac{de_y}{ds} = y' - y'_d = k_{y'} e_y, \quad (3.44)$$

où la notation prime exprime une dérivée de la variable par rapport à l'abscisse curviligne s , et $k_{y'}$ est un scalaire négatif à définir. Ce gain est caractéristique de

la distance à parcourir pour que y converge vers y_d .

Ensuite, les deux premières équations de (3.1) permettent d'obtenir l'expression de la dérivée de l'écart latéral par rapport à l'abscisse curviligne y' :

$$y' = \frac{dy}{ds} = \frac{dy}{dt} \frac{dt}{ds} = \tan(\tilde{\theta} + \delta_R + \hat{\beta}_R) (1 - c(s)y). \quad (3.45)$$

A partir de (3.44) et (3.45), et de façon similaire à la méthode présentée dans cette sous-section, une nouvelle expression pour l'angle de braquage arrière $\delta_{R_{4WS}}$ peut être calculée :

$$\delta_{R_{4WS}} = \arctan\left(\frac{k_{y'}(y - y_d) + y'_d}{(1 - c(s)y)}\right) - \tilde{\theta} - \hat{\beta}_R. \quad (3.46)$$

Cette équation est indépendante de la vitesse. La seule singularité est $(1 - c(s)y) = 0$ qui n'est pas rencontrée en pratique car le rayon de courbure de la trajectoire à suivre est nettement supérieur à l'écart latéral.

Outre le caractère indépendant de la vitesse d'avance du robot, cette extension permet également de définir non plus un temps de convergence mais une distance de convergence du robot vers la trajectoire. Cette notion de convergence en distance trouve parfaitement sa place lorsque les vitesses de suivi sont élevées car dans ce cas, un temps de convergence induirait une distance de convergence trop importante, pouvant nuire à la qualité du suivi.

3.4.2 Commande d'un robot à deux trains directeurs garantissant le suivi de la trajectoire et une orientation absolue désirée

Ce second mode de commande est destiné à optimiser et maximiser les possibilités de manœuvres d'un robot 4WS en milieu tout-terrain, et plus particulièrement dans un contexte agricole. Pour réaliser ces manœuvres, une stratégie de commande du type braquage parallèle est présentée dans cette partie. Cette stratégie est composée d'un observateur et d'une loi de commande adaptative. Par définition, les manœuvres sont des mouvements techniques qui doivent être réalisés avec attention. Par conséquent, ils sont réalisés à basse ou moyenne vitesse. Cela implique que la prise en compte des phénomènes cinématiques du robot suffit pour concevoir la stratégie de commande. On considère également que les angles de braquage du robot n'ont pas de limite angulaire. En effet, de plus en plus de robots disposent d'un rayon de braquage atteignant $\frac{\pi}{2}$ voire même π à l'image du robot Thorvald II [GRIMSTAD et FROM, 2017]. Par conséquent, on peut supposer que les amplitudes de braquage ne sont pas limitées.

3.4.2.1 Estimation de la dynamique latérale du robot

Pour estimer la dynamique latérale lors des manœuvres en milieu naturel, on peut rester sur un observateur basé sur la cinématique du robot. Un observateur de ce type a été introduit au chapitre précédent et pourrait être étendu au cas deux trains directeurs comme pour la stratégie de commande précédente. Cependant, cet observateur présenterait une singularité pour les angles de braquage égaux à $\frac{\pi}{2}$ car l'expression de la vitesse de lacet (3.1) comporte la fonction tangente. Or, dans le cas d'une stratégie de braquage parallèle, cette configuration peut être atteinte. Cette partie présente alors une variante de l'estimateur des angles de dérive introduit au chapitre précédent, adaptée aux configurations de braquage parallèle.

◇ Notations

Les variables d'état ainsi que les variables cinématiques à observer sont strictement les mêmes pour un robot 2WS et pour un robot 4WS. Par conséquent, le vecteur d'état nécessaire à l'estimation des variables cinématiques pour un robot 4WS est strictement identique à celui d'un robot 2WS. Comme les mouvements du châssis, dans le cas d'une stratégie de braquage parallèle, sont définis dans un repère absolu, on définira le vecteur d'état dans ce repère :

$$\xi_{4WS-P-CIN} = \begin{bmatrix} \xi_{loc} \\ \xi_{\beta_i} \end{bmatrix}. \quad (3.47)$$

Ce vecteur d'état $\xi_{4WS-P-CIN}$ est composé de deux sous-états :

- ◇ $\xi_{loc} = [X \ Y \ \theta]^T$, représentant la pose du robot dans le repère absolu, respectivement ses coordonnées cartésiennes et son orientation ;
- ◇ $\xi_{\beta_i} = [\beta_F \ \beta_R]^T$, composé des angles de dérive, devant être estimés.

Le sous-état ξ_{loc} est mesuré de manière directe à partir de capteurs. Les vitesses du robot au centre des essieux avant v_F et arrière v_R , ainsi que les valeurs des angles de braquage avant et arrière, δ_F et δ_R , le sont également.

A partir des équations d'évolution des variables d'état du robot 4WS, définies en (3.2) pour X et Y ainsi que (3.3) pour $\dot{\theta}$, le modèle d'évolution du vecteur d'état peut s'écrire :

$$\dot{\xi}_{4WS-P-CIN} = \begin{bmatrix} \dot{\xi}_{loc} \\ \dot{\xi}_{\beta_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(\xi_{loc}, \xi_{\beta_i}, v_F, v_R, \delta_F, \delta_R) \\ 0_{2 \times 1} \end{bmatrix}. \quad (3.48)$$

La fonction $f(\xi_{loc}, \xi_{\beta_i}, v_F, v_R, \delta_F, \delta_R)$ est directement déduite des deux premières lignes du modèle cinématique dans le repère absolu (3.2) et de l'expression (3.3). Enfin, comme précédemment, puisqu'aucune équation d'évolution n'est disponible pour $\dot{\beta}_F$ et $\dot{\beta}_R$, l'évolution de leur sous-état commun $\dot{\xi}_{\beta_i}$ est fixée à $0_{2 \times 1}$.

On remarquera que le choix et la construction de la fonction f permettent d'avoir un modèle d'évolution de l'état du robot non singulier quel que soit

3.4. Modes de commande élémentaires

l'angle de braquage des trains directeurs.

◇ Equations d'observation

De façon similaire aux autres stratégies d'observation présentées dans cette thèse, on définit les équations d'évolution du vecteur d'état estimé telles que :

$$\dot{\hat{\xi}}_{4WS-P-CIN} = \begin{bmatrix} \dot{\hat{\xi}}_{loc} \\ \dot{\hat{\xi}}_{\beta_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(\xi_{loc}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}_F, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) + \alpha_{loc}(\tilde{\xi}_{loc}) \\ \alpha_{\beta_i}(\tilde{\xi}_{loc}) \end{bmatrix}, \quad (3.49)$$

où α_{loc} et α_{β_i} sont des fonctions de rétroaction dépendantes des erreurs d'observation liées à la cinématique du robot. Ces fonctions doivent être construite pour assurer la convergence du vecteur d'état estimé $\hat{\xi}_{4WS-P-CIN}$ vers le vecteur d'état réel $\xi_{4WS-P-CIN}$ du robot. Le choix proposé ici est le suivant :

$$\begin{cases} \alpha_{loc}(\tilde{\xi}_{loc}) = \mathbf{K}_{loc} \tilde{\xi}_{loc}, \\ \alpha_{\beta_i}(\tilde{\xi}_{loc}) = \mathbf{K}_{\beta} \left[\frac{\partial f}{\partial \xi_{\beta_i}}(\xi_{loc}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}_F, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) \right]^T \tilde{\xi}_{loc}, \end{cases} \quad (3.50)$$

où :

- \mathbf{K}_{loc} est une matrice diagonale 3×3 positive,
 - \mathbf{K}_{β} est scalaire positif.
- ◇ Preuve par Lyapunov

A partir de l'évolution du vecteur d'état $\dot{\hat{\xi}}_{4WS-P-CIN}$ (3.48) et de l'évolution de son estimé $\dot{\hat{\xi}}_{4WS-P-CIN}$ (3.49), l'évolution de l'erreur d'observation $\dot{\tilde{\xi}}_{4WS-P-CIN}$ peut s'écrire :

$$\dot{\tilde{\xi}}_{4WS-P-CIN} = \begin{bmatrix} \dot{\tilde{\xi}}_{loc} \\ \dot{\tilde{\xi}}_{\beta_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(\xi_{loc}, \xi_{\beta_i}, \mathbf{v}_F, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) - f(\xi_{loc}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}_F, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) - \dots \\ \dots \alpha_{loc}(\tilde{\xi}_{loc}) \\ -\alpha_{\beta_i}(\tilde{\xi}_{loc}) \end{bmatrix}. \quad (3.51)$$

Après développement de la fonction $f(\xi_{loc}, \xi_{\beta_i}, \mathbf{v}_F, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R)$ autour des valeurs des angles de dérive estimés $\hat{\beta}_i$ (3.13), le modèle d'évolution de l'erreur d'observation peut être reformulé pour obtenir :

$$\dot{\tilde{\xi}}_{4WS-P-CIN} = \begin{bmatrix} \dot{\tilde{\xi}}_{loc} \\ \dot{\tilde{\xi}}_{\beta_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial f}{\partial \xi_{\beta_i}}(\xi_{loc}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}_F, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) \tilde{\xi}_{\beta_i} - \alpha_{loc}(\tilde{\xi}_{loc}) \\ -\alpha_{\beta_i}(\tilde{\xi}_{loc}) \end{bmatrix}. \quad (3.52)$$

Considérons la fonction candidate de Lyapunov (3.53) définie à partir de l'ensemble des erreurs d'observation :

$$V = \frac{1}{2} \mathbf{K}_\beta \tilde{\xi}_{loc}^T \tilde{\xi}_{loc} + \frac{1}{2} \tilde{\xi}_{\beta_i}^T \tilde{\xi}_{\beta_i} \geq 0. \quad (3.53)$$

Sa dérivée, en y substituant le système d'équations (3.52), est alors égale à :

$$\dot{V} = \mathbf{K}_\beta \left[\frac{\partial f}{\partial \xi_{\beta_i}}(\xi_{loc}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}_F, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) \tilde{\xi}_{\beta_i} - \alpha_{loc}(\tilde{\xi}_{loc}) \right]^T \tilde{\xi}_{loc} - \tilde{\xi}_{\beta_i}^T \alpha_{\beta_i}(\tilde{\xi}_{loc}). \quad (3.54)$$

Après avoir substitué les expressions (3.50) dans (3.54), la dérivée de la fonction candidate \dot{V} peut être réécrite sous la forme :

$$\dot{V} = -\mathbf{K}_\beta \mathbf{K}_{loc} \tilde{\xi}_{loc}^T \tilde{\xi}_{loc} \leq 0. \quad (3.55)$$

Cette fonction est négative et implique la convergence de $\tilde{\xi}_{loc}$ vers zéro. Pour prouver la convergence des estimations souhaitées $\hat{\xi}_{\beta_i}$ et ainsi prouver la stabilité asymptotique globale de l'observateur, il est nécessaire d'utiliser le théorème de Krasovskii-LaSalle.

Pour cela on développe la première ligne de (3.52) :

$$\dot{\tilde{\xi}}_{loc} = \begin{vmatrix} 0 & -v_R \sin(\theta + \delta_R + \hat{\beta}_R) \\ 0 & v_R \cos(\theta + \delta_R + \hat{\beta}_R) \\ \frac{v_F \cos(\delta_F + \hat{\beta}_F)}{L} & \frac{-v_R \cos(\delta_R + \hat{\beta}_R)}{L} \end{vmatrix} \tilde{\xi}_{\beta_i} - \mathbf{K}_{loc} \tilde{\xi}_{loc}. \quad (3.56)$$

D'après le théorème de Krasovskii-LaSalle, $\tilde{\xi}_{AWS-P-CIN}$ tend vers le plus grand sous espace invariant inclus dans $\left\{ \tilde{\xi}_{AWS-P-CIN} / \dot{V} = 0 \right\}$. Cela assure déjà que $\tilde{\xi}_{loc}$ converge vers zéro. Ensuite, on déduit de (3.56) que $\dot{\tilde{\xi}}_{loc}$ ne peut rester nul que si $\tilde{\beta}_R$ est lui même nul à partir du moment où $v_R \neq 0$ et si $\tilde{\beta}_F$ est lui même nul à partir du moment où $v_F \neq 0$ et $\delta_F + \hat{\beta}_F \neq \frac{\pi}{2}[\pi]$. Si la vitesse est nulle, la stabilité asymptotique n'est certes plus respectée, mais cela ne représente pas une contrainte car elle n'est alors pas nécessaire du point de vue de la commande. Si la condition $\delta_F + \hat{\beta}_F = \frac{\pi}{2}[\pi]$ est respectée, ce qui peut être le cas lors d'une évolution en braquage parallèle, alors la stabilité asymptotique de l'observation de l'angle de dérive avant n'est plus assurée. Cependant, celle de l'angle de dérive arrière l'est toujours. Pour adresser cette condition, on fait l'hypothèse que lorsque $\delta_F + \hat{\beta}_F$ s'approche de $\frac{\pi}{2}[\pi]$ alors l'angle de dérive avant peut être considéré identique à l'angle de dérive arrière, ce qui est vrai en pratique puisque localement les conditions de sol varient peu. Ainsi, la convergence asymptotique des observations est assurée, ce qui implique la

convergence des estimations des angles de dérive vers leurs valeurs réelles : $\hat{\xi}_{\beta_i} \rightarrow \xi_{\beta_i}$. Finalement, ces estimations peuvent être utilisées pour alimenter une loi de commande à deux trains directeurs du type braquage parallèle en présence de glissement.

3.4.2.2 Synthèse de la loi de commande

Cette partie présente les lois de commande avant et arrière pour réaliser des suivis de trajectoire en garantissant une orientation absolue désirée du robot. De façon similaire aux autres modes de commande élémentaires, la stratégie de commande utilisée pour synthétiser ces lois de commande est une commande en cascade ou commande par backstepping.

Pour ce mode de commande les deux mobilités pilotables disponibles, à savoir les deux angles de braquage, sont contrôlées indépendamment, pour garantir cette fois trois critères : le suivi de la trajectoire avec un écart latéral désiré, l'orientation angulaire absolue désirée le long de la trajectoire, et l'orientation des deux trains dans la même direction. Pour cela, la stratégie suivante a été adoptée :

- le train arrière garantit la convergence de la position latérale du robot vers la position latérale désirée,
- le train avant garantit la convergence de la position angulaire absolue du robot vers l'orientation absolue désirée et doit avoir la même orientation que le train arrière.

La suite de cette partie présente la synthèse des deux lois de commande et la preuve de stabilité associée.

◇ Commande pour le train arrière

Notons y_d l'écart latéral désiré à la trajectoire. Cet écart latéral est une condition imposée qui doit être satisfaite par le robot lors du suivi. y_d peut être constant ou fonction du temps. A partir de cet écart latéral désiré y_d et de l'écart latéral mesuré du robot noté y , on définit l'erreur de suivi notée e_y telle que :

$$e_y = y - y_d. \quad (3.57)$$

En accord avec la stratégie annoncée ci-dessus, l'objectif de la commande du train arrière consiste à imposer la condition suivante :

$$y \rightarrow y_d. \quad (3.58)$$

Cette condition peut être garantie en imposant l'équation différentielle (3.59) sur l'erreur de suivi.

$$\dot{e}_y = \dot{y} - \dot{y}_d = k_y e_y, \quad (3.59)$$

avec k_y un scalaire strictement négatif à définir. Ce gain est caractéristique du temps de convergence de y vers y_d . En substituant \dot{y} par son expression issue de (3.1), l'expression (3.60) est obtenue.

$$k_y (y - y_d) = v_R \sin(\tilde{\theta} + \delta_R + \hat{\beta}_R) - \dot{y}_d. \quad (3.60)$$

L'expression (3.60) peut ensuite être reformulée pour obtenir l'expression de l'angle de braquage arrière $\delta_{R_{4WS-P}}$ telle que :

$$\delta_{R_{4WS-P}} = \arcsin\left(\frac{k_y (y - y_d) + \dot{y}_d}{v_R}\right) - \tilde{\theta} - \hat{\beta}_R. \quad (3.61)$$

Sous l'hypothèse de vitesse non nulle et que $\left|\frac{k_y (y - y_d) + \dot{y}_d}{v_R}\right| < 1$, ce qui est le cas en pratique, l'expression (3.61) permet d'assurer la convergence en écart latéral définie par l'expression (3.59). L'expression (3.61) pour la commande du train arrière est similaire à celle obtenue pour la loi de commande précédente (3.25). Par conséquent, comme pour la loi de commande précédente, la restriction concernant la vitesse peut être levée en utilisant l'extension décrite à la section 3.4.1.2 de façon à disposer d'une loi de commande applicable à toute vitesse. Cette extension permet également de lever la restriction imposée par la fonction arcsin.

◇ Commande pour le train avant

Notons θ_d l'orientation absolue désirée. Cette orientation est une condition imposée qui doit être satisfaite par le robot lors du suivi. θ_d peut être constant ou fonction du temps. A partir de l'orientation absolue désirée θ_d et de l'orientation absolue mesurée pour le robot θ , on définit l'erreur d'orientation notée e_θ telle que :

$$e_\theta = \theta - \theta_d. \quad (3.62)$$

En accord avec la stratégie annoncée ci-dessus, l'objectif de la commande du train avant consiste à imposer la condition suivante :

$$\theta \rightarrow \theta_d. \quad (3.63)$$

Cette condition peut être garantie en imposant l'équation différentielle (3.64) sur l'orientation absolue du robot.

$$\dot{e}_\theta = \dot{\theta} - \dot{\theta}_d = k_\theta e_\theta, \quad (3.64)$$

avec k_θ un scalaire strictement négatif à définir. Ce gain est caractéristique du temps de convergence de θ vers θ_d . En substituant $\dot{\theta}$ par son expression issue de (3.3), l'expression (3.65) pour l'angle de braquage avant $\delta_{F_{4WS-P}}$ est obtenue.

$$\delta_{F_{4WS-P}} = \arcsin\left(\frac{L(k_\theta(\theta - \theta_d) + \dot{\theta}_d) + v_R \sin(\delta_R + \hat{\beta}_R)}{v_F}\right) - \hat{\beta}_F. \quad (3.65)$$

3.4. Modes de commande élémentaires

Finalement, en substituant $\delta_{R_{4WS-P}}$ dans (3.65) par son expression (3.61), on obtient :

$$\delta_{F_{4WS-P}} = \arcsin \left(\frac{L(k_\theta(\theta - \theta_d) + \dot{\theta}_d)}{v_F} + \frac{v_R \sin \left(\arcsin \left(\frac{k_y(y - y_d) + \dot{y}_d}{v_R} \right) - \tilde{\theta} \right)}{v_F} \right) - \hat{\beta}_F. \quad (3.66)$$

La loi de commande (3.66) assure la convergence de l'orientation absolue du robot θ vers sa valeur désirée θ_d si $v_F \neq 0$, $v_R \neq 0$ et si la valeur absolue des termes des fonctions arcsin sont strictement inférieurs à un. La condition sur les arguments des fonctions arcsin est vérifiée en pratique car les erreurs de suivis sont proches de zéro et les variations des écarts désirés à la trajectoire sont limités pour éviter d'engendrer des à-coups, ce qui est recherché généralement pour les applications de manœuvres et plus globalement de suivis de trajectoire. Comme précédemment, les restrictions concernant les vitesses peuvent être levées en utilisant l'extension décrite à la section 3.4.2.2 de façon à disposer d'une loi de commande applicable à toute vitesse.

Dans le cas où l'orientation désirée est constante ($\dot{\theta}_d = 0$), alors en régime permanent on a $e_\theta = 0$ et donc $\dot{\theta} = 0$. Si $v_F = v_R$, alors on tire de (3.3) que $\delta_F + \hat{\beta}_F = \delta_R + \hat{\beta}_R$, ce qui correspond bien à la stratégie de braquage parallèle attendue.

◇ Preuve de convergence

Convergence de l'écart latéral : La loi de commande pour le braquage arrière (3.61) a été construite pour imposer :

$$\dot{e}_y = k_y e_y. \quad (3.67)$$

Le pôle de cette équation différentielle est donc k_y qui a été choisi négatif. L'équation différentielle est donc asymptotiquement stable, ce qui assure la convergence de e_y vers zéro et par conséquent la convergence de y vers y_d .

Convergence de l'orientation absolue : La loi de commande pour le braquage avant (3.65) a été construite pour imposer :

$$\dot{e}_\theta = k_\theta e_\theta. \quad (3.68)$$

Le pôle de cette équation différentielle est donc k_θ qui a été choisi négatif. L'équation différentielle est donc asymptotiquement stable, ce qui assure la

convergence de e_θ vers zéro et par conséquent la convergence de θ vers θ_d .

Finalement, l'utilisation des expressions (3.61) et (3.66) pour commander les angles de braquage avant et arrière du robot permet de répondre à l'objectif initial : à savoir disposer d'une stratégie de commande de suivi de trajectoire cinématique du type braquage parallèle pour un robot 4WS.

◇ Extension de l'approche

Comme pour la loi de commande à deux train directeur proposée dans la première partie de ce chapitre, une singularité apparaît dans le calcul de l'angle de braquage, cette fois avant à vitesse nulle. Cette singularité peut entraîner des contraintes de calcul ou des divergences du robot lors de manœuvres à très basse vitesse (demi-tour). Pour cela, il est nécessaire d'adresser cette singularité et donc de généraliser l'algorithme de commande de type braquage parallèle pour l'ensemble de la gamme de vitesse.

Pour cela, on utilise ici la même stratégie, appliqué au train avant, que celle utilisée pour étendre l'approche au train arrière. Cependant, au lieu de remplacer l'étape de convergence temporelle sur l'équation de \dot{y} , on l'applique sur l'équation de $\dot{\theta}$:

$$e'_\theta = \frac{de_\theta}{ds} = \theta' - \theta'_d = k_{\theta'} e_\theta, \quad (3.69)$$

où la notation prime exprime une dérivée de la variable par rapport à l'abscisse curviligne s , et $k_{\theta'}$ est un scalaire négatif à définir. Ce gain est caractéristique de la distance à parcourir pour que θ converge vers θ_d .

Ensuite, la première équation de (3.1) et l'équation (3.3) permettent d'obtenir l'expression de la dérivée de l'orientation absolue par rapport à l'abscisse curviligne θ' :

$$\theta' = \frac{d\theta}{ds} = \frac{d\theta}{dt} \frac{dt}{ds} = \frac{(1 - c(s)y) (v_F \sin(\delta_F + \hat{\beta}_F) - v_R \sin(\delta_R + \hat{\beta}_R))}{L v_R \cos(\tilde{\theta} + \delta_R + \hat{\beta}_R)}. \quad (3.70)$$

A partir de (3.69) et (3.70), et de façon similaire à la méthode présentée dans cette sous-section, une nouvelle expression pour l'angle de braquage avant $\delta_{F_{4WS-P}}$ peut être calculée :

$$\delta_{F_{AWS-P}} = \arcsin \left(\frac{L(k_{\theta'}(\theta - \theta_d) + \theta'_d) v_R \cos(\tilde{\theta} + \delta_R + \hat{\beta}_R)}{(1 - c(s)y) v_F} + \frac{v_R \sin \left(\arcsin \left(\frac{k_y(y - y_d) + \dot{y}_d}{v_R} \right) - \tilde{\theta} \right)}{v_F} \right) - \hat{\beta}_F. \quad (3.71)$$

En pratique, $v_F = v_R$, pour éviter de générer des frottements supplémentaires entre les pneumatiques et le sol. Dans ce cas, l'expression 3.71 est indépendante de la vitesse du robot. Les singularités de 3.71 sont alors $(1 - c(s)y) = 0$ et les arguments des fonctions arcsin. Ces conditions, déjà discutées précédemment, ne sont pas rencontrées en pratique. Finalement, les expressions 3.71 et 3.4.1.2 permettent de réaliser la stratégie de commande de type parallèle steering de manière générique, quelle que soit la vitesse du robot.

3.4.2.3 Simulations

Pour qualifier l'approche proposée, un co-simulateur MATLAB/ADAMS, présenté en annexe A, est utilisé au travers de deux essais de suivi de trajectoire : un premier en ligne droite, un second en virage. La vitesse d'avance du robot est de 2 m.s^{-1} conformément aux vitesses de travail habituellement rencontrées en contexte agricole. Les positions successives du châssis du robot et de ses roues () ont été ajoutées sur les figures suivantes pour illustrer la configuration du robot pendant le suivi.

◇ Essai en ligne droite

L'objectif de ce premier essai est de vérifier le comportement de la stratégie de commande de type braquage parallèle lors du suivi d'une trajectoire rectiligne avec différents écarts latéraux et orientations désirés. Pour cela, la trajectoire de référence illustrée en noir Figs. 3.11 est imposée avec les consignes suivantes : le véhicule est initialement immobile, positionné à une distance de $0,5 \text{ m}$ de la trajectoire (①). Au début de l'essai ($t = 0 \text{ s}$) l'écart latéral désiré est fixé à zéro ($y_d = 0 \text{ m}$) et l'orientation absolue désirée à zéro ($\theta_d = 0 \text{ deg}$) (②). Ensuite, à $t = 10 \text{ s}$, l'écart latéral désiré est fixé à une valeur différente de zéro $0,3 \text{ m}$ (③) puis fixé, à $t = 15 \text{ s}$, de nouveau à zéro (④). À $t = 20 \text{ s}$ l'orientation absolue désirée est fixée à $25 \text{ degrés} \approx 0,436 \text{ radians}$ (⑤). Ensuite, l'écart latéral désiré est fixé à plusieurs valeurs tout en gardant cette orientation absolue. Ainsi, à $t = 30 \text{ s}$ l'écart latéral désiré est fixé à $0,4 \text{ m}$ (⑥), puis, à $t = 40 \text{ s}$, à $-0,2 \text{ m}$ (⑦) et finalement, à $t = 45 \text{ s}$, à zéro (⑧).

Les trajectoires suivies par les trains avant et arrière et l'évolution de l'écart latéral et de l'orientation absolue sont illustrées respectivement sur les Figs. 3.12, 3.13 et 3.14.

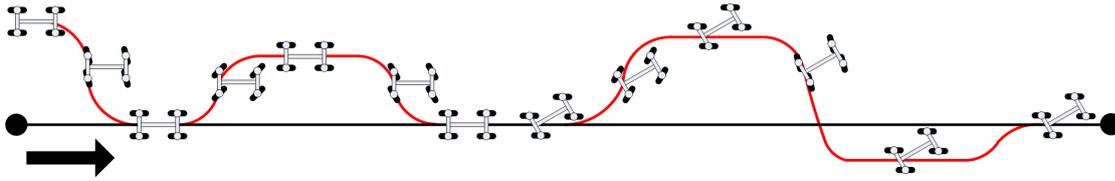


FIGURE 3.11 – Trajectoire de référence (noir), trajectoire souhaitée (rouge) et positions successives du robot (☞☞).

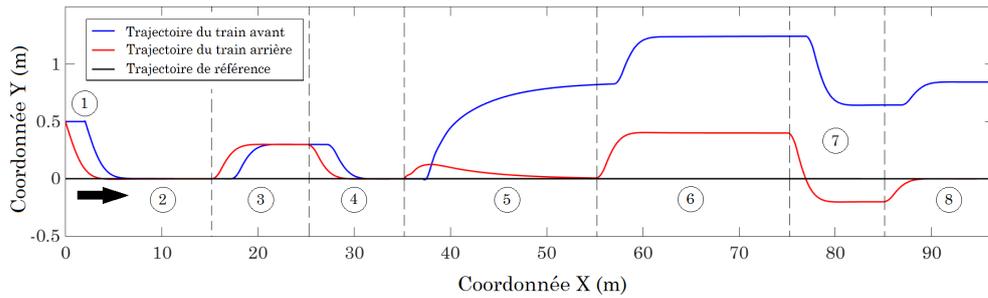


FIGURE 3.12 – Trajectoire de référence (noir) et suivis respectifs des trains avant (bleu) et arrière (rouge).

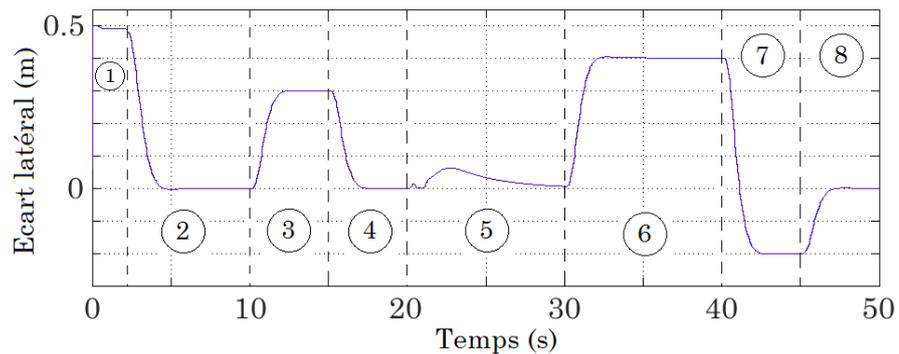


FIGURE 3.13 – Ecart latéral en fonction du temps.

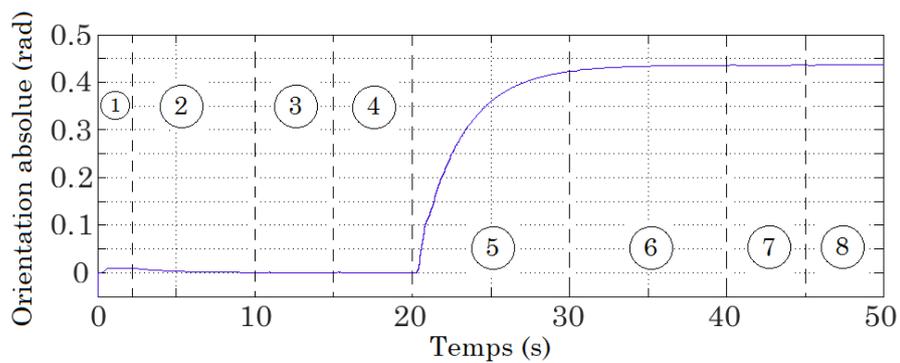


FIGURE 3.14 – Orientation absolue en fonction du temps.

3.4. Modes de commande élémentaires

On constate sur la Fig. 3.13 que la stratégie de commande proposée assure la convergence exponentielle du robot, vers l'écart latéral désiré pendant le suivi de trajectoire rectiligne quel qu'il soit et quelle que soit l'orientation absolue du robot. De plus, comme illustré Fig. 3.14, la stratégie de commande proposée assure également la convergence exponentielle de l'orientation absolue du robot vers la valeur souhaitée, quelle qu'elle soit, tout en continuant à assurer la convergence de l'écart latéral vers la valeur désirée.

◇ Essai en virage

L'objectif de ce second essai est de vérifier le comportement de la stratégie de commande de type braquage parallèle lors du suivi d'une trajectoire courbe avec différents écarts latéraux et orientations désirés. Pour cela, la trajectoire de référence illustrée en noir Fig. 3.15 est imposée avec les conditions suivantes : le véhicule est initialement positionné à une distance de $0,5m$ de la trajectoire (①). Au début de l'essai ($t = 0s$), l'écart latéral désiré est fixé à zéro ($y_d = 0m$) et l'orientation absolue désirée à zéro ($\theta_d = 0deg$) (②). Après une courte portion rectiligne, le robot est amené à suivre une trajectoire courbe (③). Puis, lors du suivi de cette courbe, l'écart latéral désiré est d'abord fixé à $0,5m$ à $t = 15s$ (④), puis à zéro à $t = 20s$ (⑤). À $t = 22,5s$ l'orientation absolue est fixée à 15 degrés $\approx 0,262$ radians (⑥). Ensuite, l'écart latéral désiré est fixé à $-0,5m$ à $t = 27,5s$ (⑦) et finalement à zéro à $t = 32,5s$ (⑧). Lorsque le virage est terminé, la trajectoire redevient rectiligne (⑨).

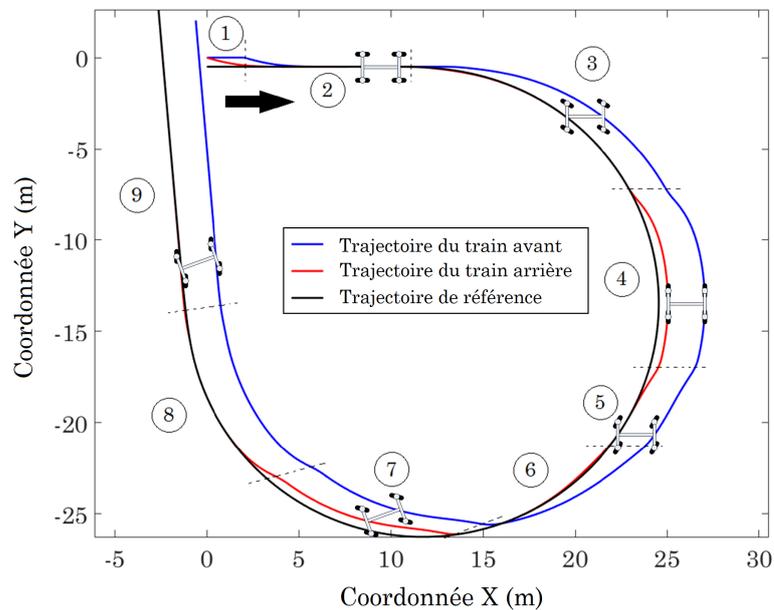


FIGURE 3.15 – Trajectoire de référence (noir), suivis respectifs des trains avant (bleu) et arrière (rouge) et positions successives du robot (⚙).

Les résultats de l'écart latéral et de l'orientation absolue du robot sont illustrés respectivement Figs. 3.16 et 3.17.

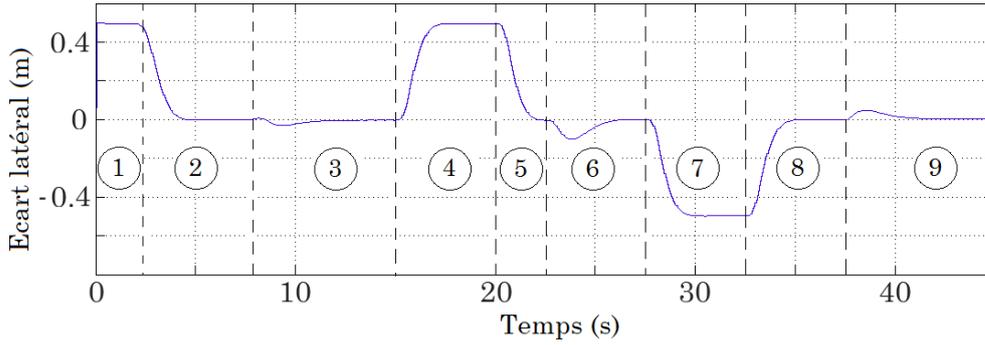


FIGURE 3.16 – Ecart latéral en fonction du temps.

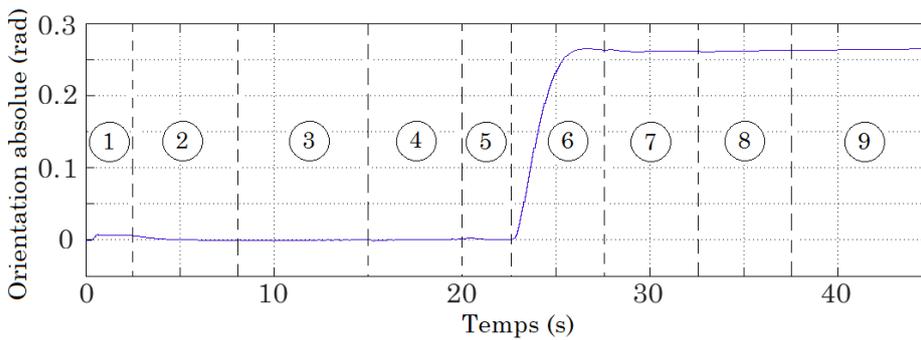


FIGURE 3.17 – Orientation absolue en fonction du temps.

On constate en Figs. 3.16 et 3.17 que la stratégie de commande proposée assure les mêmes performances lors d'un suivi de courbe que lors d'un suivi rectiligne. Seuls des transitoires apparaissent lors des changements de courbures. Ce phénomène peut être adressé en ajoutant de l'anticipation ou de la prédiction de courbure dans l'algorithme.

◇ Manœuvres en milieu agricole

En contexte agricole, le manque d'espace rend la réalisation de manœuvres difficiles. Deux scénarios pouvant être fréquemment rencontrés dans ce milieu et où l'on peut tirer parti de la stratégie de commande proposée, sont illustrés ci-après. Le premier concerne le cas du stationnement ou des manœuvres complexes en milieu fermé (hangar). Le second concerne le cas des demi-tours dans les parcelles viticoles. Ces deux scénarios sont illustrés respectivement Figs. 3.18 et 3.19 et montrent le succès et la précision de la stratégie de commande de type braquage parallèle lorsqu'elle est confrontée à ces situations.

3.4. Modes de commande élémentaires

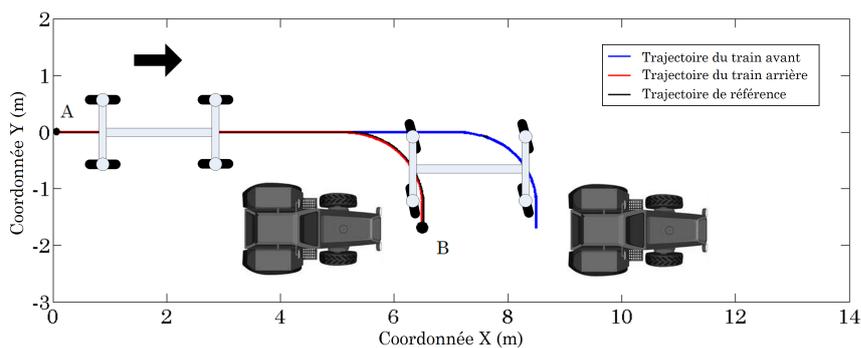


FIGURE 3.18 – Trajectoire de référence (noir), suivis respectifs des trains avant (bleu) et arrière (rouge) et positions successives du robot lors du stationnement (⊞⊞).

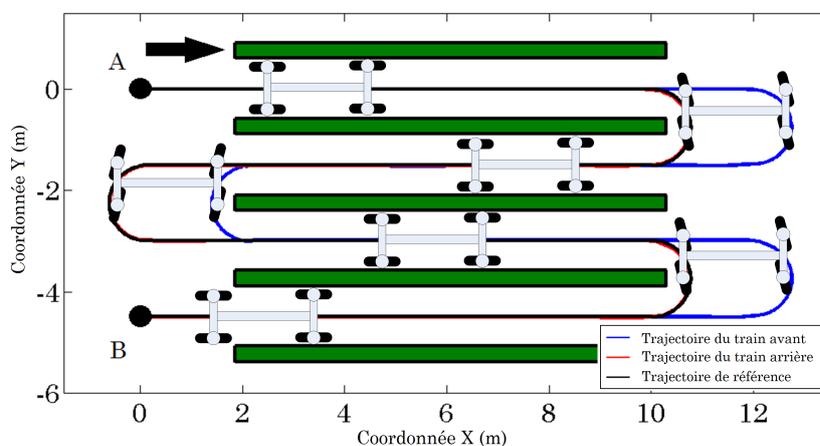


FIGURE 3.19 – Trajectoire de référence (noir), suivis respectifs des trains avant (bleu) et arrière (rouge) et positions successives du robot entre les rangées de vignes (⊞⊞).

3.4.3 Commande d'un robot à deux trains directeurs garantissant le suivi de la trajectoire et le passage des deux trains sur cette trajectoire

Ce troisième mode de commande a pour objectif de piloter les deux trains de direction d'un robot 4WS pour que les roues avant et arrière convergent vers la même trajectoire de référence. Ce cas de figure, où le suivi de la trajectoire par l'ensemble des essieux est nécessaire, apparaît par exemple lorsque des tâches d'agriculture de précision (pulvérisation, taille, etc ...) doivent être réalisées, particulièrement entre des rangées de vignes où l'espace disponible pour se déplacer est restreint. La stratégie proposée est composée d'un observateur et de deux lois de commande indépendantes. Comme ces tâches agricoles sont couramment réalisées à basse vitesse, la prise en compte des phénomènes cinématiques du robot suffit pour concevoir la stratégie de commande présentée dans la suite de cette partie.

3.4.3.1 Estimation de la dynamique latérale du robot

Une estimation uniquement cinématique des glissements est requise ici. Un tel estimateur a été introduit au chapitre précédent, page 44, pour un robot 2WS. Cette partie présente son extension au cas des robots 4WS.

◇ Notations

Les variables d'état ainsi que les variables à observer sont strictement les mêmes pour un robot 2WS et pour un robot 4WS. Par conséquent, le vecteur d'état nécessaire à l'estimation des variables pour un robot 4WS est strictement identique à celui d'un robot 2WS. Il est défini par :

$$\xi_{4WS-SP-CIN} = \begin{bmatrix} \xi_{dev} \\ \xi_{\beta_i} \end{bmatrix}. \quad (3.72)$$

Ce vecteur d'état $\xi_{4WS-SP-CIN}$ est composé de deux sous-états :

- ◇ $\xi_{dev} = [y \ \tilde{\theta}]^T$, représentant les écarts de pose du robot par rapport à la trajectoire, respectivement l'écart latéral et l'écart angulaire ;
- ◇ $\xi_{\beta_i} = [\beta_F \ \beta_R]^T$, composé des angles de dérive, devant être estimés.

Le sous-état ξ_{dev} est mesuré de manière directe à partir de capteurs. Les vitesses du robot au centre des essieux avant v_F et arrière v_R ainsi que les valeurs des angles de braquage avant et arrière, δ_F et δ_R , le sont également.

À partir des équations d'évolution des variables d'état du robot 4WS, définies en (3.1) pour y et $\tilde{\theta}$, le modèle d'évolution du vecteur d'état peut s'écrire :

$$\dot{\xi}_{4WS-SP-CIN} = \begin{bmatrix} \dot{\xi}_{dev} \\ \dot{\xi}_{\beta_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(\xi_{dev}, \xi_{\beta_i}, v_F, v_R, \delta_F, \delta_R) \\ 0_{2 \times 1} \end{bmatrix}. \quad (3.73)$$

La fonction $f(\xi_{dev}, \xi_{\beta_i}, v_F, v_R, \delta_F, \delta_R)$ est directement déduite des deux dernières lignes du modèle cinématique étendu (3.1). Et comme précédemment, aucune équation d'évolution n'étant existante pour $\dot{\beta}_F$ et $\dot{\beta}_R$, l'évolution de leur sous-état commun $\dot{\xi}_{\beta_i}$ est fixée à $0_{2 \times 1}$.

◇ Equations d'observation

De façon similaire aux autres stratégies d'observation présentées dans cette thèse, on définit les équations d'évolution du vecteur d'état estimé telles que :

$$\dot{\hat{\xi}}_{4WS-SP-CIN} = \begin{bmatrix} \dot{\hat{\xi}}_{dev} \\ \dot{\hat{\xi}}_{\beta_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, v_F, v_R, \delta_F, \delta_R) + \alpha_{dev}(\tilde{\xi}_{dev}) \\ \alpha_{\beta_i}(\tilde{\xi}_{dev}) \end{bmatrix}, \quad (3.74)$$

où α_{dev} et α_{β_i} sont des fonctions de rétroaction dépendantes des erreurs d'observation liées à la cinématique du robot. Ces fonctions doivent être construites

3.4. Modes de commande élémentaires

pour assurer la convergence du vecteur d'état estimé $\hat{\xi}_{4WS-SP-CIN}$ vers le vecteur d'état réel $\xi_{4WS-SP-CIN}$ du robot. Le choix proposé ici est le suivant :

$$\begin{cases} \alpha_{dev}(\tilde{\xi}_{dev}) &= \mathbf{K}_{dev} \tilde{\xi}_{dev}, \\ \alpha_{\beta_i}(\tilde{\xi}_{dev}) &= \mathbf{K}_{\beta} \left[\frac{\partial f}{\partial \xi_{\beta_i}}(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}_F, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) \right]^T \tilde{\xi}_{dev}, \end{cases} \quad (3.75)$$

où :

- \mathbf{K}_{dev} est une matrice diagonale 2×2 positive,
- \mathbf{K}_{β} est scalaire positif.

◇ Preuve

À partir de l'évolution du vecteur d'état $\dot{\xi}_{4WS-SP-CIN}$ (3.73) et de l'évolution de son estimé $\dot{\hat{\xi}}_{4WS-SP-CIN}$ (3.74), l'évolution de l'erreur d'observation $\dot{\tilde{\xi}}_{4WS-SP-CIN}$ peut s'écrire :

$$\dot{\tilde{\xi}}_{4WS-SP-CIN} = \begin{bmatrix} \dot{\tilde{\xi}}_{dev} \\ \dot{\tilde{\xi}}_{\beta_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(\xi_{dev}, \xi_{\beta_i}, \mathbf{v}_F, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) - f(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}_F, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) - \dots \\ \dots \alpha_{dev}(\tilde{\xi}_{dev}) \\ -\alpha_{\beta_i}(\tilde{\xi}_{dev}) \end{bmatrix}. \quad (3.76)$$

Après développement de la fonction $f(\xi_{dev}, \xi_{\beta_i}, \mathbf{v}_F, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R)$ autour des valeurs des angles de dérive estimés $\hat{\beta}_i$ (3.13), le modèle d'évolution de l'erreur d'observation peut être reformulé pour obtenir :

$$\dot{\tilde{\xi}}_{4WS-SP-CIN} = \begin{bmatrix} \dot{\tilde{\xi}}_{dev} \\ \dot{\tilde{\xi}}_{\beta_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial f}{\partial \xi_{\beta_i}}(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}_F, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) \tilde{\xi}_{\beta_i} - \alpha_{dev}(\tilde{\xi}_{dev}) \\ -\alpha_{\beta_i}(\tilde{\xi}_{dev}) \end{bmatrix}. \quad (3.77)$$

Considérons la fonction candidate de Lyapunov (3.78) définie à partir de l'ensemble des erreurs d'observation :

$$V = \frac{1}{2} \mathbf{K}_{\beta} \tilde{\xi}_{dev}^T \tilde{\xi}_{dev} + \frac{1}{2} \tilde{\xi}_{\beta_i}^T \tilde{\xi}_{\beta_i} \geq 0. \quad (3.78)$$

Sa dérivée, en y substituant le système d'équations (3.77), est alors égale à :

$$\dot{V} = \mathbf{K}_{\beta} \left[\frac{\partial f}{\partial \xi_{\beta_i}}(\xi_{dev}, \hat{\xi}_{\beta_i}, \mathbf{v}_F, \mathbf{v}_R, \delta_F, \delta_R) \tilde{\xi}_{\beta_i} - \alpha_{dev}(\tilde{\xi}_{dev}) \right]^T \tilde{\xi}_{dev} - \tilde{\xi}_{\beta_i}^T \alpha_{\beta_i}(\tilde{\xi}_{dev}). \quad (3.79)$$

Après avoir substitué les expressions (3.75) dans (3.79), la dérivée de la fonction candidate \dot{V} peut être réécrite sous la forme :

$$\dot{V} = -\mathbf{K}_{\beta} \mathbf{K}_{dev} \tilde{\xi}_{dev}^T \tilde{\xi}_{dev} \leq 0. \quad (3.80)$$

Cette fonction est négative et implique la convergence de $\tilde{\xi}_{dev}$ vers zéro. Pour prouver la convergence des estimations souhaitées $\hat{\xi}_{\beta_i}$ et ainsi prouver la stabilité asymptotique globale de l'observateur, il est nécessaire d'utiliser le théorème de Krasovskii-LaSalle. Pour cela, on développe la première ligne de (3.77) :

$$\dot{\tilde{\xi}}_{dev} = \begin{pmatrix} 0 & v_R \cos(\tilde{\theta} + \delta_R + \hat{\beta}_R) \\ \frac{v_R \cos(\delta_R + \hat{\beta}_R)}{L \cos(\delta_F + \hat{\beta}_F)^2} & \frac{v_R \sin(\delta_R + \hat{\beta}_R)(\tan(\delta_F + \hat{\beta}_F) - \tan(\delta_R + \hat{\beta}_R))}{L} - \frac{v_R}{L \cos(\delta_R + \hat{\beta}_R)} + \frac{v_R c(s) \sin(\tilde{\theta} + \delta_R + \hat{\beta}_R)}{1 - c(s)^2} \end{pmatrix} \tilde{\xi}_{\beta_i} - K_{dev} \tilde{\xi}_{dev}. \quad (3.81)$$

D'après le théorème de Krasovskii-LaSalle, $\tilde{\xi}_{4WS-SP-CIN}$ tend vers le plus grand sous espace invariant inclus dans $\{\tilde{\xi}_{4WS-SP-CIN} / \dot{V} = 0\}$. Cela assure déjà que $\tilde{\xi}_{dev}$ converge vers zéro. Ensuite on déduit de (3.81) que $\tilde{\xi}_{dev}$ ne peut rester nul que si $\tilde{\xi}_{\beta_i}$ est lui même nul, puisque les conditions suivantes sont vérifiées (voir chapitre 2) : $v_R \neq 0$, $\delta_F + \hat{\beta}_F \neq \frac{\pi}{2}[\pi]$, $\delta_R + \hat{\beta}_R \neq \frac{\pi}{2}[\pi]$, $\tilde{\theta} + \delta_R + \hat{\beta}_R \neq \frac{\pi}{2}[\pi]$. Cela implique la convergence asymptotique de l'observateur et en particulier des estimations des angles de dérive vers leurs valeurs réelles : $\hat{\xi}_{\beta_i} \rightarrow \xi_{\beta_i}$. Ces estimations peuvent être utilisées pour alimenter une loi de commande à deux trains directeurs en présence de glissement.

3.4.3.2 Supplément de modélisation

Avant d'aborder la synthèse de la loi de commande, un complément à la modélisation du robot 4WS est nécessaire pour concevoir la stratégie de commande introduite par cette partie.

On considère ici que l'empattement du robot, noté L , est petit devant le rayon de courbure, noté $\frac{1}{c(s)}$ de la trajectoire de référence au point M. Par conséquent, la trajectoire à suivre peut être localement approximée par un cercle de centre A et de rayon $\frac{1}{c(s)}$. On nomme alors N l'intersection de la parallèle à (MR) passant par F avec la trajectoire de référence Γ supposé localement circulaire et on définit l'écart latéral, noté y_F , comme la distance algébrique FN. Cette définition s'étend de manière naturelle lorsque Γ est localement rectiligne. Ces notations supplémentaires sont illustrées sur la Fig. 3.20.

L'écart latéral avant y_F ainsi défini peut être exprimé en fonction de l'écart latéral arrière y_R et d'une déviation e dépendante des caractéristiques de la trajectoire tel que :

$$y_F = y_R + L \sin(\tilde{\theta}) - e, \quad (3.82)$$

avec e défini par :

$$e = \frac{1 - \cos(\gamma)}{c(s)}, \quad (3.83)$$

où γ représente l'angle \widehat{MON} et peut être évalué par l'expression :

$$\gamma = \arcsin\left(L c(s) \cos(\tilde{\theta})\right). \quad (3.84)$$

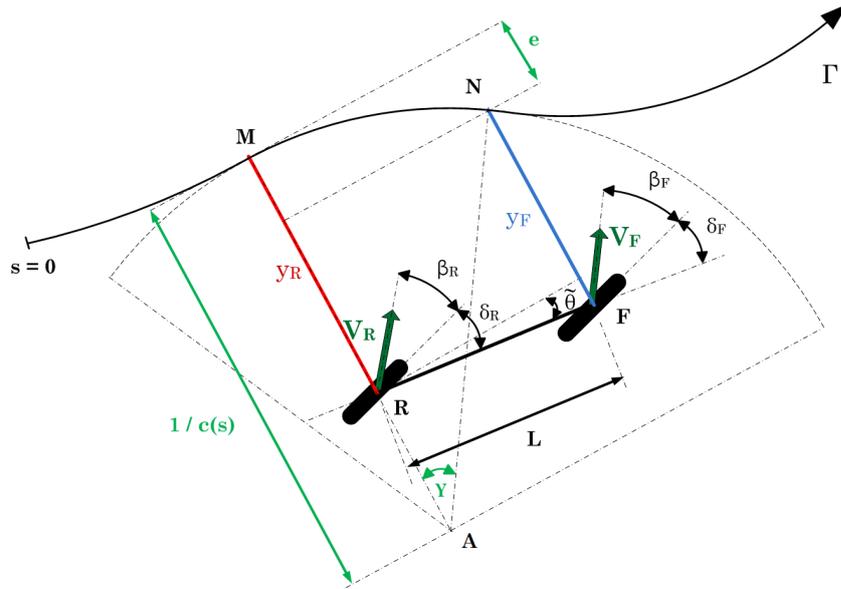


FIGURE 3.20 – Modélisation cinématique supplémentaire pour les robots munis de deux trains directeurs.

A partir de (3.83) et (3.84) la valeur de l'écart latéral avant peut alors être calculée. De plus, si on suppose que la déviation e est lentement variable ($\dot{e} \rightarrow 0$) en raison des temps de réponse des actionneurs de braquage, alors on déduit aussi de (3.82) que la dérivée de cet écart s'exprime par :

$$\dot{y}_F = \dot{y}_R + L \dot{\tilde{\theta}} \cos(\tilde{\theta}). \quad (3.85)$$

En substituant \dot{y}_R et $\dot{\tilde{\theta}}$ par leurs expressions issues de (3.1), l'expression de \dot{y}_F peut être reformulée pour obtenir l'expression (3.86).

$$\dot{y}_F = v_R \sin(\tilde{\theta} + \delta_R + \beta_R) + L v_R \cos(\tilde{\theta}) (\cos(\delta_R + \beta_R) \lambda_1 - \lambda_2), \quad (3.86)$$

avec :

$$\lambda_1 = \frac{\tan(\delta_F + \beta_F) - \tan(\delta_R + \beta_R)}{L}, \quad (3.87)$$

et,

$$\lambda_2 = \frac{c(s) \cos(\tilde{\theta} + \delta_R + \beta_R)}{1 - c(s) y_R}. \quad (3.88)$$

La seconde ligne de (3.1) et l'expression (3.86) permettent de lier les variables de commande, à savoir les angles de braquage δ_F et δ_R , et les évolutions temporelles des écarts latéraux. Ces expressions sont utilisées dans la suite de cette partie pour synthétiser les lois de commande.

3.4.3.3 Synthèse de la loi de commande

Cette partie présente les lois de commande avant et arrière pour réaliser des suivis de trajectoire en garantissant le passage des trains avant et arrière sur la même trajectoire de référence. En tirant parti de la possibilité de les contrôler indépendamment, la stratégie suivante a été adoptée :

- le train arrière garantit uniquement la convergence de la position latérale de l'essieu arrière du robot vers la trajectoire,
- le train avant garantit uniquement la convergence de la position latérale de l'essieu avant du robot vers la trajectoire.

La suite de cette partie présente la conception des deux lois de commande et la preuve de stabilité de l'approche proposée.

◇ Commande pour le train arrière

Soit y_R l'écart latéral du train arrière du robot par rapport à la trajectoire. En accord avec la stratégie annoncée ci-dessus, l'objectif de la commande du train arrière consiste à imposer la condition suivante :

$$y_R \rightarrow 0. \quad (3.89)$$

Cette condition peut être garantie en imposant l'équation différentielle (3.90) :

$$\dot{y}_R = k_R y_R, \quad (3.90)$$

avec k_R un scalaire strictement négatif à définir. Ce gain est caractéristique du temps de convergence de y_R vers zéro. En substituant \dot{y}_R par son expression issue de (3.1), l'expression (3.91) est obtenue.

$$k_R y_R = v_R \sin(\tilde{\theta} + \delta_R + \hat{\beta}_R). \quad (3.91)$$

L'expression (3.91) peut ensuite être reformulée pour obtenir l'expression de l'angle de braquage arrière $\delta_{R_{AWS-SP}}$ telle que :

$$\delta_{R_{AWS-SP}} = \arcsin\left(\frac{k_R y_R}{v_R}\right) - \tilde{\theta} - \hat{\beta}_R. \quad (3.92)$$

Sous l'hypothèse de vitesse non nulle et que $\left|\frac{k_R y_R}{v_R}\right| < 1$, l'expression (3.92) permet d'assurer la loi de convergence de l'écart latéral du train arrière définie par l'expression (3.90). En pratique, ces conditions sont vraies (voir lois de commande précédentes). Cependant, de façon à disposer d'une loi de commande applicable à toute vitesse, la restriction concernant la vitesse peut être levée en utilisant la même méthodologie que celle décrite à la section 3.4.1.2 pour un écart latéral désiré égal à zéro ($y_d = \dot{y}_d = 0$). De même, cette extension permettra de lever la restriction imposée par la fonction arcsin

3.4. Modes de commande élémentaires

◇ Commande pour le train avant

Soit y_F l'écart latéral du train avant du robot par rapport à la trajectoire. En accord avec la stratégie annoncée ci-dessus, l'objectif de la commande du train avant consiste à imposer la condition suivante :

$$y_F \rightarrow 0. \quad (3.93)$$

Cette condition peut être garantie en imposant l'équation différentielle (3.94) :

$$\dot{y}_F = k_F y_F, \quad (3.94)$$

avec k_F un scalaire strictement négatif à définir. Ce gain est caractéristique du temps de convergence de y_F vers zéro. En substituant \dot{y}_F par son expression issue de (3.86), l'expression (3.95) est obtenue.

$$k_F y_F = v_R \sin(\tilde{\theta} + \delta_R + \hat{\beta}_R) + L v_R \cos(\tilde{\theta}) \left(\cos(\delta_R + \hat{\beta}_R) \lambda_1 - \lambda_2 \right). \quad (3.95)$$

L'expression (3.95) peut ensuite être reformulée pour obtenir l'expression de l'angle de braquage avant $\delta_{F_{4WS-SP}}$ telle que :

$$\delta_{F_{4WS-SP}} = \arctan \left(\frac{L \lambda_2}{\cos(\delta_R + \hat{\beta}_R)} + \frac{k_F y_F}{v_R \cos(\tilde{\theta}) \cos(\delta_R + \hat{\beta}_R)} - \frac{\sin(\tilde{\theta} + \delta_R + \hat{\beta}_R)}{\cos(\tilde{\theta}) \cos(\delta_R + \hat{\beta}_R)} + \tan(\delta_R + \hat{\beta}_R) \right) - \hat{\beta}_F.$$

(3.96)

Sous l'hypothèse de vitesse non nulle, $\delta_R + \hat{\beta}_R \neq \frac{\pi}{2}[\pi]$ et $\tilde{\theta} \neq \frac{\pi}{2}[\pi]$, l'expression (3.96) permet d'assurer la loi de convergence de l'écart latéral du train avant définie par l'expression (3.94). Comme précédemment, la restriction concernant la vitesse peut être levée en utilisant l'extension décrite à la section 3.4.3.3 de façon à disposer d'une loi de commande applicable à toute vitesse. Les autres restrictions sont des singularités qui ne peuvent pas être atteintes en pratique (voir chapitre 2).

◇ Preuve de convergence

Convergence de l'écart latéral arrière : La loi de commande pour le braquage arrière (3.92) a été construite pour imposer :

$$\dot{y}_R = k_R y_R. \quad (3.97)$$

Le pôle de cette équation différentielle est donc k_R qui a été choisi négatif. L'équation différentielle est donc asymptotiquement stable, ce qui assure la

convergence de y_R vers zéro.

Convergence de l'écart latéral avant : La loi de commande pour le braquage avant (3.96) a été construite pour imposer :

$$\dot{y}_F = k_F y_F. \quad (3.98)$$

Le pôle de cette équation différentielle est donc k_F qui a été choisi négatif. L'équation différentielle est donc asymptotiquement stable, ce qui assure la convergence de y_F vers zéro.

Finalement, l'utilisation des expressions (3.92) et (3.96) pour commander les angles de braquage avant et arrière du robot, permet de répondre à l'objectif initial, à savoir, disposer d'une stratégie de commande permettant de suivre une trajectoire en imposant aux deux trains d'un robot 4WS de suivre cette même trajectoire de référence.

◇ Extension de l'approche

Comme pour la loi de commande à deux train directeur de type braquage parallèle, proposée dans la deuxième partie de ce chapitre, une singularité apparaît dans le calcul de l'angle de braquage avant à vitesse nulle. Cette singularité peut entraîner des contraintes de calcul ou des divergences du robot lors d'un suivi en milieu étroit à très basse vitesse. Pour cela, il est nécessaire d'adresser cette singularité et donc de généraliser l'algorithme de commande, pour le suivi de la même trajectoire pour les deux trains du robot, pour l'ensemble de la gamme de vitesse.

Pour cela, on utilise ici la même stratégie, appliqué au train avant, que celle utilisée pour étendre l'approche au train arrière, en remplaçant l'étape de convergence temporelle sur l'équation de \dot{y} pour obtenir :

$$y'_F = \frac{dy_F}{ds} = k_{F'} y_F, \quad (3.99)$$

où la notation prime exprime une dérivée de la variable par rapport à l'abscisse curviligne s , et $k_{F'}$ est un scalaire négatif à définir. Ce gain est caractéristique de la distance à parcourir pour que y_F converge vers zéro.

Ensuite, la première équation de (3.1) et l'équation (3.86) permettent d'obtenir l'expression de la dérivée de l'écart latéral avant par rapport à l'abscisse curviligne y'_F :

$$y'_F = (1 - c(s) y_R) \left[\tan(\tilde{\theta} + \delta_R + \beta_R) + \frac{L \cos(\tilde{\theta})}{\cos(\tilde{\theta} + \delta_R + \hat{\beta}_R)} \left(\cos(\delta_R + \hat{\beta}_R) \lambda_1 - \lambda_2 \right) \right], \quad (3.100)$$

3.4. Modes de commande élémentaires

A partir de (3.99) et (3.100), et de façon similaire à la méthode présentée dans cette sous-section, une nouvelle expression pour l'angle de braquage avant $\delta_{F_{4WS-SP}}$ peut être calculée :

$$\delta_{F_{4WS-SP}} = \arctan \left(\frac{L \lambda_2}{\cos(\delta_R + \hat{\beta}_R)} + \frac{k'_F y_F \cos(\tilde{\theta} + \delta_R + \hat{\beta}_R)}{(1 - c(s) y_R) \cos(\tilde{\theta}) \cos(\delta_R + \hat{\beta}_R)} - \frac{\sin(\tilde{\theta} + \delta_R + \hat{\beta}_R)}{\cos(\tilde{\theta}) \cos(\delta_R + \hat{\beta}_R)} + \tan(\delta_R + \hat{\beta}_R) \right) - \hat{\beta}_F.$$

(3.101)

Cette équation est indépendante de la vitesse. La seule singularité, autre que celles déjà discutées, est $(1 - c(s) y_R) = 0$ qui n'est pas rencontrée en pratique car le rayon de courbure de la trajectoire à suivre est nettement supérieur à l'écart latéral. Finalement, les expressions 3.101 et 3.4.1.2 (pour un écart latéral désiré égal à zéro) permettent de réaliser la stratégie de commande de suivi des deux trains par la même trajectoire de manière générique, quelle que soit la vitesse du robot.

3.4.3.4 Expérimentations

Pour qualifier et comparer l'approche proposée, le robot Robufast, présenté en annexe A, est utilisé au travers de deux essais de suivi de trajectoire. Un premier essai est réalisé en commandant uniquement l'angle de braquage avant du robot à partir de la loi de commande introduite dans [LENAIN et al., 2017]. Un second essai est réalisé en utilisant l'approche proposée dans cette partie, c'est-à-dire piloter indépendamment les deux trains de direction du robot pour que le centre de chaque essieu suive la trajectoire. La trajectoire de référence, utilisée pour ces essais, est illustrée Fig. 3.21. Cette trajectoire, dont le départ est en A, est composée d'une ligne droite puis de deux virages successifs et enfin d'une ligne droite jusqu'au point d'arrivée B sur un sol dont les conditions sont variables le long de la trajectoire (gravier et herbe). Afin de montrer la pertinence de l'approche à deux trains directeurs, les rayons de courbure ont été choisis suffisamment petits pour entraîner la saturation de l'actionneur de braquage si un seul train de direction est commandé.

Les Figs. 3.21 à 3.22 illustrent respectivement les résultats de suivi, les écarts à la trajectoire et les mesures des angles de braquage obtenues pour une vitesse de suivi de 2 m.s^{-1} .

À partir des résultats de suivi et de l'écart latéral associé, on constate que lorsque le train avant seul est commandé, le robot est incapable de suivre les virages précisément. En effet, des dépassements de trajectoire apparaissent à cause de la saturation de l'actionneur à 20 degrés, observable sur la Fig. 3.23. À contrario, lorsque le suivi est opéré grâce à la stratégie de commande à deux trains directeurs proposée dans cette sous-section, l'écart latéral à la trajectoire

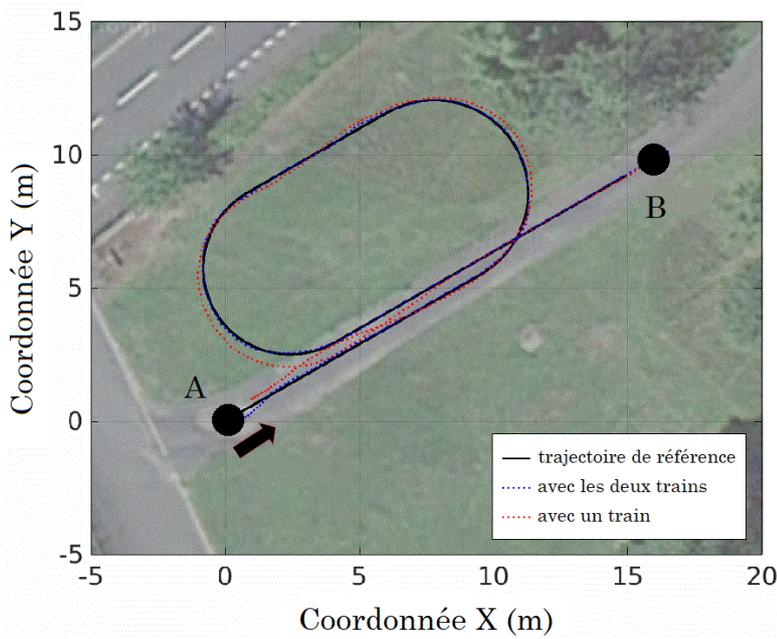


FIGURE 3.21 – Trajectoire de référence (noir), suivi avec deux trains de direction (bleu) et suivi avec un train de direction (rouge).

est stable et centré sur zéro, quel que soit le rayon de courbure, avec une précision de $\pm 10\text{cm}$. Cela signifie que le robot suit correctement la trajectoire grâce au pilotage du train arrière. On constate Fig. 3.23 que les deux trains braquent dans des sens opposés pour permettre le suivi de courbures plus prononcées. On constate également qu'au début de l'essai, les deux trains braquent dans le même sens pour rallier la trajectoire à partir de la position initiale. Ces résultats permettent de valider et de vérifier la convergence exponentielle imposée théoriquement par la loi de commande.

Ces premières conclusions permettent de valider l'objectif initial de suivi de trajectoire précis en milieu naturel. Le second avantage de l'approche proposée ici est la réduction de l'espace latéral occupé par le robot lors du suivi en imposant aux centres des deux essieux (avant et arrière) de suivre la trajectoire de référence, au contraire des approches ne pilotant que le centre d'un seul essieu. Cet aspect est essentiel et représente une contribution importante de cette loi de commande, car cela permettra au robot de se déplacer et de manœuvrer plus aisément en milieu étroit (entre les vignes notamment).

Cette seconde caractéristique peut être vérifiée sur la Fig. 3.24 où les trajectoires réalisées par les centres des essieux avant et arrière sont respectivement illustrées en pointillés vert et bleu. Les moyennes des valeurs absolues des écarts latéraux obtenus lors des essais sont reportées sur le Tab. 3.1.

À partir de ces données, on constate que l'utilisation d'une stratégie à deux trains directeurs réduit significativement l'écart latéral obtenu, notamment lorsque des virages prononcés doivent être réalisés. De plus, grâce à la stratégie proposée, pilotant indépendamment le centre de chaque essieu, le second objectif souhaité est atteint : l'écart latéral du train avant à la trajectoire est également

3.4. Modes de commande élémentaires

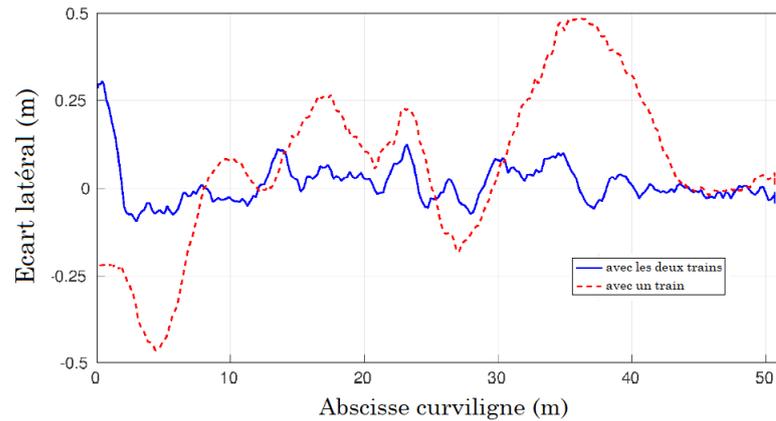


FIGURE 3.22 – Comparaison des écarts latéraux obtenus avec deux trains de direction (bleu) et un seul train de direction (rouge) en fonction de l'abscisse curviligne.

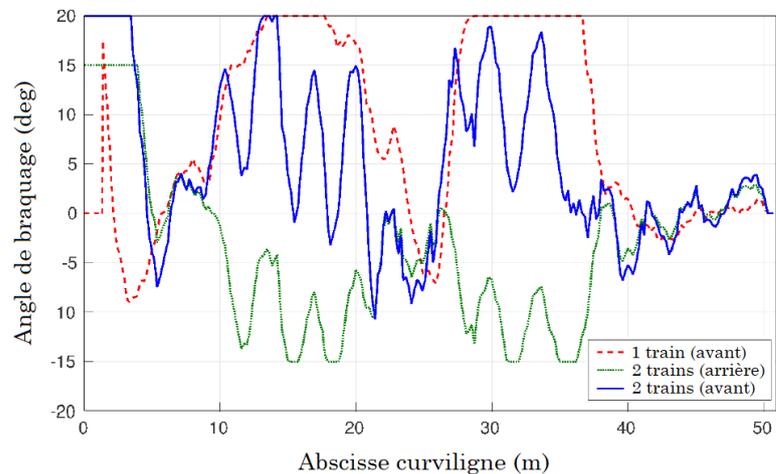


FIGURE 3.23 – Comparaison des angles de braquage mesurés en fonction de l'abscisse curviligne.

significativement réduit. Ce qui n'est pas le cas avec les approches classiques pilotant la position d'un seul point du châssis. L'approche deux trains directeurs permet de réduire significativement l'espace latéral à la trajectoire nécessaire à la réalisation des virages tout en augmentant les capacités de braquage.

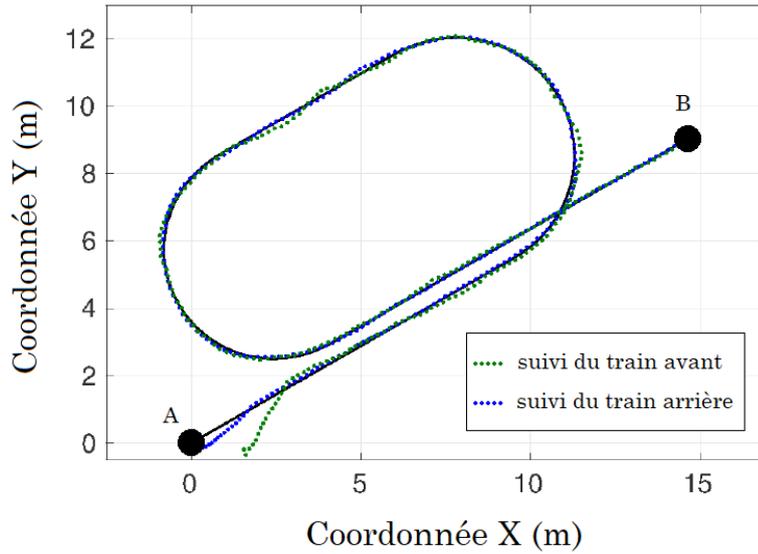


FIGURE 3.24 – Trajectoire de référence (noir) et suivis réalisés par les trains avant (vert) et arrière (bleu).

	Deux trains de direction		Un train de direction	
	$ y_R $	$ y_F $	$ y_R $	$ y_F $
moyenne (m)	0.04	0.07	0.22	0.32

TABLE 3.1 – Comparaison des moyennes des valeurs absolues des écarts à la trajectoire.

3.5 Conclusion et discussion

Dans ce chapitre, trois modes de commande pour le suivi de trajectoire pour des robots 4WS sont présentés. Ces modes de commande, dont les comportements sont résumés sur la Fig. 3.25, permettent chacun de réaliser des déplacements particuliers. Le premier mode de commande est une extension à deux trains directeurs de l’approche présentée au chapitre précédent. Un second mode commande permet de piloter les angles de braquage de la plateforme pour réaliser des déplacements en « crabe », c’est-à-dire, sans modifier l’orientation absolue du châssis. Un troisième mode de commande pour le braquage permet de réaliser des suivis où les centres des deux essieux du robot suivent la trajectoire de référence.

Ces modes de commande, ainsi que celui développé au chapitre précédent, sont répertoriés sur la Fig. 3.25. Ce tableau comparatif mentionne notamment : l’indépendance ou non de la loi de commande par rapport à la vitesse d’avance, les positions et orientations du châssis que la loi de commande peut modifier lors du suivi, les paramètres du glissement intervenant dans le calcul et enfin, pour quelles applications ces lois de commande sont préconisées.

Au regard des objectifs qui avaient été fixés pour piloter précisément un robot à haut degré de mobilité en contexte agricole, illustrés par le scénario de la Fig. 3.8, les différents modes de commande conçus aux travers des deux

3.5. Conclusion et discussion

		Loi de commande 4WS Différentiel	Loi de commande 2WS Hybride		Loi de commande 4WS Hybride		Loi de commande 4WS Parallèle		Loi de commande 4WS Même trace	
		Convergence temporelle	Extension convergence temporelle • curviligne	Convergence temporelle	Extension convergence temporelle • curviligne	Convergence temporelle	Extension convergence curviligne	Convergence temporelle	Extension convergence curviligne	
Indépendant de la vitesse		Vert	Rouge	Vert	Rouge	Vert	Rouge	Vert	Rouge	Vert
Réglage possible de l'écart latéral à la trajectoire		Vert	Vert	Vert	Vert	Vert	Vert	Vert	Vert	Vert
Réglage possible de l'orientation relative à la trajectoire		Rouge	Rouge	Rouge	Rouge	Rouge	Rouge	Rouge	Rouge	Rouge
Réglage possible de l'orientation absolue désirée		Rouge	Rouge	Rouge	Rouge	Rouge	Vert	Vert	Rouge	Rouge
Prise en compte du glissement	Angles de dérive	Vert	Vert	Vert	Vert	Vert	Vert	Vert	Vert	Vert
	Rigidités de dérive	Rouge	Vert	Vert	Vert	Vert	Rouge	Rouge	Rouge	Rouge
Préconisé pour		Manœuvres à vitesse nulle en milieu étroit	Déplacement à basse/haute vitesse, virage peu prononcé, convoy, évitement	Déplacement à basse/haute vitesse, virage prononcé, convoy, évitement, positionnement du châssis		Demi-tour, manœuvres, convoy, évitement, positionnement du châssis			Déplacement en milieu étroit	

FIGURE 3.25 – Tableau comparatif des modes de commande élémentaires développés. Légende : vert = oui, rouge = non.

premiers chapitres ont répondu à la problématique posée par cette thèse et aux attentes du projet Adap2E.

La stratégie utilisée pour synthétiser ces modes de commande est basée sur l'approche par backstepping initiée dans le second chapitre. Cette méthode prouve une nouvelle fois sa pertinence pour l'obtention pour cette fois des véhicules à deux trains directeur. L'observation des glissements pour chacun de ces modes de commande est aussi basée sur la méthode adaptative introduite au chapitre précédent. On constate que cette méthode est naturellement modulable en fonction du modèle et des paramètres à estimer. Ces conclusions permettent de renforcer le caractère générique et adaptatif des approches synthétisées dans cette thèse.

Les modes de commande présentés dans ce chapitre ont été caractérisés par le biais d'essais en simulation et grandeur nature. Les résultats issus de ces expérimentations ont permis de souligner la pertinence et l'intérêt des approches théoriques présentées, pour répondre aux problématiques de déplacements non triviaux en milieu agricole.

Pour certaines, les approches conçues dans ce chapitre répondent à la problématique en n'intervenant qu'à l'échelle cinématique des mouvements. Cependant, sans perdre le côté générique des travaux réalisés dans le cadre de cette thèse, ces approches pourraient être étendues en ajoutant les comportements dynamiques.

Comme pour le chapitre précédent, ces modes de commande sont basés sur le modèle Ackermann qui pourrait présenter des limites si les conditions de sol sont différentes pour chacune des roues d'un même essieu. Par conséquent, l'extension à une stratégie basée sur un modèle à quatre roues, et non plus bicyclette, serait à envisager pour augmenter les capacités des algorithmes.

Enfin, pour disposer de l'ensemble des mobilités disponibles d'un robot 4WS, les approches pour le braquage pourraient être couplées à une approche pilotant les vitesses d'avance des roues. Cela permettrait d'accroître les mobilités du robot pour réaliser des mouvements plus complexes.

Chapitre 4

Déclinaison de la commande au système de perception

Au chapitre précédent, les mobilités additionnelles offertes par les robots ont été mises à profit pour parvenir à un suivi très précis d'une trajectoire cartographiée (exemple type : localisation GPS). Ici, on se place dans le cas où la trajectoire n'est pas cartographiée mais obtenue en temps réel par différentes modalités capteurs.

On revient dans ce chapitre à un robot avec des mobilités basiques (skid-steering) et on s'intéresse à la synthèse de modes de commande permettant d'assurer un déplacement satisfaisant avec ces données de perception. Cela permet d'élargir les tâches réalisées par le robot, et ainsi être adaptable. En effet, même si le suivi de trajectoire utilisant un système de géolocalisation permet d'obtenir une précision suffisante, il est parfois nécessaire d'avoir recours à d'autres types de suivi, référencés par rapport à l'environnement (végétation ou élément mobile), pour réaliser d'autres actions en milieu agricole. De plus, dans le cadre du projet Adap2E, l'équipe s'est orientée vers la conception de plusieurs robots pouvant évoluer en convoi. Cette configuration présente un intérêt pour la réalisation de tâches agricoles de grande envergure ou en coopération. Par conséquent, des solutions de suivi utilisant d'autres systèmes de détection/localisation doivent aussi être apportées pour piloter ce type de convoi.

Ainsi, ce chapitre aborde les notions de suivi de contour, de suivi de cible et suivi en formation pour répondre aux attentes du scénario et plus généralement des problématiques de guidage des robots et des convois robotiques en milieu tout-terrain.

4.1 Contexte

Le positionnement précis d'un robot dans un environnement peut être généralement obtenu à l'aide de différents capteurs extéroceptifs, illustrés sur la Fig. 4.1 :

- ◇ a) Le GPS. Les données obtenues sont les positions du robot dans le repère monde. Le signal est reçu par l'intermédiaire d'une antenne, installée sur le robot, qui communique avec un émetteur fixe dont la position est géolocalisée. Cette technologie est particulièrement appréciée lorsque la couverture du signal et la zone de travail le permettent. Si le GPS est utilisé seul, le terrain sur lequel évolue le robot doit être étudié pour ne pas mettre le robot en situation difficile (renversement, obstacle infranchissable, etc ...) car il ne permet pas de reconnaître l'environnement. Par conséquent, le GPS est principalement utilisé en extérieur, pour évoluer sur des terrains agricoles vastes, relativement plats, homogènes et sans obstacle telles que les grandes cultures pour semer, épandre ou récolter [KAYACAN et al., 2015].
- ◇ b) Le télémètre laser et le laser 3D. Ces capteurs émettent un faisceau laser tournant qui, dès qu'il rencontre un objet est réfléchi vers le capteur. Le temps mis par le rayon pour revenir au capteur est mesuré, ce qui permet de calculer la distance entre le capteur et l'objet. La donnée obtenue est un nuage de points plan ou en trois dimensions où chaque point correspond à l'impact du laser avec son environnement. Chaque point est également associé à une réflectance qui correspond à la proportion du faisceau réfléchi par la surface de l'objet au point impacté. Cette technologie est directement liée aux ondes lumineuses. Par conséquent, ses limites le sont également. Ainsi, les mesures peuvent devenir aberrantes lorsqu'un matériau transparent est impacté. De plus, en cas de pluie ou de forts nuages de poussières ou de fumées, le laser peut être inefficace. Cette technologie est donc recommandée en intérieur ou en extérieur lorsque les conditions environnementales le permettent.
- ◇ c) Les caméras. Ces dispositifs reçoivent la projection des ondes lumineuses issues de l'environnement sur une surface composée de pixels. En robotique mobile, deux caméras sont généralement utilisées. Ce dispositif stéréo permet de reconstruire après calibration l'environnement détecté en prenant en compte la notion de profondeur, ce qui n'est pas possible avec une seule caméra. Les caméras permettent également la détection précise des couleurs et des formes. Par conséquent, à partir d'un algorithme de reconnaissance, il est alors possible de détecter des éléments d'intérêt (fruit, plante envahissante, etc ...) dans une image [SA et al., 2015]. Les défauts d'un dispositif à base de caméras sont, comme pour le laser, liés à la lumière et plus particulièrement à l'intensité et à l'incidence de celle-ci par rapport au dispositif. De plus, des interférences et/ou aberrations peuvent être obtenues et accentuées par le dispositif

4.1. Contexte

optique. Par conséquent, cette technologie est préconisée en intérieur ou en extérieur lorsque les conditions de luminosité le permettent



FIGURE 4.1 – Dispositifs de détection extrinsèques. a) Antenne GPS Trimble; b) Télémètre laser Vélocity; c) Dispositif stéréo du robot Oz.

Même si chacun des modes de perception présentés précédemment possède des limites technologiques et des erreurs de détection, il est cependant requis d'assurer un comportement optimal du robot lors de son évolution en milieu naturel. Pour garantir cela, plusieurs méthodes, appelées « fusions sensorielles », existent. Ces approches ont pour but d'utiliser les données issues de plusieurs capteurs installés sur le robot, qu'ils soient proprioceptifs ou extéroceptifs, pour garantir la détection ou l'évolution dans l'environnement même si un des capteurs fournit une donnée aberrante ou imprécise [BROOKS et IYENGAR, 1998]. Par exemple, l'odométrie visuelle permet de déterminer la position d'un robot mobile dans un environnement à partir des données visuelles d'une caméra ou d'un télémètre laser, fusionnées aux données de vitesses angulaires des roues du robot (odométrie) [NISTÉR, NARODITSKY et BERGEN, 2006]. De même, la localisation par GPS peut être optimisée en fusionnant aux données de localisation les données issues de l'odométrie et d'une centrale inertielle (accélérations linéaires et angulaires)[SUKKARIEH, NEBOT et DURRANT-WHYTE, 1999].

A partir des données capteurs, plusieurs stratégies peuvent être envisagées pour piloter les mouvements élémentaires décrits précédemment :

- ◇ les stratégies de commande pour le suivi de trajectoire. La trajectoire est soit enregistrée préalablement ou soit extraite des données sensorielles en temps réel [LENAIN et al., 2005],
- ◇ les stratégies d'asservissement visuel par caméra ou laser [BALL et al., 2017] [TOURRETTE et al., 2017],
- ◇ les stratégies de commande basées sur la localisation dans une carte, puis la planification des déplacements pour atteindre l'objectif [BAILEY et DURRANT-WHYTE, 2006] [LAVALLE, 1998].

Les environnements naturels et plus particulièrement agricoles sont des milieux fortement évolutifs. En effet, la végétation évolue, les terrains changent, les couleurs peuvent varier en fonction des saisons et de la météo, etc ... Ces

facteurs rendent difficile l'exploitation de stratégies de commande utilisées en intérieur, basées sur la corrélation de la perception par rapport à une référence connue. Par conséquent, les commandes les plus répandues sont celles asservissant les mouvements du robot en fonction d'une référence (point, ensemble de points, trajectoire, etc ...) définies par GPS ou extraites des données visuelles en temps réel.

Dans le chapitre précédent, on s'est intéressé au développement de modes de commande pour réaliser des suivis de trajectoire par GPS en milieu naturel. On s'intéresse maintenant à synthétiser des modes de commande, adaptés à des méthodes de localisation autre que le système GPS. Ces modes de commande présentent un intérêt pour la réalisation de tâches agricoles robotisées, illustrées sur la Fig. 4.2, demandant un positionnement précis par rapport à la végétation (désherbage, taille), mais aussi pour assister l'homme dans sa tâche (coopération homme/robot lors des vendanges), ou pour guider un robot parmi un convoi de plusieurs robots (récolte, monitoring).



FIGURE 4.2 – Tâches viticoles robotisées : a) désherbage mécanique nécessitant de suivre une rangée, b) coopération homme/robot lors des vendanges nécessitant de suivre une personne et c) monitoring d'une parcelle à l'aide d'un convoi.

Ainsi, ce chapitre aborde le suivi de contour par laser, le suivi de cible (une personne par exemple) par caméra, ainsi que son extension au suivi en convoi par l'intermédiaire de caméras, de lasers ou d'un système de position local (type modulation radio par exemple).

4.2 Suivi de contour

4.2.1 Problématique et objectif

La plupart des applications agraires sont effectuées en grande culture. Dans ce contexte, les systèmes de navigation autonome peuvent bénéficier des systèmes de géolocalisation car la couverture des signaux est très satisfaisante. De plus, les robots utilisant ce système de navigation évoluent dans des espaces comprenant peu de risques d'obstacles et où les marges de manœuvre sont possibles.

Dans d'autres scénarios agricoles, comme l'évolution entre des rangées de cultures, la réalisation de tâches autonomes avec un système de géolocalisation revient à naviguer à l'aveugle dans un environnement constitué de nombreux obstacles à éviter, ce qui n'est pas compatible avec l'objectif principal de cette thèse : réaliser des suivis autonomes de précision. L'objectif de cette partie consiste alors à proposer une stratégie de navigation plus adéquate pour des milieux agricoles contraints par leur environnement. Pour cela, le principe d'un suivi de contour est étudié dans la suite de cette section.

4.2.2 Stratégie

La stratégie de navigation introduite dans cette partie repose sur l'utilisation d'un capteur visuel (télémètre laser) pour détecter l'environnement, couplé à un algorithme de commande de type skid-steering, pilotant indépendamment la vitesse linéaire et la vitesse angulaire du robot. Les lois de commande en braquage introduites aux chapitres précédents nécessitent une vitesse d'avance du robot non nulle pour modifier sa vitesse angulaire. Cependant, si le milieu d'évolution est restreint et empêche les manœuvres (entre deux rangées de vignes par exemple), il est nécessaire de pouvoir échapper à cette situation de blocage. Au lieu de manœuvrer, une solution consiste à piloter le cap du robot sans le faire avancer pour lui donner une orientation lui permettant d'éviter l'obstacle, puis de reprendre le suivi. Cette solution est présentée dans cette partie. Les commandes de type skid-steering utilisent l'adhérence pneu/sol pour garantir les mouvements. Cependant dans un contexte agricole, une telle commande peut entraîner un tassement ou une dégradation du sol par les roues du robot. Par conséquent, la vitesse du robot sera supposée faible dans la suite de cette partie pour limiter cette détérioration non souhaitée. La prise en compte des phénomènes cinématiques du robot suffit donc pour concevoir la stratégie de commande.

4.2.3 Détection de l'environnement par laser

Avant de synthétiser le contrôleur permettant de réaliser le suivi de contour, il est nécessaire de déterminer la trajectoire à suivre dans l'environnement. Pour réaliser cette tâche, il a été choisi d'utiliser un télémètre laser combiné à un algorithme de géométrie plane. Cette contribution est uniquement technique mais est nécessaire au bon fonctionnement de l'approche introduite dans

cette partie. Des approches de détection de contours existent dans la littérature comme par exemple [CHENG et al., 2017]. Cependant, ces méthodes de détection recherchent généralement des segments d'un l'environnement intérieur. Dans cette thèse, l'environnement est extérieur, et par conséquent ne peut être réduit à un ensemble de segments car la végétation peut inclure des formes courbes, comme un tronc par exemple. On se propose donc ici d'étendre la recherche de segments à une recherche de courbes pour détecter la végétation en milieu extérieur. Cela dans le but d'extraire de l'environnement des contours à suivre pour appliquer ensuite au robot un algorithme de suivi de contour pour suivre ces derniers à une distance désirée (Fig. 4.3).

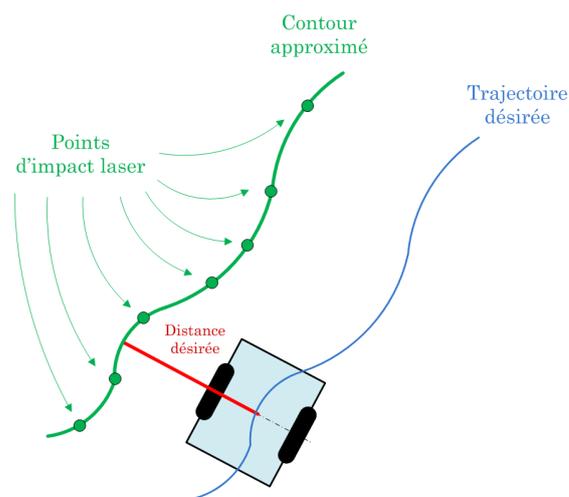


FIGURE 4.3 – Schéma de principe du suivi de contour.

Les étapes successives de l'algorithme de détection de la végétation utilisé dans cette partie sont les suivantes :

- 1/ Groupement des points : à partir du nuage de points fourni par le laser, des groupes de points sont établis en fonction de la proximité des points entre eux. Suite à cette première séparation des points, un tri est réalisé pour garder les groupes les plus pertinents en fonction du nombre de points par groupe. Ce seuillage permet notamment de s'affranchir par exemple des particules volantes dans l'environnement ou des herbes pour ne garder que la végétation et les structures représentant un intérêt.
- 2/ Approximation des contours environnants : pour chaque groupe obtenu à l'étape précédente, un algorithme estime la forme la plus appropriée passant par les points de ce groupe, segment ou ellipse, en appliquant des approximations de type moindres carrés médians. Cette estimation permet d'obtenir un environnement composé de portions de droites et d'ellipses. En fonction de leur proximité, définie par un seuil, les segments et ellipses sont regroupés pour être associés à un contour.
- 3/ Calcul de la trajectoire : pour chaque contour, un polynôme passant au mieux par les segments et les ellipses est calculé pour définir les contours

présents dans l'environnement. Ces contours sont ensuite positionnés par rapport au côté droit ou gauche du robot. Si le robot détecte un unique contour de l'un ou l'autre des côtés, alors la trajectoire à suivre sera ce contour décalé de la distance latérale désirée comme illustré Fig. 4.3. Si le robot détecte un contour de chaque côté, alors la trajectoire à suivre sera la trajectoire médiane des deux contours.

- 4/ Mesure de l'écart latéral et de l'écart angulaire : pour obtenir les valeurs des variables d'état du robot par rapport à la trajectoire calculée, le point le plus proche du centre du robot appartenant à la trajectoire est déterminé. La distance entre ce point et le centre du robot représente l'écart latéral. L'angle entre le cap du robot et la tangente à la trajectoire au point le plus proche représente l'erreur angulaire.

4.2.4 Modélisation

L'algorithme de détection des contours permet de connaître à chaque instant les valeurs des erreurs latérale et angulaire du robot par rapport à la trajectoire de référence. Avant de synthétiser une stratégie de suivi de trajectoire de type différentielle permettant de suivre le contour, la modélisation du robot est définie.

À partir de la modélisation des robots 4WS définie au chapitre précédent, on envisage ici de développer des lois de commande pour des robots dont les angles de braquage δ_F et δ_R sont égaux à zéro et on applique des vitesses de rotation différentes sur les roues gauches et droites. Dans ce cas, le modèle du robots 4WS est équivalent à celui du robot unicycle illustré Fig. 4.4.

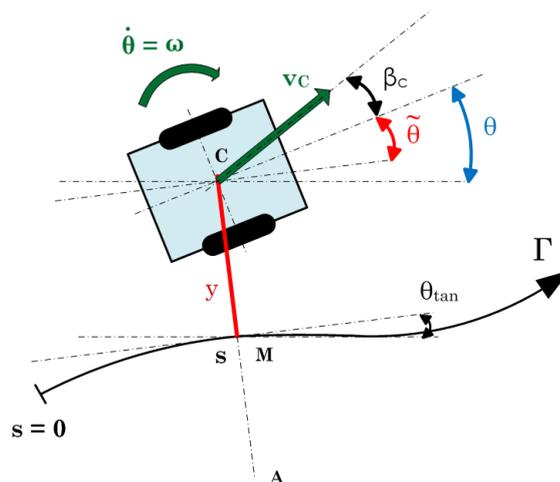


FIGURE 4.4 – Modèle cinématique étendu du robot différentiel par rapport à la trajectoire Γ .

Plus précisément, on introduit le point C, milieu du segment [FR]. La vitesse linéaire en C est notée v_C et la vitesse angulaire est notée ω . En milieu naturel, un robot différentiel peut également être soumis à des glissements. Pour rendre

compte de ce phénomène, la variable β_C est introduite. Elle représente l'angle de dérive du robot unicycle en C et de façon analogue peut être exprimée par :

$$\beta_C = \arctan \left(\frac{\tan(\beta_F) + \tan(\beta_R)}{2} \right). \quad (4.1)$$

Les équations du mouvement pour le modèle cinématique étendu du robot unicycle Fig. 4.4 par rapport à une trajectoire de référence sont alors régies par le système d'équations (4.2).

$$\begin{cases} \dot{s} &= v_C \frac{\cos(\tilde{\theta} + \beta_C)}{1 - c(s)y}, \\ \dot{y} &= v_C \sin(\tilde{\theta} + \beta_C), \\ \dot{\tilde{\theta}} &= \dot{\theta} - \dot{\theta}_{tan} = \omega - c(s)\dot{s}. \end{cases} \quad (4.2)$$

Ces équations ne sont définies que si la condition $1 - c(s)y \neq 0$ est vraie. Cela signifie que le centre de l'unicycle C ne se trouve pas sur le centre de courbure A . Cette situation n'est jamais rencontrée en pratique car les rayons de courbure des trajectoires à suivre sont supposés toujours grands devant les écarts y à la trajectoire.

4.2.5 Synthèse de la loi de commande

Cette partie présente les lois de commande en vitesse linéaire et angulaire pour réaliser des suivis de contour en garantissant l'indépendance entre avance et orientation du robot. De façon similaire aux autres modes de commande élémentaires, la stratégie utilisée pour synthétiser ces lois de commande est une commande en cascade ou commande par backstepping.

Pour ce mode de commande, les deux mobilités pilotables disponibles, à savoir les vitesses linéaire et angulaire, sont contrôlées indépendamment pour garantir deux critères : le suivi de la trajectoire avec un écart latéral désiré et un écart angulaire nul. Pour cela, la stratégie suivante a été adoptée :

- la vitesse angulaire ω du robot, indépendante de sa vitesse linéaire v_C garantit la convergence de l'écart latéral du robot vers l'écart latéral désiré.
- la vitesse linéaire v_C prend en compte les temps de réponse des actionneurs pour garantir l'orientation angulaire désirée.

Afin de généraliser l'algorithme, le glissement β_C a été intégré aux lois de commande. Si le robot est muni d'un GPS, ce glissement peut être estimé avec l'observateur cinématique absolu introduit au chapitre précédent en fixant les

angles de braquage avant et arrière du robot à zéro. À partir des estimations obtenues, la relation suivante permet de déterminer la valeur de $\hat{\beta}_C$ telle que :

$$\hat{\beta}_C = \arctan \left(\frac{\tan \hat{\beta}_F + \tan \hat{\beta}_R}{2} \right). \quad (4.3)$$

La suite de cette partie présente la synthèse des deux lois de commande et la preuve de stabilité associée.

4.2.5.1 Commande de la vitesse angulaire

Notons y_d l'écart latéral désiré à la trajectoire. Cet écart latéral est une condition imposée qui doit être satisfaite par le robot lors du suivi. y_d peut être constant ou fonction du temps. A partir de cet écart latéral désiré y_d et de l'écart latéral mesuré du robot noté y , on définit l'erreur de suivi notée e_y telle que :

$$e_y = y - y_d. \quad (4.4)$$

En accord avec la stratégie annoncée ci-dessus, l'objectif de la commande du type skid-steering consiste à imposer la condition suivante :

$$y \rightarrow y_d. \quad (4.5)$$

De plus, il est souhaité que soient découplées la vitesse linéaire et la vitesse angulaire du robot pour pouvoir modifier l'orientation du robot sans nécessairement avancer ou reculer. Pour cela, on définit l'évolution de l'écart latéral par rapport à l'abscisse curviligne, s , afin de s'affranchir des dépendances en vitesse. Si on note par un prime les dérivées par rapport à s , on a :

$$y' = \frac{dy}{ds} = \frac{dy}{dt} \frac{dt}{ds} = \tan(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_C) (1 - c(s)y). \quad (4.6)$$

Aussi, pour garantir la condition (4.5), on impose l'équation différentielle par rapport à l'abscisse curviligne (4.7) sur l'erreur de suivi.

$$e'_y = y' - y'_d = k_{y'} e_y, \quad (4.7)$$

avec $k_{y'}$ un scalaire strictement négatif à définir. Ce gain est caractéristique de la distance de convergence de y vers y_d . En substituant y' par son expression issue de (4.6), l'expression (4.8) est obtenue.

$$k_{y'} (y - y_d) = \tan(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_C) (1 - c(s)y) - y'_d. \quad (4.8)$$

L'expression (4.8) ne permet pas d'obtenir une expression pour la commande en vitesse angulaire ω . Par conséquent, on introduit la variable intermédiaire $u_{\tilde{\theta}}$: si on pose $u_{\tilde{\theta}} = \tilde{\theta}$, alors l'expression (4.8) peut être reformulée comme :

$$u_{\tilde{\theta}} = \arctan \left(\frac{k_{y'} e_y + y'_d}{1 - c(s)y} \right) - \hat{\beta}_C. \quad (4.9)$$

L'expression (4.9) proposée pour $u_{\tilde{\theta}}$ devient alors la valeur cible à atteindre à chaque instant par $\tilde{\theta}$ afin de garantir la convergence de y vers y_d .

On définit alors l'erreur d'écart angulaire $e_{\tilde{\theta}}$ telle que :

$$e_{\tilde{\theta}} = \tilde{\theta} - u_{\tilde{\theta}}. \quad (4.10)$$

Pour garantir la convergence de $\tilde{\theta}$ vers $u_{\tilde{\theta}}$, l'équation différentielle (4.11) par rapport au temps est imposée.

$$\dot{e}_{\tilde{\theta}} = k_{\tilde{\theta}} e_{\tilde{\theta}}, \quad (4.11)$$

avec $k_{\tilde{\theta}}$ un scalaire négatif à définir. Ce gain est caractéristique du temps de convergence de $\tilde{\theta}$ vers $u_{\tilde{\theta}}$. Pour permettre la convergence correcte de l'algorithme, le temps de réponse de cette deuxième étape doit être choisi très inférieur à celui de la première. De plus, sous cette condition, la dérivée de $u_{\tilde{\theta}}$ par rapport au temps peut être négligée. A partir de l'expression (4.11) et de l'expression (4.2) pour $\dot{\tilde{\theta}}$, l'égalité suivante est obtenue :

$$\dot{\tilde{\theta}} = \dot{\theta} - \dot{\theta}_{tan} = k_{\tilde{\theta}} e_{\tilde{\theta}}. \quad (4.12)$$

Après reformulation, elle permet d'exprimer ω :

$$\omega = k_{\tilde{\theta}} e_{\tilde{\theta}} + c(s) \dot{s}. \quad (4.13)$$

Et finalement,

$$\omega = k_{\tilde{\theta}} (\tilde{\theta} - u_{\tilde{\theta}}) + \frac{v_C c(s) \cos(\tilde{\theta} + \hat{\beta}_C)}{1 - c(s) y}. \quad (4.14)$$

Cette expression est définie si la condition $1 - c(s) y \neq 0$ est vraie. Il s'agit de la singularité de modèle qui n'est jamais rencontrée en pratique car les rayons de courbure des trajectoires à suivre sont supposés toujours grands devant les écarts y à la trajectoire.

On remarquera également que l'expression de ω comporte un terme indépendant de v_C , ce qui permet de piloter indépendamment l'avance et l'orientation du robot, comme il était souhaité.

4.2.5.2 Commande de la vitesse linéaire

La synthèse de la loi de commande introduite précédemment a fourni une expression pour la vitesse angulaire du robot qui permet une convergence de l'écart angulaire indépendant de la vitesse linéaire. Cependant, dans le cas d'un robot différentiel, même si ses vitesses sont indépendantes, il y a tout de même une relation cinématique entre l'avance et la rotation du robot car ces deux mobilités sont réalisées à partir des mêmes organes cinématiques (i.e. les roues). Les capacités maximales des actionneurs peuvent alors être atteintes lorsque le

robot doit suivre un virage prononcé à une vitesse élevée. Dans ce cas, des dépassements lors du suivi de trajectoire seraient observés parce que les vitesses maximales seraient atteintes ou simplement en raison des temps de réponse de l'actionneur.

Pour pallier ces phénomènes, il est pertinent de prendre en compte les capacités maximales des actionneurs dans la loi de commande et, qui plus est, de lier la commande de la vitesse à l'erreur de positionnement angulaire par rapport à la trajectoire pour limiter les phénomènes de dépassement en virage. Ainsi, il a été choisi dans cette thèse d'exprimer la vitesse telle que :

$$v_C = fct(v_{max}, \tilde{\theta}_{max}), \quad (4.15)$$

où v_{max} représente la vitesse maximale du robot (connue à partir des caractéristiques techniques) et $\tilde{\theta}_{max}$ l'écart angulaire maximal admissible. Ce dernier doit être défini en amont en fonction des capacités d'avance et de rotation simultanées du robot. Ces capacités sont également dépendantes de la nature du sol.

À partir de 4.14, des profils tels que celui illustré Fig. 4.5 peuvent être utilisés pour ajuster la vitesse linéaire du robot lorsque des trajectoires représentant un risque de dépassement doivent être suivies. Pour limiter les chocs de vitesse, un profil continu et lissé, dessiné à l'aide de splines, est proposé ici.

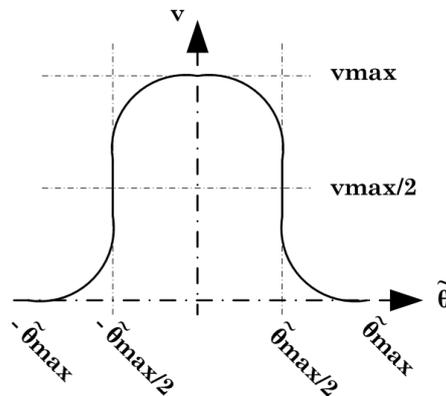


FIGURE 4.5 – Exemple de profil de vitesse dépendant de l'écart angulaire à la trajectoire.

Sur cet exemple, on constate que tant que la valeur absolue de l'écart angulaire est inférieure à la limite admissible $\tilde{\theta}_{max}$, la vitesse linéaire du robot est non nulle mais décroît en fonction du risque de dépassement potentiel. À contrario, lorsque l'écart angulaire dépasse les limites admissibles, la vitesse est fixée à zéro. Dans ce dernier cas, le robot est à l'arrêt mais peut encore tourner sur lui-même grâce à la loi de commande (4.14) pour corriger sa position angulaire. Dès que $\tilde{\theta}$ est à nouveau dans la zone admissible bornée par $\tilde{\theta}_{max}$, la vitesse du robot sera de nouveau non nulle et il pourra de nouveau procéder au suivi de trajectoire.

4.2.6 Expérimentations

L'objectif de la loi de commande introduite dans cette partie est de piloter indépendamment la vitesse linéaire et la vitesse angulaire du robot. La vitesse angulaire est contrôlée à l'aide d'une méthode par backstepping (4.14) et la vitesse linéaire par une relation entre la vitesse maximale et l'écart angulaire maximum admissible (4.15) selon le profil illustré Fig. 4.5.

Pour valider le comportement de cette loi de commande, le robot Jaguar, présenté en annexe A, a été utilisé. Ce robot est une plateforme mobile à entraînement différentiel munie de quatre roues indépendantes. L'environnement de test associé à cet essai est illustré Figs. 4.6 et 4.7. Il s'agit d'un ensemble d'objets disposés en forme de U (poteaux pouvant être assimilés à des troncs, fausse végétation, blocs parallélépipédiques) sur un sol lisse et suffisamment glissant (béton) pour que le robot ne puisse pas tourner et avancer en même temps sans rentrer en collision avec les objets. Lors de cet essai, réalisé en intérieur, le robot n'est pas muni d'un GPS, par conséquent les glissements ne sont pas pris en compte dans les résultats suivants.

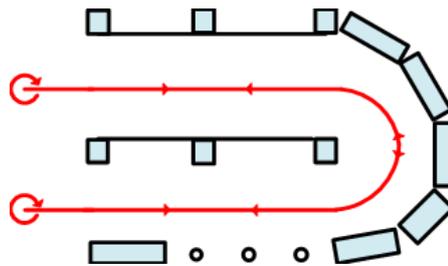


FIGURE 4.6 – Vue de dessus schématique de l'environnement d'essai et trajectoire à réaliser (rouge).



FIGURE 4.7 – Vue de face de l'environnement d'essai et positionnement initial du robot.

Pour pouvoir détecter cet environnement, le robot est muni d'un télémètre laser positionné sur le robot. À partir des données issues de ce télémètre, la trajectoire médiane à suivre, illustrée en rouge sur la Fig. 4.6, est calculée à l'aide de l'algorithme de détection de contours. Lorsque l'algorithme ne détecte plus de contour à suivre, alors le robot avance, procède à un demi-tour (en boucle ouverte) puis redémarre la séquence de suivi de trajectoire avec l'algorithme de contrôle proposé dans cette thèse.

4.2. Suivi de contour

Dans le cadre de cet essai, le robot est initialement positionné comme indiqué sur la Fig. 4.7. Il réalise une première séquence de suivi, un premier demi-tour, une seconde séquence de suivi, un second demi-tour puis une dernière séquence de suivi avant de s'arrêter lorsqu'il ne détecte plus de contour. La vitesse maximale est fixée à 2 m.s^{-1} et l'écart angulaire maximum admissible à 25 degrés. Les résultats obtenus pour l'écart latéral et l'écart angulaire sont illustrés Figs. 4.8 et 4.9.

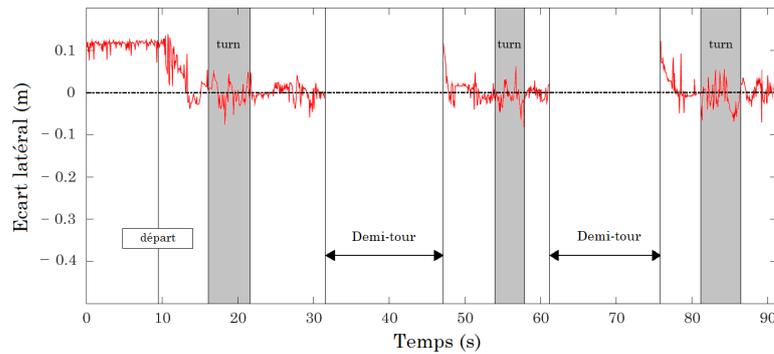


FIGURE 4.8 – Ecart latéral en fonction du temps.

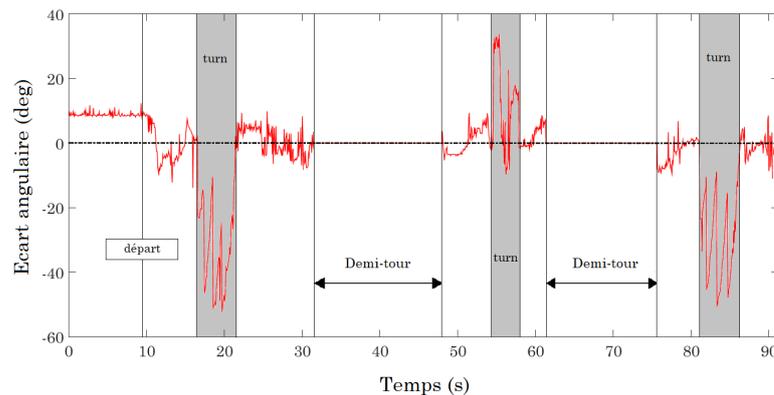


FIGURE 4.9 – Ecart angulaire en fonction du temps.

On constate sur la Fig. 4.8 que l'écart latéral du robot initialement positionné sur une valeur différente de zéro tend à converger vers zéro dès que le robot démarre sa progression dans l'environnement. Cela signifie que le robot converge vers la trajectoire médiane calculée par l'algorithme de contour (en rouge Fig. 4.6). On constate également qu'après chaque demi-tour, le robot est de nouveau décalé de la trajectoire médiane et reconverge vers celle-ci. Du point de vue de la convergence obtenue, on observe que malgré le bruit de la détection laser ($\pm 6 \text{ cm}$), la convergence de l'écart latéral respecte la tendance exponentielle imposée par la stratégie de commande. Ces résultats valident les objectifs assignés pour le suivi de contour.

Sur la Fig. 4.9, on constate que l'écart angulaire tend à converger vers zéro lorsque le robot n'est pas confronté à un virage (hors zone grise). À contrario, lors des virages (zones grises), l'écart angulaire obtenu est crénelé. Cela

implique que le contrôle dual des vitesses linéaire et angulaire du robot s'est déclenché. En effet, lorsque l'écart angulaire est supérieur à la valeur seuil imposée dans l'algorithme, la vitesse linéaire du robot décroît pour limiter les dépassements de la trajectoire. Dans un même temps la vitesse angulaire du robot croît pour corriger l'erreur d'orientation. Lorsque l'orientation du robot est de nouveau sous le seuil imposé, le robot avance de nouveau jusqu'à ce que l'erreur angulaire dépasse le seuil imposé et ainsi de suite (Fig. 4.10). Cette seconde conclusion permet de valider l'autre objectif de cette approche, le contrôle indépendant des vitesses linéaire et angulaire du robot pour suivre de manière précise des trajectoires dans des environnements étroits.



FIGURE 4.10 – Positions successives du robot lors de la manœuvre en milieu restreint.

4.3 Suivi de cible par caméra

4.3.1 Problématique et objectif

Une seconde modalité abordée dans ce chapitre est le suivi de cible par vision. Le but de cette approche est de garantir l'intégrité d'une formation robotique en permettant aux robots de suivre à une distance désirée un robot leader ou une cible prédéfinie (une personne par exemple). Ce type de comportement a été abordé dans la littérature par [WANG et al., 2001], [ZOU et al., 2016] et [ZOU et al., 2017]. Cependant, ces approches se focalisent uniquement sur du suivi de cible principalement réalisé en intérieur et ne prenant pas en compte le glissement. De plus, l'objectif principal de ces méthodes de commande consiste à aligner la position de la cible sur l'axe optique de la caméra embarquée, ce qui a pour conséquence d'engendrer un phénomène de « prise de raccourci » du suiveur lors des virages, voir Fig. 4.11 sans glissement. Par ailleurs, si du glissement apparaît, le phénomène de « prise de raccourci » sera d'autant plus prononcé ou atténué en fonction de l'orientation du glissement, voir Fig.4.11 avec glissement. Dans l'ensemble des cas de figure précédents, la trajectoire initiale de la cible n'est donc pas imitée par le suiveur.

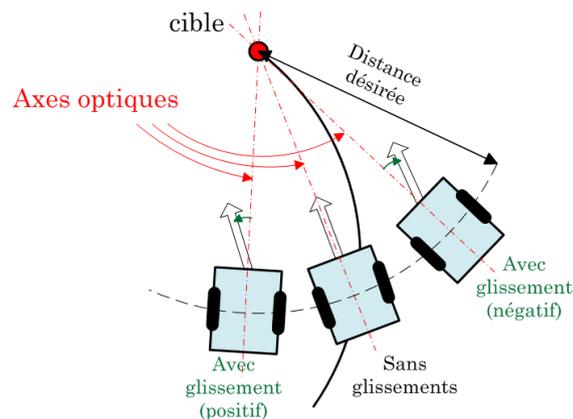


FIGURE 4.11 – Problématique du suivi de cible liée aux méthodes antérieures et au glissement.

Dans un contexte agricole, où les conditions de sol peuvent être variables et où le terrain peut comporter de fortes irrégularités pouvant mettre en défaut l'intégrité du robot, il est nécessaire de prendre en compte les phénomènes de glissement et de garantir la poursuite précise de la cible. Pour cela, l'objectif souhaité pour cette modalité est la réalisation d'un suivi mimétique de cible par vision prenant en compte les phénomènes de glissement avec un robot mobile muni d'une seule caméra, voir Fig. 4.12. La distance désirée entre le robot suiveur et le robot leader est définie selon l'axe longitudinal du robot suiveur.

Pour limiter l'étude de l'approche à son aspect synthèse de commande, on considère dans cette partie que :

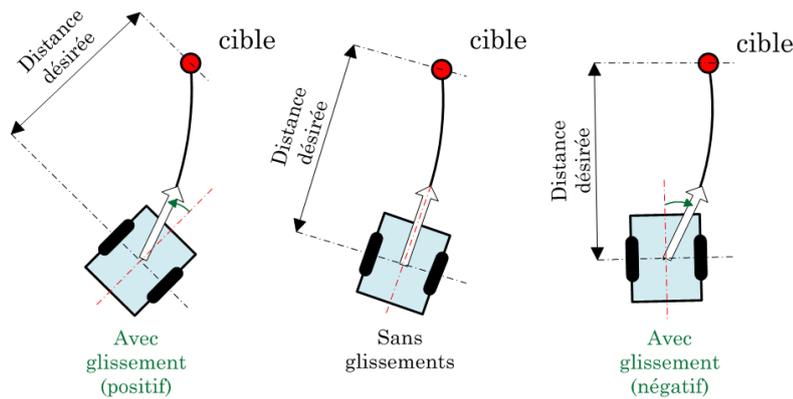


FIGURE 4.12 – Objectif du suivi de cible mimétique prenant en compte le glissement.

- la cible, ainsi que des points d'intérêt fixes de la scène, sont automatiquement détectés et toujours visibles dans le champ de la caméra,
- le point cible est toujours positionné au dessus de l'axe optique de la caméra. La hauteur du point cible est constante,
- le profil de sol sur lequel le robot suiveur évolue est localement le même que celui sur lequel évolue la cible,
- les glissements longitudinaux sont négligeables.

4.3.2 Stratégie

Pour mettre en place l'approche de suivi de cible proposée, un simulateur Matlab a été conçu, dont l'architecture est illustrée en Fig. 4.13. La fréquence d'échantillonnage a été fixée à 20 Hz pour simuler le comportement temps-réel d'usage en robotique.

Ce simulateur est constitué de deux parties : une première partie simule les comportements de la cible, du robot suiveur (de type différentiel) et du plan caméra dans lequel apparaît la position de la cible ; une seconde simule la stratégie de commande utilisée pour piloter le robot suiveur. La stratégie de commande est composée de trois étapes : une première étape d'observation permet d'estimer les glissements du robot suiveur à partir de points d'intérêt détectés dans la scène. Une seconde étape d'observation estime la vitesse et l'orientation de la vitesse de la cible à partir de sa position dans le repère caméra et de l'estimation des glissements. Enfin, une dernière étape calcule les vitesses du robot suiveur pour réaliser le suivi de cible recherché.

4.3.3 Modélisation

Pour mettre en place la stratégie de commande répondant à la problématique introduite ci-dessus, il est nécessaire de définir dans un premier temps une modélisation pour le suivi de cible. Cette modélisation est illustrée Fig.

4.3. Suivi de cible par caméra

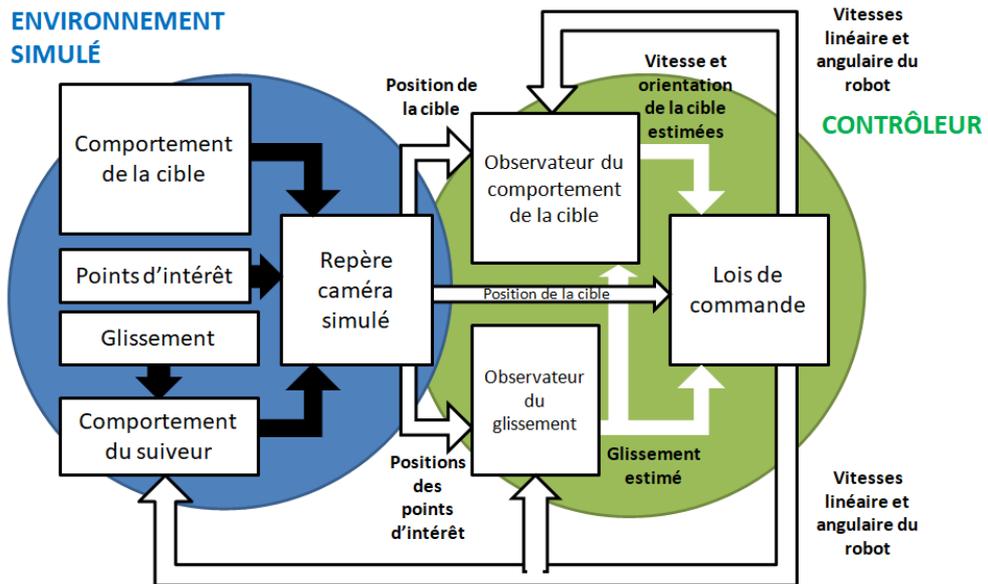


FIGURE 4.13 – Architecture du simulateur pour le suivi de cible.

4.14. Elle est composée d'un robot mobile suiveur de type différentiel de centre C et d'une cible modélisée par le point T.

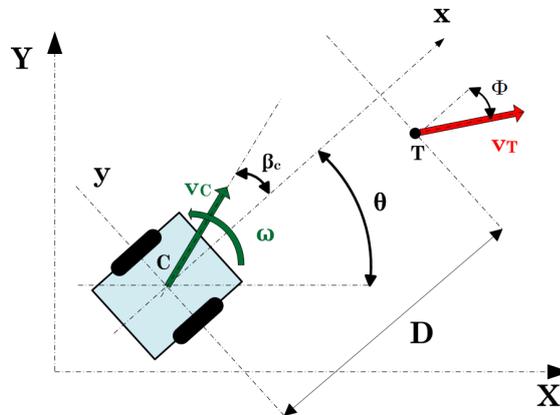


FIGURE 4.14 – Modélisation cinématique pour le suivi de cible.

Les équations d'évolution du robot suiveur dans un repère global (X, Y, Z) sont régies par le système (4.16). De façon similaire aux modélisations des robots à un et deux trains directeurs introduites dans les chapitres précédents.

$$\begin{cases} \dot{X} = v_C \cos(\theta + \beta_C), \\ \dot{Y} = v_C \sin(\theta + \beta_C), \\ \dot{\theta} = \omega. \end{cases} \quad (4.16)$$

où v_C est la vitesse linéaire du robot suiveur, ω sa vitesse angulaire, θ la différence d'angle entre l'orientation du robot suiveur (axe x) et l'axe X du repère global. Un paramètre supplémentaire β_C a été ajouté pour caractériser le glissement du robot suiveur par rapport au sol. Ce paramètre de glissement n'est pas connu et doit être estimé.

Le repère mobile attaché au robot suiveur est noté (x, y, z) . Le comportement cinématique de la cible à suivre (point T) est défini par son vecteur vitesse noté v_T et l'orientation de ce vecteur par rapport à l'axe longitudinal (x) du robot suiveur notée ϕ . Ces deux paramètres doivent être aussi estimés. Les coordonnées du point cible T dans le repère robot sont notées $[x_T \ y_T \ H]$.

A partir de la Fig. 4.14, le problème de suivi initialement posé peut être reformulé de la manière suivante : lorsque v_T est différent de zéro, l'objectif est de déterminer les valeurs adéquates de v_C et ω permettant au robot mobile de suivre la cible à une distance désirée D définie au préalable.

Pour détecter la cible et ainsi réaliser le suivi, une caméra a été utilisée. Sans perdre le caractère générique des méthodes introduites dans cette thèse, la stratégie de commande présentée dans la suite de la section sera illustrée avec une caméra mais peut être adaptée à d'autres capteurs visuels. Ici, le robot est équipé d'une caméra monoculaire dont l'axe optique est superposé avec l'axe x du repère robot, comme illustré en Fig. 4.15

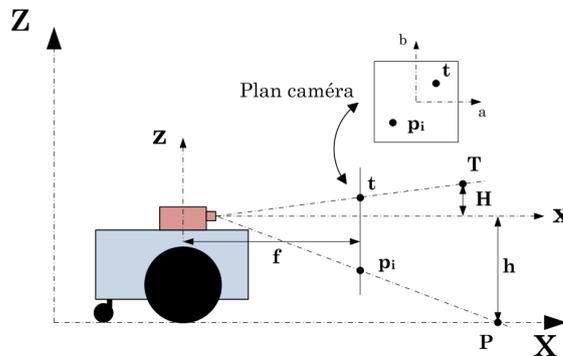


FIGURE 4.15 – Modélisation du robot suiveur muni de sa caméra.

La projection du point cible dans le repère image (a,b) est notée $t = [a_t \ b_t]$. La distance focale de la caméra est fixe et notée f .

D'après les équations cinématiques appliquées aux solides [WANG et al., 2001], les équations d'évolution du point cible T dans le repère robot peuvent être écrites telles que :

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_T \\ \dot{y}_T \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -v_C \cos(\beta_C) + v_T \cos(\phi) + y_T \omega \\ -v_C \sin(\beta_C) + v_T \sin(\phi) + x_T \omega \end{bmatrix}. \quad (4.17)$$

4.3. Suivi de cible par caméra

À partir du système d'équations (4.17) et des projections dans le repère caméra selon :

$$\frac{y_T}{a_t} = \frac{H}{b_t} = \frac{x_T}{f}, \quad (4.18)$$

le modèle d'évolution du point cible dans le repère image peut être écrit tel que :

$$\begin{bmatrix} \dot{a}_t \\ \dot{b}_t \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{b_t}{H} \sin(\beta_C) + \frac{a_t b_t}{fH} \cos(\beta_C) & -\frac{f^2 + a_t^2}{f} \\ \frac{b_t^2}{fH} \cos(\beta_C) & -\frac{a_t b_t}{f} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_C \\ \omega \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{b_t}{H} \sin(\phi) - \frac{a_t b_t}{fH} \cos(\phi) \\ -\frac{b_t^2}{fH} \cos(\phi) \end{bmatrix} v_T, \quad (4.19)$$

De manière similaire, un point d'intérêt fixe noté P, de coordonnées $[x_i y_i h]$ dans le repère robot et de coordonnées $p_i = [a_i b_i]$ dans le repère caméra aura pour modèle d'évolution le système d'équations suivant :

$$\begin{bmatrix} \dot{a}_i \\ \dot{b}_i \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{b_i}{h} \sin(\beta_C) + \frac{a_i b_i}{fh} \cos(\beta_C) & -\frac{f^2 + a_i^2}{f} \\ \frac{b_i^2}{fh} \cos(\beta_C) & -\frac{a_i b_i}{f} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_C \\ \omega \end{bmatrix}. \quad (4.20)$$

4.3.4 Estimation des glissements

En accord avec la stratégie initiale illustrée Fig. 4.13, une première étape consiste à estimer le paramètre du glissement β_C . En effet, la valeur β_C ne peut pas être mesurée directement. Dans les chapitres précédents, une méthode robuste d'observation a été introduite pour estimer les glissements à partir des positions du robot par rapport à une trajectoire ou à partir des positions absolues du robot. Ici, le cas du suivi de cible par vision ne permet pas d'obtenir les données nécessaires à la mise en place de tels observateurs car les données disponibles sont des positions de la cible et de points d'intérêt dans l'environnement. Cependant, en connaissant les vitesses du robot suiveur grâce à l'odométrie, en connaissant les évolutions des points d'intérêt fixes de l'environnement dans le repère caméra et en connaissant les équations d'évolution (4.20), la

méthode d'estimation présentée précédemment peut être transposée à chaque point d'intérêt pour réaliser de l'odométrie visuelle.

Dans la suite, on considérera que pour toute variable notée ξ , sa valeur observée sera notée $\hat{\xi}$ et $\tilde{\xi}$ représentera l'erreur d'observation telle que $\tilde{\xi} = \xi - \hat{\xi}$.

4.3.4.1 Notations

Pour réaliser l'estimation du glissement β_C à partir d'un point d'intérêt, on considère le vecteur d'état ξ_{gliss} :

$$\xi_{gliss} = \begin{bmatrix} \xi_{p_i} \\ \xi_{\beta_C} \end{bmatrix}. \quad (4.21)$$

Ce vecteur d'état est divisé en deux sous-états :

- ◇ $\xi_{p_i} = [a_i \ b_i]^T$, représentant la position du point d'intérêt dans le plan caméra ;
- ◇ $\xi_{\beta_C} = \beta_C$, c'est-à-dire de l'angle de dérive à estimer.

Le modèle d'évolution du vecteur d'état ξ_{gliss} est alors :

$$\dot{\xi}_{gliss} = \begin{bmatrix} \dot{\xi}_{p_i} \\ \dot{\xi}_{\beta_C} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(\xi_{p_i}, \xi_{\beta_C}, \mathbf{v}_C, \omega) \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (4.22)$$

La fonction $f(\xi_{p_i}, \xi_{\beta_C}, \mathbf{v}_C, \omega)$ est directement déduite des deux lignes du modèle (4.20). Et comme précédemment, aucune équation d'évolution n'étant disponible pour β_C , son évolution est fixée à zéro.

4.3.4.2 Equation d'observation

Comme pour la méthode d'observation introduite aux chapitres précédents, les équations d'évolution du vecteur d'état estimé sont les suivantes :

$$\dot{\hat{\xi}}_{gliss} = \begin{bmatrix} \dot{\hat{\xi}}_{p_i} \\ \dot{\hat{\xi}}_{\beta_C} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(\xi_{p_i}, \hat{\xi}_{\beta_C}, \mathbf{v}_C, \omega) + \alpha_{p_i}(\tilde{\xi}_{p_i}) \\ \alpha_{\beta_C}(\tilde{\xi}_{p_i}) \end{bmatrix}, \quad (4.23)$$

où α_{p_i} et α_{β_C} sont des fonctions de rétroaction dépendantes des erreurs d'observation liées à la cinématique du point d'intérêt dans le plan caméra. Ces fonctions doivent être construites pour assurer la convergence du vecteur d'état

estimé $\hat{\xi}_{gliss}$ vers le vecteur d'état réel ξ_{gliss} et ainsi permettre d'obtenir une estimation de l'angle de dérive réel sans le mesurer. Le choix proposé ici est le suivant :

$$\begin{cases} \alpha_{p_i}(\tilde{\xi}_{p_i}) &= K_{p_i} \tilde{\xi}_{p_i}, \\ \alpha_{\beta_C}(\tilde{\xi}_{p_i}) &= K_{\beta_C} \left[\frac{\partial f}{\partial \xi_{\beta_C}}(\xi_{p_i}, \hat{\xi}_{\beta_C}, v_C, \omega) \right]^T \tilde{\xi}_{p_i}, \end{cases} \quad (4.24)$$

tel que :

- ◇ K_{p_i} est une matrice diagonale 2×2 positive ;
- ◇ K_{β_C} est un scalaire positif.

La méthodologie utilisée pour prouver la convergence de cet observateur est en tout point similaire avec celle introduite au chapitres 2 et 3. Cet observateur est construit à partir de la détection d'un seul point d'intérêt, cependant pour améliorer la robustesse il serait pertinent de l'étendre à N points d'intérêt.

4.3.5 Estimation de l'état de la cible

La deuxième étape de la stratégie de commande illustrée Fig. 4.13 est aussi une étape d'estimation. Elle consiste à estimer les paramètres cinématiques de la cible, à savoir la norme de son vecteur vitesse ainsi que son orientation. La méthode d'observation introduite aux chapitres précédents pour l'estimation des glissements est transposée pour estimer des paramètres autres que le glissement. Cela est rendu possible par la connaissance de l'évolution du point cible dans le plan caméra et la disponibilité d'une estimation du glissement (grâce à l'observateur précédent). Le caractère adaptable et transposable de la méthode d'estimation introduite dans cette thèse, illustré ici pour l'estimation de la vitesse, est une notion essentielle qui démontre l'aspect générique des théories développées.

4.3.5.1 Notations

Pour réaliser l'estimation de la vitesse de la cible v_T et de son orientation ϕ dans le repère robot à partir de son évolution dans le plan caméra $t = [a_t \ b_t]$, on considère le vecteur d'état ξ_{vit} :

$$\xi_{vit} = \begin{bmatrix} \xi_t \\ \xi_{cible} \end{bmatrix}. \quad (4.25)$$

Ce vecteur d'état est divisé en deux sous-états :

- ◇ $\xi_t = [a_t \ b_t]^T$, représentant la position de la cible dans le plan caméra ;

- ◇ $\xi_{cible} = [v_T \ \phi]^T$, composé de la norme de la vitesse et de son orientation dans le repère robot qui sont les données à estimer.

Le modèle d'évolution du vecteur d'état ξ_{vit} est alors :

$$\dot{\xi}_{vit} = \begin{bmatrix} \dot{\xi}_t \\ \dot{\xi}_{cible} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(\xi_t, \xi_{cible}, v_C, \omega, \hat{\beta}_C) \\ 0_{2 \times 1} \end{bmatrix}. \quad (4.26)$$

La fonction $f(\xi_t, \xi_{cible}, v_C, \omega, \hat{\beta}_C)$ est directement déduite des deux lignes du modèle (4.19). Et comme précédemment, aucune équation d'évolution n'étant disponible pour ξ_{cible} , son évolution est fixée à $0_{2 \times 1}$.

4.3.5.2 Equation d'observation

Comme pour la méthode d'observation introduite aux chapitres précédents, les équations d'évolution du vecteur d'état estimé sont les suivantes :

$$\dot{\hat{\xi}}_{vit} = \begin{bmatrix} \dot{\hat{\xi}}_t \\ \dot{\hat{\xi}}_{cible} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(\xi_t, \hat{\xi}_{cible}, v_C, \omega, \hat{\beta}_C) + \alpha_t(\tilde{\xi}_t) \\ \alpha_{cible}(\tilde{\xi}_t) \end{bmatrix}, \quad (4.27)$$

où α_t et α_{cible} sont des fonctions de rétroaction dépendantes des erreurs d'observation liées à la cinématique du point cible dans le plan caméra. Ces fonctions doivent être construites pour assurer la convergence du vecteur d'état estimé $\hat{\xi}_{vit}$ vers le vecteur d'état réel ξ_{vit} et ainsi permettre d'obtenir une estimation des paramètres cinématiques de la cible dans le repère robot (x,y,z). Le choix proposé ici est le suivant :

$$\begin{cases} \alpha_t(\tilde{\xi}_t) &= K_t \tilde{\xi}_t, \\ \alpha_{cible}(\tilde{\xi}_t) &= K_{cible} \left[\frac{\partial f}{\partial \xi_{cible}}(\xi_t, \hat{\xi}_{cible}, v_C, \omega, \hat{\beta}_C) \right]^T \tilde{\xi}_t, \end{cases} \quad (4.28)$$

tel que :

- ◇ K_t est une matrice diagonale 2×2 positive;
- ◇ K_{cible} est un scalaire positif.

Comme pour l'observateur précédent, la méthodologie utilisée pour prouver sa convergence est en tout point similaire avec celle introduite au chapitres 2 et 3.

4.3.6 Synthèse de la loi de commande

Dès lors que les estimations des paramètres cinématiques de la cible v_T et ϕ ainsi que celle de l'angle de dérive β_C sont disponibles, une démarche de synthèse de loi de commande peut être mise en place puisque l'ensemble des paramètres non commandables est alors considéré connu. Cette synthèse de loi

4.3. Suivi de cible par caméra

de commande consiste à déterminer les valeurs des vitesses linéaire et angulaire du robot v_C et ω permettant au robot suiveur de réaliser la même trajectoire que la cible (c'est-à-dire reproduire les mêmes mouvements) à une distance désirée D .

4.3.6.1 Proposition

Pour atteindre l'objectif, l'idée présentée dans cette partie consiste à faire converger la position du point cible dans l'espace caméra $[a_t, b_t]$ vers une position désirée $[u_a, u_b]$ garantissant la distance cible/suiveur D et le passage par la même trajectoire.

Pour cela, on considère que la trajectoire de la cible Γ peut être représentée localement par un cercle, voir Fig. 4.16. Si le centre C du robot suiveur est positionné sur la trajectoire Γ (objectif souhaité), alors on montre que la position souhaitée de la cible dans le repère robot (x, y) , notée $[u_x, u_y]$, peut être exprimée comme suit en fonction du paramétrage présenté en amont :

$$\begin{cases} u_x \rightarrow D, \\ u_y \rightarrow D \tan\left(\frac{\phi - \beta_C}{2}\right). \end{cases} \quad (4.29)$$

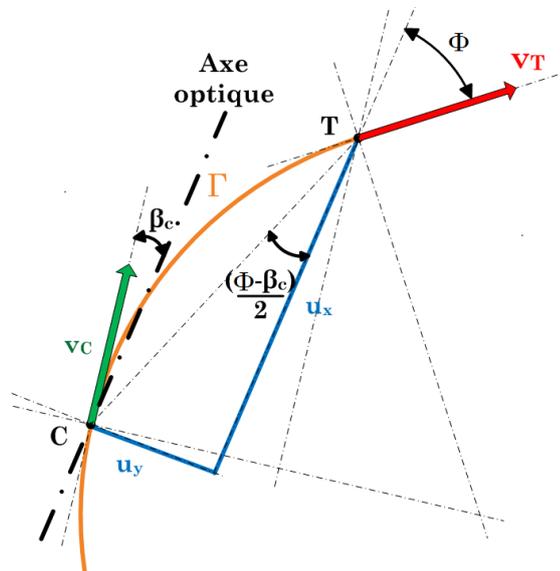


FIGURE 4.16 – Détermination des positions consigne du suiveur par rapport au point cible.

À partir des consignes de position de la cible dans le repère robot (4.29) et de la relation de changement de repère (4.18), les consignes à atteindre pour la

position de la cible dans le plan caméra $[u_a \ u_b]$ sont :

$$\begin{cases} u_a \rightarrow f \tan\left(\frac{\phi - \beta_C}{2}\right), \\ u_b \rightarrow \frac{fH}{D}. \end{cases} \quad (4.30)$$

Le but de la stratégie de suivi de cible présentée dans cette thèse consiste alors à garantir les conditions définies en (4.30). Cela est réalisé en imposant les équations différentielles (4.31) sur chacun des axes du plan caméra.

$$\begin{cases} \dot{a}_t = K_a e_a = K_a (a_t - u_a), \\ \dot{b}_t = K_b e_b = K_b (b_t - u_b), \end{cases} \quad (4.31)$$

où K_a et K_b sont deux gains strictement négatifs à définir. Ces gains sont caractéristiques des temps de convergence de a_t vers u_a et de b_t vers u_b . En substituant ces équations dans le système (4.19), les vitesses linéaire v_C et angulaire ω peuvent être obtenues telles que :

$$v_C = v_T \frac{\cos(\phi)}{\cos(\beta_C)} + K_b \frac{(b_t - u_b) f H}{b_t^2 \cos(\beta_C)} + \omega \frac{a_t H}{b_t \cos(\beta_C)} \quad (4.32)$$

$$\omega = v_T \frac{b_t}{H} \left(\frac{\cos(\phi) \tan(\beta_C) - \sin(\phi)}{a_t \tan(\beta_C) + f} \right) - K_a \frac{(a_t - u_a)}{a_t \tan(\beta_C) + f} - K_b \frac{(b_t - u_b)}{b_t} \left(\frac{f \tan(\beta_C) - a_t}{a_t \tan(\beta_C) + f} \right) \quad (4.33)$$

(4.32) est obtenu directement à partir de la deuxième de (4.19). Puis en injectant (4.32) dans la première ligne de (4.19), on obtient (4.33).

Les lois de commande (4.32) et (4.33) permettent d'assurer la convergence du robot suiveur vers la trajectoire de la cible (mimétisme) tout en suivant la cible à une distance désirée D .

4.3.6.2 Preuve

Considérons la fonction candidate de Lyapunov (4.34) définie à partir des erreurs entre la position du point cible dans l'espace caméra $[a_t \ b_t]$ et sa consigne $[u_a \ u_b]$ telle que :

$$V = \frac{1}{2} (e_a^2 + e_b^2) > 0. \quad (4.34)$$

4.3. Suivi de cible par caméra

Sa dérivée par rapport au temps est :

$$\dot{V} = e_a \dot{e}_a + e_b \dot{e}_b. \quad (4.35)$$

Si les gains de commande sont suffisamment grands, les variations du glissement et de l'orientation de la cible peuvent être négligées, de sorte que l'on peut considérer $\dot{u}_a = \dot{u}_b = 0$. \dot{e}_a et \dot{e}_b sont alors directement donnés par (4.31) et en reportant dans (4.35) on obtient :

$$\dot{V} = K_a e_a^2 + K_b e_b^2 \leq 0. \quad (4.36)$$

Cette fonction est négative définie et implique les convergences de e_a et e_b vers zéro. La stabilité asymptotique dans l'espace caméra est donc prouvée. La convergence du point cible dans le plan caméra vers les valeurs (4.30) implique alors la convergence du point cible dans le repère robot vers les valeurs (4.29). Cette conclusion ((4.30) \Rightarrow (4.29)) découle de l'hypothèse $H = \text{constant}$ et donc garantit que la distance cible/suiveur converge vers D . Il reste maintenant à prouver que le suiveur a les mêmes vitesses que la cible. Pour cela, en se plaçant aux limites, c'est-à-dire lorsque la convergence est atteinte, les expressions (4.32) et (4.33) peuvent être écrites telles que :

$$v_C \rightarrow v_T \frac{\cos(\phi)}{\cos(\beta_C)} + \omega \frac{D \tan\left(\frac{\phi - \beta_C}{2}\right)}{\cos(\beta_C)}, \quad (4.37)$$

$$\omega \rightarrow -\frac{v_T}{D} \left(\frac{\cos(\phi) \tan(\beta_C) - \sin(\phi)}{\tan\left(\frac{\phi - \beta_C}{2}\right) \tan(\beta_C) + 1} \right). \quad (4.38)$$

En utilisant les formules usuelles de trigonométrie et en considérant que le glissement reste faible, les équations (4.37) et (4.38) peuvent être simplifiées pour obtenir :

$$v_C \rightarrow v_T, \quad (4.39)$$

$$\omega \rightarrow \frac{v_T}{D} (\sin(\phi)), \quad (4.40)$$

ce qui permet de prouver le caractère mimétique du robot suiveur par rapport au comportement de la cible, sous l'hypothèse que la trajectoire entre les deux robots peut être approximée par un cercle et que la distance D entre les deux robots est choisie suffisamment faible.

Finalement, l'utilisation des expressions (4.32) et (4.33) pour commander les vitesses linéaire et angulaire d'un robot différentiel permet d'atteindre l'objectif initial : à savoir disposer d'une stratégie de commande de suivi de cible mimétique en présence de glissement.

4.3.7 Simulations

Pour qualifier l'approche proposée, la stratégie de commande illustrée Fig. 4.13 a été implantée sur MATLAB puis testée en simulation. L'objectif de cette simulation est de vérifier le comportement théorique de cette loi permettant le suivi de cible mimétique à une distance désirée en présence de glissement. Par conséquent, deux aspects doivent être validés : le suivi (convergence latérale et longitudinale) et le mimétisme.

Pour cela, la cible réalise la trajectoire illustrée en noir Fig. 4.17 du point A au point B à une vitesse constante de $2m.s^{-1}$. Cette trajectoire est composée d'une ligne droite, d'un premier virage à gauche peu prononcé ($\omega = 0.05rad.s^{-1}$), d'un second virage à droite très prononcé ($\omega = 0.15rad.s^{-1}$) puis enfin d'une ligne droite. Cette trajectoire a été choisie de la sorte pour qualifier le comportement lors du suivi en ligne droite, en virage (plus ou moins prononcé) et lors des transitions de courbure.

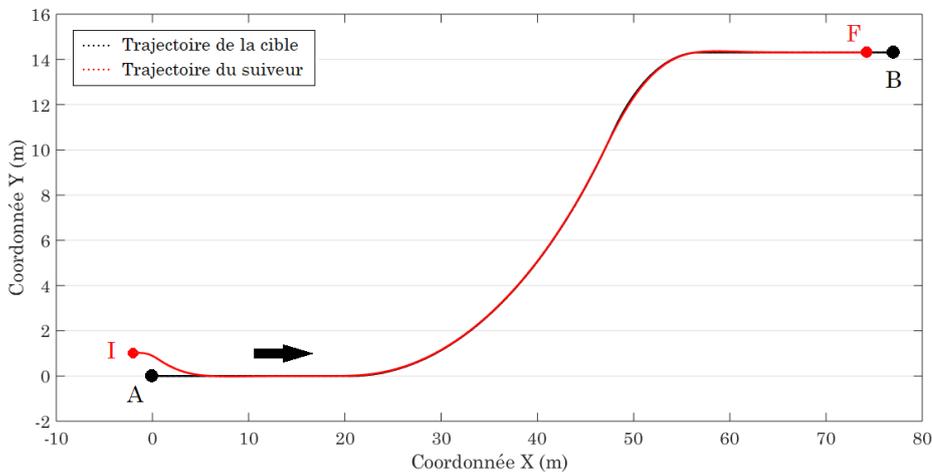


FIGURE 4.17 – Trajectoire réalisée par la cible (noir) et trajectoire réalisée par le robot suiveur (rouge).

Comme illustré Fig. 4.17, le véhicule suiveur est initialement positionné au point I à une distance longitudinale de la cible de $2m$ et à une distance latérale de $1m$. Cette position a été choisie volontairement pour qualifier la convergence du suiveur par rapport à la trajectoire de la cible. Lors de cette simulation, la distance longitudinale désirée pour le suivi est fixée à $D = 2.7m$. La valeur de f est fixée à $0.0054m$ et celle de H à $0.5m$. Pendant la durée de la simulation ($40s$),

4.3. Suivi de cible par caméra

le robot suiveur est soumis à un glissement latéral $\beta_C = 0.2rad$. La position finale du suiveur est notée F.

Les résultats du suivi de cible par le robot suiveur sont illustrés en rouge sur les Figs. 4.17, 4.18 et 4.19. Les Figs. 4.18 et 4.19 sont des agrandissements locaux de la Fig. 4.17 permettant de visualiser le comportement du suivi lors des transitions de courbure.

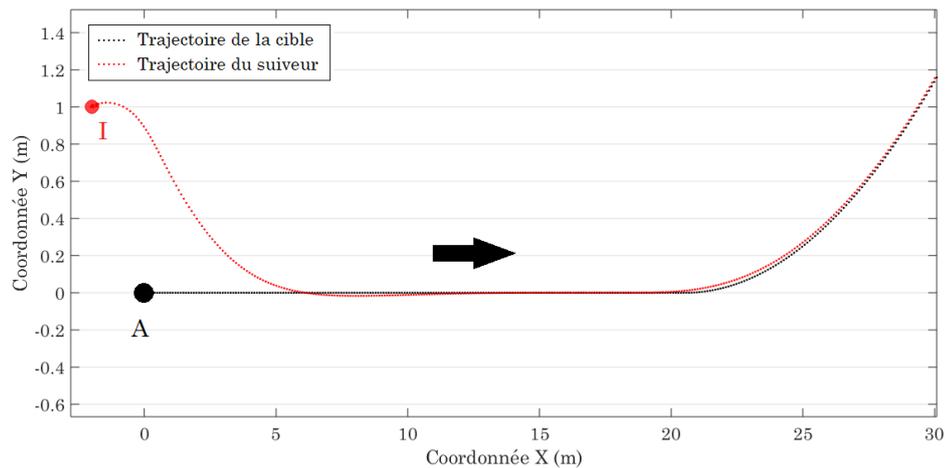


FIGURE 4.18 – Agrandissement de la première partie de la Fig. 4.17.

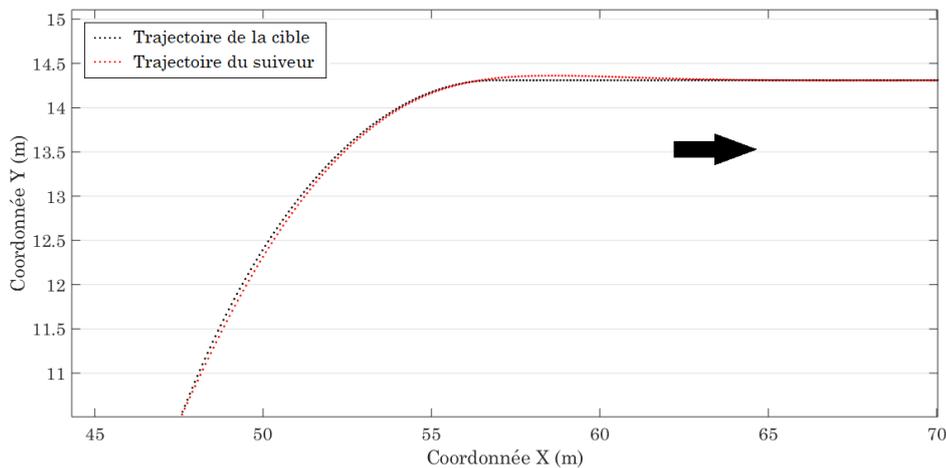


FIGURE 4.19 – Agrandissement de la seconde partie de la Fig. 4.17.

L'analyse des résultats de suivi permet premièrement de conclure que l'approche de suivi de cible introduite dans ce chapitre permet d'assurer la convergence du robot suiveur vers la trajectoire de la cible en ligne droite. Il en est de même pour la convergence en virage, puisque la trajectoire du robot suiveur

(rouge) tend à être confondue sur celle prise par la cible (noir). Un faible phénomène de coupure de virage ou de dépassement est à noter lors des changements de courbure. Ce phénomène est dû au temps de convergence des vitesses du robot suiveur vers les vitesses réelles de la cible, qui dépend du temps de convergence de l'observation de la cinématique de la cible, auquel vient s'ajouter celui de la loi de commande et les temps de réponse des actionneurs simulés (0.4s). Cependant, on notera que malgré ces retards, les dépassements sont de l'ordre du centimètre et peuvent être considérés comme des phénomènes transitoires mineurs comparés à la qualité du suivi réalisé.

La conclusion précédente permet de valider le suivi de cible en terme de convergence latérale par rapport à la trajectoire de la cible. Lors d'un suivi de cible, la convergence longitudinale vers la distance de suivi désirée doit également être assurée. Pour cela, les résultats de la position du point cible t dans le repère caméra du robot suiveur, illustrés Fig. 4.20, sont exploités. On constate que le point cible converge vers la valeur $u_b = 0.001$ dans le plan caméra, ce qui correspond, en changeant de repère (4.30), à la distance désirée dans le repère robot ($D = 2.7m$). Contrairement aux méthodes faisant converger le point cible vers le centre du plan caméra ($u_a = 0$), on notera que l'utilisation de la méthode introduite dans cette thèse assure la convergence de la position a_t du point cible vers les différentes valeurs de la consigne u_a , différentes de zéro du fait de leurs dépendances au glissement et à la vitesse angulaire de la cible (relation (4.30)).

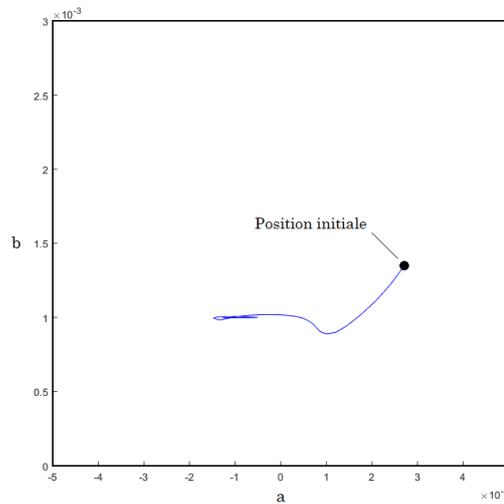


FIGURE 4.20 – Trajectoire du point cible dans l'espace caméra du robot suiveur.

D'après la preuve de convergence présentée en amont, si les convergences de a_t vers u_a et de b_t vers u_b sont obtenues, alors les vitesses du robot suiveur convergent vers les vitesses de la cible. L'observation des évolutions des vitesses linéaire et angulaire du robot suiveur, illustrées Fig. 4.21, permet de valider cette seconde convergence assurant l'aspect mimétique du suivi. En effet, les résultats concernant l'évolution de la vitesse linéaire du robot suiveur montrent que celle-ci converge vers $2m.s^{-1}$, qui est la vitesse linéaire de la cible. De la même

4.3. Suivi de cible par caméra

manière, l'évolution de la vitesse angulaire montre la convergence progressive de la vitesse de lacet du robot suiveur vers $0rad.s^{-1}$, puis vers $0.05rad.s^{-1}$, ensuite vers $-0.15rad.s^{-1}$ et enfin de nouveau vers $0rad.s^{-1}$. Ce qui correspond aux vitesses angulaires de la cible lors des différentes portions (lignes droites et virages) de sa trajectoire.

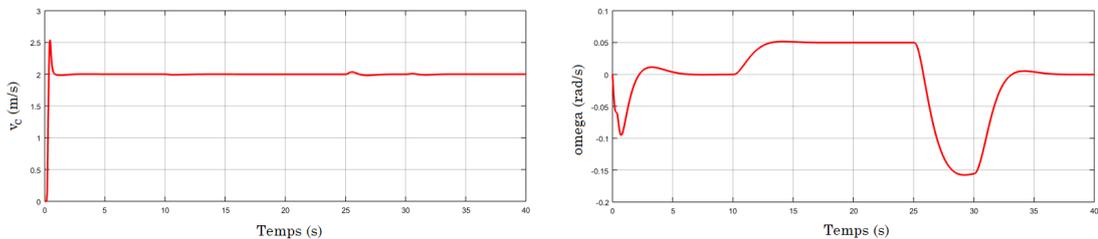


FIGURE 4.21 – Évolution de la vitesse linéaire et de la vitesse angulaire du robot suiveur.

Finalement, les résultats obtenus en simulation permettent de valider le développement théorique et donc de conclure que l'approche de suivi de cible introduite dans ce chapitre permet d'assurer la convergence de la position du robot suiveur sur la trajectoire de la cible à une distance désirée et d'assurer le comportement mimétique du robot suiveur par rapport à la cinématique de la cible (vitesse linéaire et vitesse angulaire).

4.4 Suivi en convoi

4.4.1 Problématique et objectif

La dernière modalité présentée dans cette section est le suivi en formation. On entend ici par formation, un convoi d'au moins deux entités dont l'une est leader et les autres suiveuses. À la différence du suivi de cible mimétique, où l'objectif du suiveur est de copier les mouvements du leader, le suivi en formation consiste à autoriser les mouvements relatifs entre chaque élément du convoi lors du suivi (position longitudinale et latérale). Cette notion est abordée en contexte agricole dans [GUILLET, 2015] pour le suivi par GPS. Cependant, si l'environnement agricole ne permet pas de capter de manière fiable les corrections GPS (en serre par exemple) ou si la couverture du signal est plus simplement défaillante, il est alors nécessaire de développer des stratégies de navigation alternatives. L'objectif de cette dernière partie consiste donc à proposer une commande en convoi n'utilisant pas de système de positionnement global.

4.4.2 Stratégie

Pour cette commande en convoi sans GPS, l'idée développée dans cette partie consiste à utiliser les données issues d'autres capteurs extéroceptifs comme une caméra ou un laser, montés sur chaque robot suiveur, si le robot leader du convoi est visible, ou sinon d'un système de positionnement local radio, monté sur l'ensemble des robots du convoi, utilisant une technique de modulation ultra large bande (Ultra WideBand ou UWB) si l'environnement agricole empêche aux robots suiveurs de détecter le leader par vision.

Comme précédemment, on suppose que le robot leader (cible) est automatiquement détecté et toujours visible dans le champ de chaque caméra. En ce qui concerne l'utilisation des lasers et du système radio, on suppose qu'ils délivrent à chaque instant une position du leader dans le repère de chaque robot suiveur. Les autres hypothèses ainsi que la modélisation présentée dans la partie relative au suivi de cible restent valables dans cette partie.

En ce qui concerne l'algorithme de commande pour le pilotage du convoi, on utilisera pour chaque robot une extension de l'approche proposée pour le suivi de cible intégrant la variation de la position latérale du suiveur par rapport à la trajectoire du leader. La stratégie d'observation des glissements reste la même (utilisation d'amers fixes dans la scène détectés par caméra). La stratégie d'observation des propriétés cinématiques du leader (vitesse et orientation) reste la même également mais doit être adaptée en fonction du capteur utilisé. Si une caméra est utilisée, alors l'estimation doit être réalisée dans le repère caméra, par conséquent $\xi_t = [a_t \ b_t]^T$. À contrario, si un laser ou le système radio sont utilisés, alors l'estimation doit être réalisée dans le repère robot, par conséquent $\xi_t = [x_t \ y_t]^T$.

4.4.3 Synthèse de la loi de commande

Dès lors que les estimations des paramètres cinématiques du robot leader v_T et ϕ ainsi que celle de l'angle de dérive β_C sont disponibles, une démarche de synthèse de loi de commande peut être mise en place puisque l'ensemble des paramètres non commandables est alors considéré connu. Cette synthèse de loi de commande consiste à déterminer les valeurs des vitesses linéaire et angulaire v_C et ω permettant au robot suiveur de réaliser la même trajectoire que la cible décalée d'une distance latérale désirée y_D à une distance longitudinale désirée D .

4.4.3.1 Proposition

Pour atteindre l'objectif, l'idée présentée dans cette partie consiste à :

- Si une caméra est utilisée : faire converger la position du point cible dans l'espace caméra $[a_i b_i]$ vers une position désirée $[u_a u_b]$ garantissant la distance cible/suiveur D et le passage par la trajectoire décalée de y_D .
- Si le laser ou le système de positionnement local sont utilisés : faire converger la position du point cible dans le repère robot $[x_T y_T]$ vers une position désirée $[u_x u_y]$ garantissant la distance cible/suiveur D et le passage par la trajectoire décalée de y_D .

Pour cela, on considère que la trajectoire de la cible Γ peut être représentée localement par un cercle, voir Fig. 4.22. Si le centre C du robot suiveur est décalé de y_D de la trajectoire Γ (objectif souhaité), alors on montre que la position souhaitée de la cible dans le repère robot (x,y) , notée $[u_x u_y]$, peut être exprimée comme suit en fonction du paramétrage présenté en amont :

$$\begin{cases} u_x \rightarrow D, \\ u_y \rightarrow D \tan\left(\frac{\phi - \beta_C}{2}\right) + y_D \left(\cos(\beta_C) - \sin(\beta_C) \tan\left(\frac{\phi - \beta_C}{2}\right)\right). \end{cases} \quad (4.41)$$

Si un laser ou un système de positionnement local est utilisé, alors l'objectif de la stratégie de commande en convoi, présentée dans cette partie, consiste à garantir les conditions définies en (4.41). Cela est réalisé en imposant les équations différentielles (4.42) pour l'évolution de la position du leader (cible) dans le repère du robot suiveur.

$$\begin{cases} \dot{x}_T = K_x e_x = K_x (x_T - u_x), \\ \dot{y}_T = K_y e_y = K_y (y_T - u_y), \end{cases} \quad (4.42)$$

où K_x et K_y sont deux gains strictement négatifs à définir. Ces gains sont caractéristiques des temps de convergence de x_T vers u_x et de y_T vers u_y . En substituant ces équations dans le système (4.17), les vitesses linéaire v_C et angulaire ω peuvent être obtenues telles que :

$$v_C = \frac{y_T K_y (y_T - u_y) - x_T K_x (x_T - u_x) - v_T (y_T \sin(\phi) - x_T \cos(\phi))}{x_T \cos(\beta_C) - y_T \sin(\beta_C)} \quad (4.43)$$

$$\omega = \frac{K_y (y_T - u_y) \cos(\beta_C) - K_x (x_T - u_x) \sin(\beta_C) + v_T \sin(\beta_C - \phi)}{x_T \cos(\beta_C) - y_T \sin(\beta_C)} \quad (4.44)$$

Les lois de commande (4.43) et (4.44) permettent d'assurer la convergence du robot suiveur vers la trajectoire du leader décalée de y_D tout en suivant la cible à une distance désirée D , lorsque les données de positionnement du leader sont issues d'un laser ou d'un système de positionnement local. Si le glissement reste faible, ces équations sont valables si x_T est différent de zéro, ce qui signifie que les robots ne peuvent pas évoluer côte à côte.

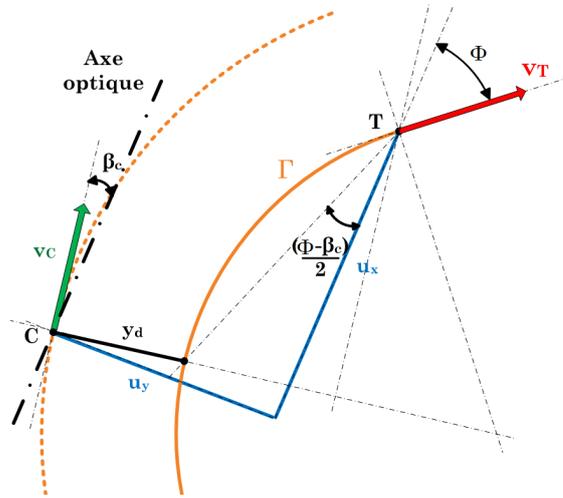


FIGURE 4.22 – Détermination des positions consignes d'une entité du convoi par rapport au leader (cible).

Si une caméra est utilisée pour réaliser le suivi en convoi, alors à partir des consignes de position de la cible dans le repère robot (4.41) et de la relation de changement de repère (4.18), les consignes à atteindre pour la position de la

cible dans le plan caméra $[u_a \ u_b]$ sont :

$$\begin{cases} u_a & \rightarrow f \tan\left(\frac{\phi - \beta_C}{2}\right) + \frac{y_D f}{D} \left(\cos(\beta_C) - \sin(\beta_C) \tan\left(\frac{\phi - \beta_C}{2}\right)\right), \\ u_b & \rightarrow \frac{fH}{D}. \end{cases} \quad (4.45)$$

En remplaçant simplement les consignes (4.30) par les consignes (4.45) dans la démarche de synthèse de la loi de commande pour le suivi mimétique de cible proposée à la partie précédente, les lois de commande (4.32) et (4.33) peuvent être amendées pour assurer la convergence du robot suiveur vers la trajectoire du leader décalée de y_D tout en suivant la cible à une distance désirée D , lorsque les données de positionnement du leader sont issues d'une caméra.

4.4.4 Simulations

Pour qualifier l'approche proposée, la stratégie de commande illustrée Fig. 4.13, ainsi que son simulateur MATLAB, ont été étendus au suivi en convoi, en ajoutant la notion d'écart latéral non nul et la possibilité de réaliser le suivi avec plusieurs robots suiveurs. L'objectif de la simulation consiste alors à vérifier le comportement théorique des lois de commande. Le convoi robotisé est ici composé de quatre entités, un leader et trois suiveurs. Les robots suiveurs sont disposés en ligne derrière le leader (c'est-à-dire avec une distance longitudinale identique pour chaque suiveur). Le premier suiveur, numéroté 1, a pour consigne de réaliser la même trajectoire que le leader. Les deux autres suiveurs sont décalés d'une même quantité de part et d'autre de la trajectoire du leader qui correspond à l'écart latéral désiré. Le suiveur à droite de la trajectoire est numéroté 2, celui à gauche est numéroté 3.

Pour cette simulation, le robot leader réalise la trajectoire illustrée en noir sur la Fig. 4.23 du point A au point B à une vitesse constante de $2m.s^{-1}$. Cette trajectoire est composée d'une ligne droite, d'un premier virage à gauche peu prononcé ($\omega = 0.05rad.s^{-1}$), d'un second virage à droite très prononcé ($\omega = 0.15rad.s^{-1}$) puis enfin d'une ligne droite. Cette trajectoire a été choisie de la sorte pour qualifier le comportement du suivi en convoi en ligne droite, en virage (plus ou moins prononcé) et lors des transitions de courbure.

Comme illustré Fig. 4.23, les robots suiveurs sont positionnés initialement aux points I_i , où i correspond au numéro d'identification. Ils sont chacun à une distance latérale correspondant à l'écart choisi pour le suivi, c'est-à-dire à zéro pour le suiveur numéro 1 et $1m$ à droite et $1m$ à gauche respectivement pour les suiveurs 2 et 3. Enfin, ils sont tous à une distance longitudinale de $2m$ alors que la distance longitudinale désirée est $D = 2.7m$. Celle-ci correspond à une consigne $u_b = 0.001m$ dans chaque plan caméra puisque la distance focale

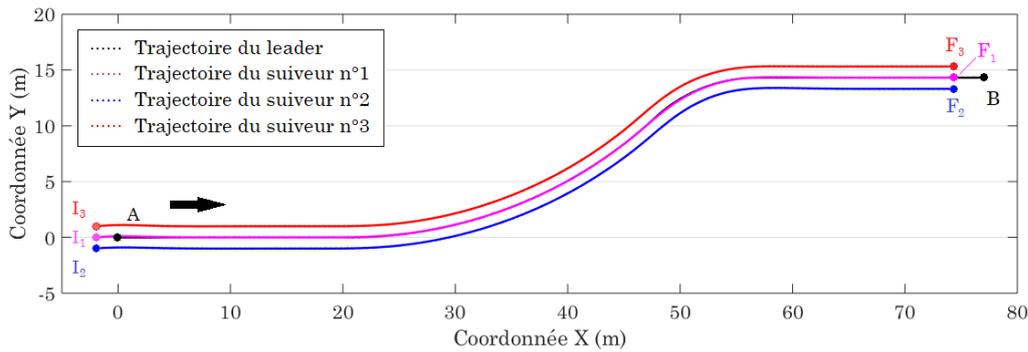


FIGURE 4.23 – Trajectoire réalisée par le convoi : en noir le leader, en magenta, rouge et bleu les suiveurs.

est $f = 0.0054m$ pour chaque caméra et la hauteur de la cible sur le leader est $H = 0.5m$. Pendant la durée de la simulation ($40s$), les robots suiveurs sont soumis à un glissement latéral $\beta_C = 0.1rad$. La position finale de chaque suiveur est notée F_i .

Les résultats du suivi en convoi pour chaque suiveur sont illustrés respectivement en magenta, bleu et rouge sur les Figs. 4.23, 4.24 et 4.25. Les Figs. 4.24 et 4.25 sont des agrandissements locaux de la Fig. 4.23 permettant de visualiser le comportement du convoi lors du suivi, ainsi que lors des transitions de courbure de la trajectoire du leader.

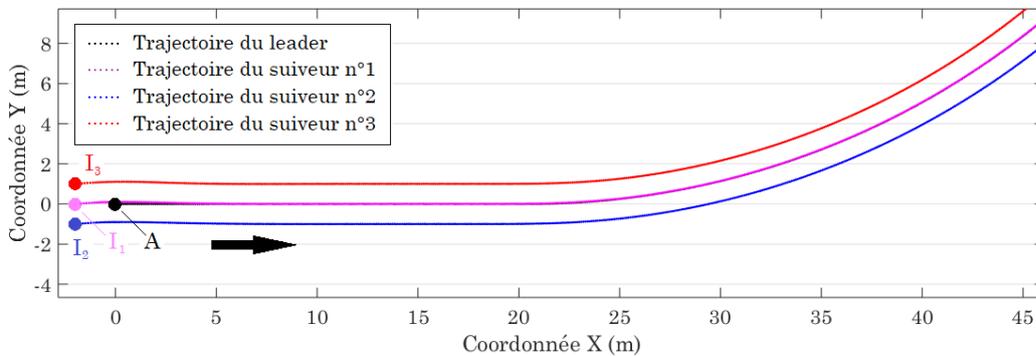


FIGURE 4.24 – Agrandissement de la première partie de la Fig. 4.23.

L'analyse des résultats permet de conclure que l'approche de suivi en convoi introduite dans ce chapitre permet d'assurer la convergence de chaque robot suiveur vers sa trajectoire désirée, qu'elle soit confondue avec celle du leader ou décalée d'un côté ou de l'autre. En effet, les trajectoires des robots suiveurs (magenta, rouge, bleu) ont des comportements similaires tendant vers celui du leader (noir) quel que soit l'écart latéral désiré. Cette convergence est effective en ligne droite ainsi qu'en virage. Comme pour l'approche de suivi de cible, un faible phénomène de coupure de virage ou de dépassement est à noter lors des changements de courbure. Cependant, on notera ici aussi que malgré ces

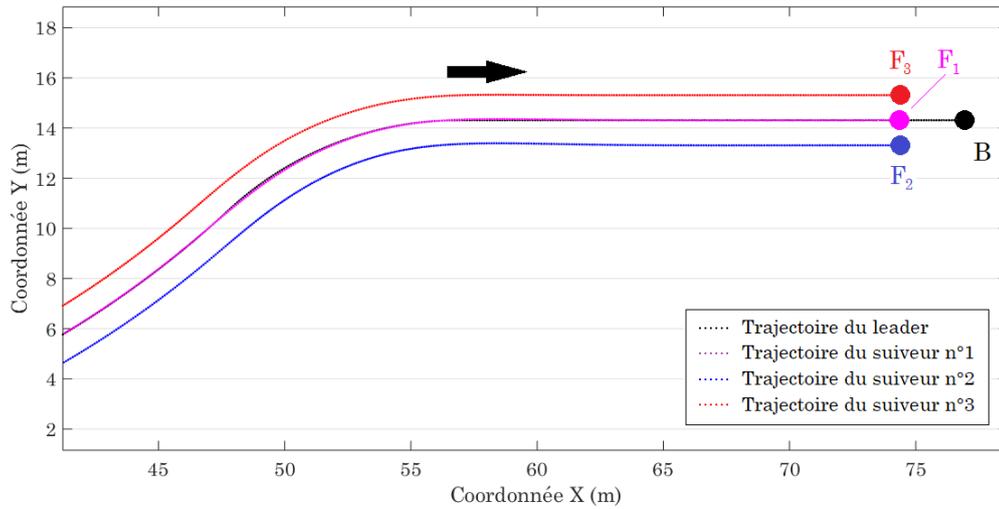


FIGURE 4.25 – Agrandissement de la seconde partie de la Fig. 4.23.

retards, les dépassements sont de l'ordre du centimètre et peuvent être considérés comme des phénomènes transitoires mineurs comparés à la qualité du suivi réalisé.

La conclusion précédente permet de valider le suivi en convoi en terme de convergence latérale par rapport à la trajectoire du leader. Lors d'un suivi en convoi, la convergence longitudinale vers la distance de suivi désirée doit également être assurée. Pour cela, les résultats des positions des points correspondant au leader dans chaque repère caméra des robots suiveurs, illustrés Fig. 4.26, sont exploités. On constate que chaque point converge vers la valeur $u_b = 0.001$ dans son plan caméra respectif, ce qui correspond bien à la distance désirée dans le repère robot ($D = 2.7m$) au vu de (4.45). Contrairement aux méthodes faisant converger le point cible vers le centre du plan caméra ($u_a = 0$), on notera que l'utilisation de la méthode introduite dans cette thèse assure la convergence de la position a_t du point cible vers les différentes valeurs de la consigne u_a , différentes de zéro du fait de leurs dépendances au glissement, à la vitesse angulaire de la cible et à la valeur de l'écart latéral désiré.

Puisque l'approche de suivi en convoi est basée sur la même théorie que le suivi mimétique de cible, alors la convergence du point correspondant au leader dans le plan caméra vers sa position désirée définie par (4.45) assure que les vitesses de chaque robot suiveur convergent vers la vitesse du leader, plus ou moins un facteur dépendant de leur position latérale à la trajectoire du leader. En effet, un robot suiveur décalé de la trajectoire doit ajuster sa vitesse linéaire en virage : s'il est positionné à l'intérieur du virage, alors sa vitesse d'avance sera réduite par rapport à celle du leader. À contrario, s'il est positionné à l'extérieur, alors sa vitesse d'avance sera augmentée. L'observation des évolutions des vitesses linéaire et angulaire des robots suiveurs, illustrées Fig. 4.27, permet de valider les évolutions attendues des vitesses linéaires et la convergence

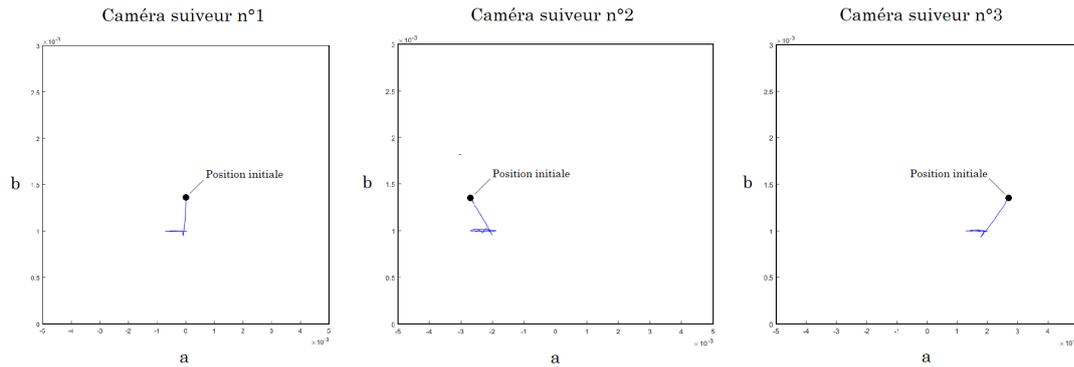


FIGURE 4.26 – Trajectoires du point cible dans les espaces caméra de chaque robot suiveur.

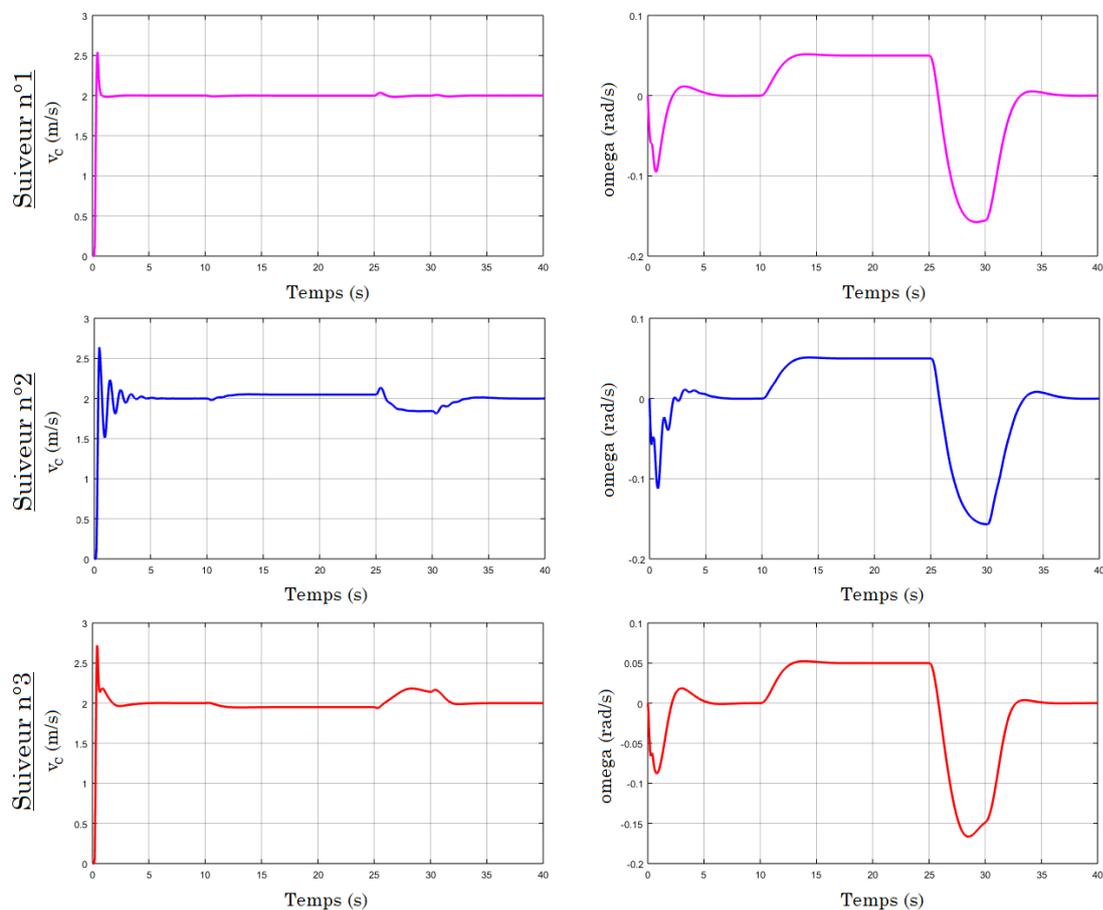


FIGURE 4.27 – Évolution de la vitesse linéaire et de la vitesse angulaire des robots suiveurs.

des vitesses angulaires vers celle du robot leader. En effet, l'évolution des vitesses linéaires des robots suiveurs montre que celles-ci convergent vers $2m.s^{-1}$ en ligne droite. On remarque ensuite que lors du premier virage à gauche, la vitesse linéaire du robot suiveur numéro deux croît car il est à l'extérieur du virage et celle du robot numéro trois décroît car il est à l'intérieur du virage.

Ce comportement est observé de manière symétrique lors du second virage à droite. Le différentiel observé lors de ce second virage est plus conséquent du fait de la courbure plus importante prise par le leader. Enfin, l'évolution de la vitesse angulaire montre la convergence progressive de la vitesse de lacet vers $0rad.s^{-1}$, puis vers $0.05rad.s^{-1}$, ensuite vers $-0.15rad.s^{-1}$ et enfin de nouveau vers $0rad.s^{-1}$, ce qui correspond aux vitesses angulaires du leader lors des différentes portions (lignes droites et virages) de sa trajectoire.

Finalement, les résultats obtenus en simulation permettent de valider le développement théorique et donc de conclure que l'approche étendue de suivi de cible (ou de leader) introduite dans ce chapitre permet d'assurer la convergence de la position d'un ou plusieurs robots suiveurs vers des positions latérale et longitudinale désirées par rapport au leader. Cette approche permet, en fonction de la position latérale désirée, de garantir un comportement mimétique ou adaptatif des vitesses linéaire et angulaire de chaque robot suiveur. Cette approche est par ailleurs robuste aux phénomènes de glissements.

4.5 Conclusion et discussion

Dans ce chapitre, trois modes de commande de type « skid-steering » ont été présentés. Ces modes de commande sont dédiés au guidage des robots à l'aide de capteurs extrinsèques autres que le système de géolocalisation. Ainsi, un premier mode permet de commander un robot pour suivre une structure en pilotant indépendamment sa vitesse linéaire et sa vitesse angulaire. Cette modalité permet de manœuvrer facilement en milieu restreint. De manière plus précise, la méthode présentée dans ce chapitre extrait une trajectoire du nuage de points laser le long de la structure. Ensuite, un écart latéral est défini puis un algorithme de commande est appliqué au robot pour le guider le long de la trajectoire. Par conséquent, les modes de commande présentés dans les chapitres précédents peuvent être utilisés pour piloter un robot lors d'un suivi de structure. Un second mode de commande s'intéresse au suivi de cible par caméra. L'idée introduite dans ce chapitre consiste à guider le robot en reproduisant le comportement de la cible (vitesse linéaire et vitesse angulaire). Ce suivi de cible reste valide lorsqu'un phénomène de glissement intervient. Enfin, en faisant intervenir un paramètre supplémentaire lié à l'écart latéral désiré par rapport à la trajectoire d'un robot leader (ou d'une cible), le mode de commande pour le suivi de cible est étendu à un troisième mode de commande pour le suivi en convoi utilisant un système de positionnement local (UWB par exemple), des télémètres laser ou des caméras.

La déclinaison de la commande des robots au système de perception abordée par ce chapitre vient compléter le panel de stratégies de guidage développées dans les chapitres précédents. Cette complémentarité permet d'avoir à disposition un ensemble de modes de commande élémentaires adaptés au contexte environnemental et aux systèmes de perception embarqués sur le robot.

Les modes de commande présentés dans ce chapitre sont synthétisés pour une commande en vitesse linéaire et angulaire (skid steering). Une première généralisation de ces approches serait d'étendre celles-ci aux robots munis de roues directrices. En ce qui concerne le suivi de structure, l'observation des glissements utilisée dans ce chapitre requiert la réception de la position GPS. Cependant, comme pour l'estimation des glissements à partir des positions de points d'intérêt dans un plan caméra développée pour le suivi de cible, l'estimation des glissements à partir d'un nuage de points laser pourrait être envisagée. Ensuite, les conclusions concernant le suivi de cible et de convoi ont permis de constater la présence de dépassements du suiveur par rapport à la trajectoire de la cible lors des transitions de courbure. Ce phénomène est une conséquence directe du temps de réponse de la chaîne de commande et d'observation. Lors du suivi de trajectoire par GPS, les dépassements sont atténués à l'aide d'un algorithme de prédiction portant sur la courbure future. Cette approche pourrait être transposée au suivi de cible en mémorisant les positions antérieures de la cible dans le repère robot puis en estimant à partir de ces positions la courbure future de la trajectoire à suivre. Enfin, afin d'optimiser davantage la qualité du suivi de cible, le phénomène de glissement longitudinal devra également être

4.5. Conclusion et discussion

intégré si la vitesse d'avance ou la distance désirée cible/suiveur sont fortement variables.

Dans ce chapitre, les modes de commande sensorimoteurs ont été développés pour un type de capteur à la fois. Cependant, pour profiter pleinement des capacités du robot et de l'ensemble de ses capteurs extrinsèques, que ce soit des systèmes de localisation ou de vision, ces capteurs pourraient être utilisés simultanément pour permettre, par exemple, à un robot suiveur d'éviter un obstacle impromptu, détecté par laser ou vision, positionné sur la trajectoire du leader (voir Fig 4.28), ou encore de faire manœuvrer un convoi en bout de rangée à la suite d'un suivi de structure (voir Fig. 4.29). Dans ce dernier cas, on peut imaginer que l'un des robots du convoi sert de balise fixe (référence) et qu'un ou plusieurs robots se localisent par rapport à cette référence fixe pour réaliser une trajectoire de manœuvre basée vision afin de changer de rangée.

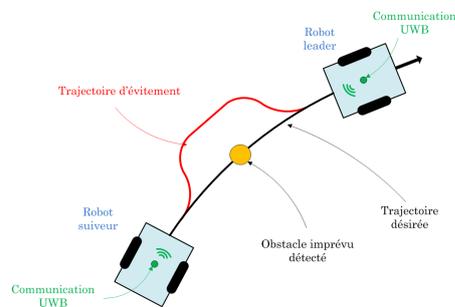


FIGURE 4.28 – Extension du suivi de cible à l'évitement d'obstacle.

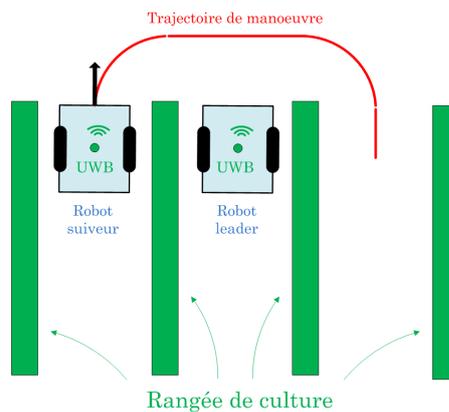


FIGURE 4.29 – Extension du suivi en convoi à la réalisation de manœuvres en bout de rangée.

Chapitre 5

Perspectives & conclusion générale

5.1 Vers la conception et la commande d'un porteur autonome adaptable pour l'agriculture

Une première perspective envisagée concerne la conception d'une plateforme mobile autonome, capable de s'adapter de manière mécanique à l'environnement agricole, en plus de l'adaptation algorithmique disponible grâce au panel de modes de commande. On rappelle que l'adaptation mécanique concerne les robots dont la structure géométrique ainsi que les propriétés dynamiques peuvent être modifiées en temps réel. En plus de son caractère adaptatif, le concept doit également être capable d'exécuter en même temps un suivi de trajectoire.

Cette section présente un concept de robot mobile, ainsi que sa stratégie de commande associée. De manière générale, les adaptations d'une plateforme mobile terrestre peuvent être catégorisées comme suit :

- la structure géométrique variable concerne les actions sur :
 - la voie du robot (distance latérale entre les éléments moteur en contact avec le sol),
 - l'empattement du robot (distance longitudinale entre les éléments moteur en contact avec le sol),
 - la garde au sol du robot (distance entre la partie la plus basse du châssis et le sol).
- les propriétés dynamiques variables concernent les actions sur :
 - les positions latérale/longitudinale et la hauteur du centre de gravité,
 - la dynamique de la masse suspendue,
 - les propriétés d'inertie,
 - les propriétés de masse.

Les propriétés géométriques et dynamiques du robot sont bien entendu dépendantes pour certaines d'entre elles. Cependant, du point de vue de la commande, il est nécessaire de les identifier une à une pour les intégrer de manière adéquate dans chacun des algorithmes de pilotage.

Afin de borner la réflexion, on considère dans cette section que le concept robotique doit :

- évoluer seul,
- évoluer sur une parcelle munie de rangées de végétation,
- évoluer entre les rangs ou au-dessus des rangs,
- garantir une même position et orientation de la plateforme par rapport à la végétation (condition nécessaire pour réaliser des tâches de précision).

On considère également que le robot est muni d'un système de perception capable de cartographier le sol.

5.1.1 Concept

Pour répondre à la problématique du robot adaptable en milieu naturel, cette partie introduit un concept cinématique de robot alternatif, adapté aux enjeux des thématiques agricoles.

5.1.1.1 Direction et transmission

Lorsqu'on raisonne en terme de robot ou de véhicule autonome et non plus en terme de véhicule manuel, l'homme n'est plus présent à bord ou ne pilote plus, donc les limitations dues à la pilotabilité ou à l'ergonomie n'existent plus ou partiellement plus. Dans ce contexte, la cinématique classique des véhicules à un train directeur ou par ripage peut être envisagée dans des cas très particuliers, mais ne représente plus la solution à préconiser du point de vue de l'évolution technologique. En particulier, la réalisation des mouvements de type holonome n'est plus limitée par le facteur humain. Dans ce contexte, une plateforme munie d'actionneurs de direction indépendants et illimités en braquage représente un choix judicieux. Le constructeur de pneumatique Goodyear a justement présenté, en 2016 son concept de pneu sphérique pour l'horizon 2035 : un concept de pneu, moteur et directeur, indépendant et capable de tourner dans toutes les directions. Malheureusement, cette technologie n'est pas encore mature, mais il peut par contre lui être substitué un actionnement muni de moteurs de direction et d'entraînement (illimité en braquage) indépendants. En général, les chenilles sont préconisées pour équiper un robot évoluant dans un environnement difficile en extérieur, demandant des capacités de puissance de traction importants, ou lorsque la stabilité représente un risque. Cependant, les chenilles représentent également la solution limitant la maniabilité du robot et sont synonymes d'une détérioration du sol importante. Dans le cadre de cette thèse, le but est de proposer un concept habile et plus respectueux de l'environnement. Par conséquent, si la problématique de stabilité peut être gérée indépendamment du choix du contact au sol (voir ci-dessous) et si la motricité peut être répartie sur chacun des contacts au sol, alors le choix des roues devient un choix pertinent pour réaliser la transmission de puissance.

5.1.1.2 Géométrie

Dès lors que la plateforme mobile autonome a un comportement holonome, les notions d'avant/arrière et de droite/gauche peuvent être remises en question. Cette considération peut s'illustrer simplement grâce à la loi de commande en braquage parallèle introduite précédemment et appliquée au cas du demi-tour sans manœuvre. Dans ce cas, l'avant du robot devient l'arrière et le côté droit devient le côté gauche après avoir exécuté le demi-tour. Du point de vue mécanique, cette considération a de l'importance car la motorisation doit être

répartie en conséquence. En général, les machines agricoles ont une structuration avant/arrière/droite/gauche fixe, d'où le besoin d'une motorisation forte sur l'essieu arrière pour le tractage des outils. Pour des robots holonomes, où le sens de marche peut être variable, une motorisation similaire sur chaque roue doit être envisagée. Par conséquent, la plateforme doit également posséder un caractère symétrique d'un point de vue mécanique.

Pour satisfaire aux exigences de stabilité et de franchissement, une structure symétrique munie de quatre roues est préconisée. Pour supprimer le degré d'hyperstatisme inhérent à cette structure, chaque roue doit être équipée d'un système de suspension. Ces suspensions ont également pour intérêt de stabiliser la masse suspendue en réponse aux perturbations dynamiques rencontrées.

5.1.1.3 Habiletés

Les contraintes du milieu agricole imposent au robot d'évoluer sur un terrain complexe (irrégularité du sol, obstacles éventuels) et/ou potentiellement étroit (espace restreint entre les vignes). De ce fait, la stabilité et l'intégrité du robot est essentielle. L'importance de ces notions est par ailleurs renforcée par la contrainte de positionnement de la plateforme le long de la végétation. Pour s'adapter aux variations de sol, une approche mécanique, capable de modifier la position et l'orientation du châssis, a été choisie. Afin de proposer une solution adéquate, il semble pertinent d'étudier dans un premier temps le profil du sol. Pour cela, ce dernier est décrit comme un profil non idéal muni de défauts, similaire à la surface d'une pièce après usinage, voir Fig. 5.1. A contrario des pièces mécaniques métalliques, le profil de sol est facilement déformable en surface, par conséquent seuls les deux premiers ordres de défauts sont étudiés :

- Les défauts de type « basse fréquence », appelés défauts de forme et d'ondulation.
- Les défauts de type « haute fréquence », appelés rugosité, désignant plus particulièrement les obstacles potentiels, qu'ils soient positifs (bosses) ou négatifs (creux).

Les défauts de type « basse fréquence » ont, par nature, une évolution temporelle lente mais de fortes amplitudes de variation, alors que ceux de type « haute fréquence » ont une évolution temporelle rapide mais de faibles amplitudes de variation. Ces deux comportements sont donc antinomiques et il semblerait donc plus approprié de gérer la compensation de ces défauts de manière séparée pour adapter le comportement du châssis. Par conséquent, une solution retenue dans cette partie consiste à mettre en série dans la chaîne cinématique du châssis les dispositifs habiles relatifs à la compensation des différents défauts. Précédemment, des suspensions ont été choisies pour assurer l'isostatisme du véhicule. Ces suspensions, si elles sont actives au lieu d'être passives, peuvent assurer à la fois le contact de chaque roue au sol tout en compensant les effets haute fréquence du sol (rugosité et obstacle de faible hauteur).

5.1. Vers la conception et la commande d'un porteur autonome adaptable pour l'agriculture

Par conséquent, cette solution sera préconisée pour équiper le concept introduit dans cette section.

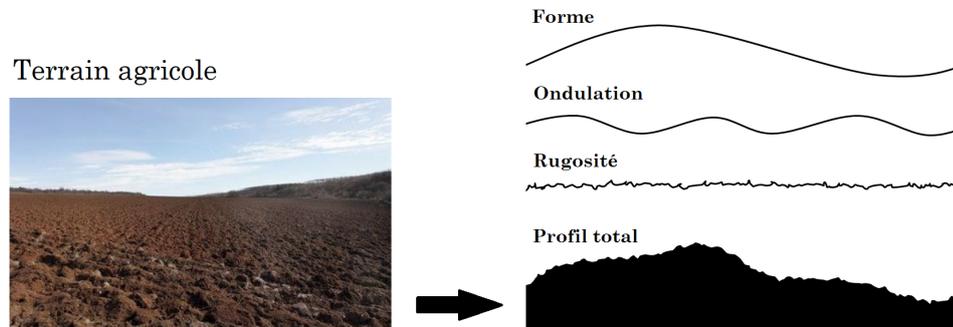


FIGURE 5.1 – Les ordres de défauts d'un profil de sol : écarts de forme (1er ordre), ondulation (2ème ordre) et rugosité (3ème) .

D'une parcelle à l'autre, le profil du sol ou la hauteur de la végétation peuvent varier. Par conséquent, un châssis dont les dimensions sont fixes peut entraîner des problématiques de stabilité ou d'incompatibilité (robot trop petit ou trop grand par exemple). Ces problématiques peuvent être résolues en ajoutant des degrés de mobilité au châssis pour lui permettre de modifier sa voie, son empattement et/ou sa garde au sol. Pour satisfaire au critère de symétrie introduit en amont, le système de réglage de la voie et de l'empattement doit assurer la symétrie latérale et longitudinale du robot.

5.1.1.4 Conclusion

En résumé, le concept de porteur autonome adaptable proposé ici doit posséder les propriétés suivantes :

- Un châssis symétrique latéralement et longitudinalement, muni de mobilités supplémentaires pour modifier sa garde au sol, sa voie, son empattement et son inclinaison.
- Quatre roues motrices et directrices indépendantes avec suspensions actives.

La représentation cinématique de ce concept est illustrée Fig. C.1. Il est composé d'un châssis comportant deux entités (pièces bleue et rouge) pour permettre l'adaptation de l'empattement et de quatre roues motrices et directrices indépendantes équipées de quatre suspensions actives (entre les pièces cyan et jaune). La position latérale et en hauteur de chaque ensemble roue/suspension est adaptable par rapport au châssis, par l'intermédiaire de deux longerons coulissants (jaune et vert). Le premier longeron (jaune) translate dans le second (vert). Ce second longeron coulisse dans le châssis (bleu ou rouge). Ce dispositif, équipé sur chaque roue, permet d'adapter la voie, la garde au sol ainsi que l'inclinaison du châssis. Chaque liaison glissière est motorisée et pilotable.

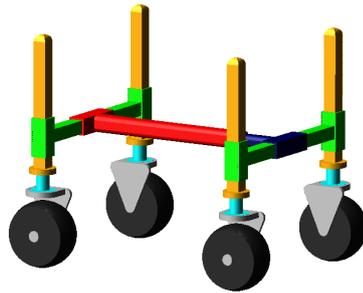


FIGURE 5.2 – Concept cinématique de porteur autonome agricole.

5.1.2 Commande de l'habileté adaptative

5.1.2.1 Stratégie

Pour commander de manière autonome le concept introduit précédemment et illustré sur la Fig. C.1, la stratégie proposée dans ce chapitre, décrite sur la Fig. 5.3, consiste à :

- Identifier le sol et établir une carte du relief de l'environnement. Cette carte permet de déterminer la position des points de contact des pneus avec le sol et les défauts basse et haute fréquence. Cette carte peut également présenter un intérêt du point de vue de la navigation, car elle permet d'aborder la notion de traversabilité.
- Reconstruire, à partir d'une centrale inertielle et des capteurs de position et vitesse intégrés à chacun des actionneurs (suspensions actives, glissières et moteurs de direction), l'état du robot à chaque instant. Pour obtenir une description de la géométrie la plus fidèle possible, il est nécessaire de connaître l'écrasement des pneumatiques. Ces données étant difficilement mesurables en pratique, l'utilisation d'un observateur a été choisie pour estimer le phénomène.
- Adapter les valeurs des raideurs et des amortissements de chaque suspension, ainsi que les positions des longerons permettant de positionner et d'orienter le châssis dans l'état désiré.
- Adapter la voie et l'empattement en fonction du risque de renversement.
- Adapter les lois de commande en braquage et en vitesse en fonction de la géométrie et de l'orientation du châssis.

Dans cette thèse, l'intérêt s'est porté principalement sur la commande des suspensions et l'observation de l'écrasement des pneumatiques. Ces contributions sont détaillées dans la suite de cette section. Les autres étapes de la stratégie de commande sont discutées et représentent les perspectives à étudier pour

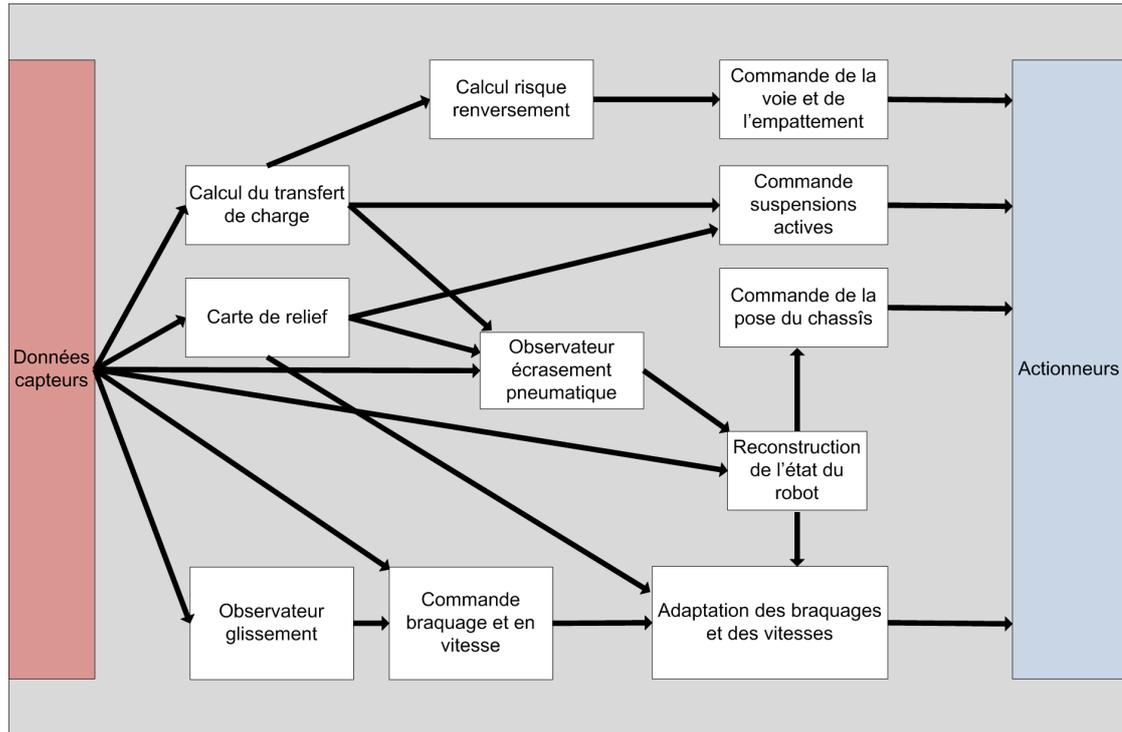


FIGURE 5.3 – Architecture de commande du robot mécaniquement adaptable.

poursuivre les travaux sur la commande autonome de robots mobiles à haut degré de mobilité en milieu naturel.

5.1.2.2 Modélisation

Pour modéliser le véhicule, la représentation de type « full car » est étendue au véhicule adaptable ayant des propriétés géométriques variables. Cette représentation est illustrée en Fig. 5.4. Pour simplifier les notations, le véhicule est décomposé en quatre quarts de véhicule notés i , avec i remplacé par FL pour le quart avant gauche, par FR pour le quart avant droit, RL pour le quart arrière gauche et RR pour le quart arrière droit. L'empattement du véhicule est noté L et sa voie E . Le véhicule est composé de cinq solides : le châssis (masse suspendue) et quatre roues (masses non suspendues). Le châssis dont la masse est notée M_v est considéré rigide. Il peut se déplacer suivant l'axe vertical z et tourner suivant les axes de roulis Ψ et de tangage Φ . Son centre de gravité G est positionné selon l'axe longitudinal par les paramètres L_F et L_R et selon l'axe transversal selon les paramètres E_L et E_R . Enfin, les distances h_i définissent la distance verticale entre le centre de gravité et le point d'attache de la suspension au châssis. Chaque masse non suspendue $M_{ns,i}$ peut se déplacer suivant l'axe vertical z . Chaque roue est liée au châssis par l'intermédiaire d'une suspension active dont les propriétés ajustables sont définies par un coefficient de raideur $k_{s,i}$ et un coefficient d'amortissement $c_{s,i}$. Chaque pneu est considéré déformable et agit comme une suspension passive de raideur $k_{p,i}$. Son coefficient d'amortissement est supposé négligeable. Le point de contact entre chaque

pneu et le sol est défini par un angle de contact longitudinal ϕ_i et un angle de contact transversal ψ_i .

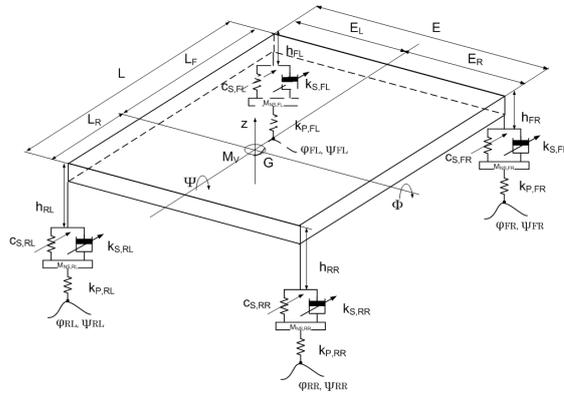


FIGURE 5.4 – Modèle complet du véhicule.

À partir de la Fig. 5.4, un modèle de quart de véhicule peut être défini, tel qu'illustré Figs. 5.5 et 5.6. Ce modèle isole la portion de masse suspendue $M_{s,i}(t)$ appliquée à la suspension et la masse non suspendue associée $M_{ns,i}$. La position de chaque élément constituant le quart de véhicule est notée $z_{s,i}$ pour la position du point de fixation de la masse suspendue avec la suspension, $z_{ns,i}$ pour le centre de gravité de la masse non suspendue (centre de l'essieu par hypothèse) et $z_{g,i}$ pour la position du point de contact pneu/sol.

La masse suspendue est soumise à son propre poids $P_{s,i}$ et à la force de rappel de la suspension $F_{ns/s,i}$. D'après le principe fondamental de la dynamique appliqué à la portion de masse suspendue selon l'axe vertical, l'accélération verticale de la masse suspendue peut être écrite telle que :

$$M_{s,i}(t) \ddot{z}_{s,i} = [k_{s,i} [z_{s,i} - z_{ns,i}] + c_s [\dot{z}_{s,i} - \dot{z}_{ns,i}]] - M_{s,i}(t) g, \quad (5.1)$$

De même, la roue est soumise à son propre poids $P_{ns,i}$, à la force de rappel de la suspension $F_{s/ns,i}$ et à la force de rappel du pneu $F_{p/ns,i}$. D'après le principe fondamental de la dynamique appliqué à la roue, l'accélération verticale de la masse non suspendue peut être écrite telle que :

$$M_{ns,i} \ddot{z}_{ns,i} = - [k_{s,i} [z_{s,i} - z_{ns,i}] + c_{s,i} [\dot{z}_{s,i} - \dot{z}_{ns,i}]] + [k_{p,i} [z_{ns,i} - z_{g,i}]] - M_{ns,i} g. \quad (5.2)$$

La mise en équation du quart de véhicule requiert la connaissance de la répartition des efforts transmis par la masse suspendue aux suspensions. Ce phénomène appelé transfert de charge peut être déterminé à partir de méthodes d'observation existantes dans la littérature telles que [DOUMIATI et al., 2009]. À partir de la modélisation précédente, les efforts normaux relatifs au transfert de charge, illustrés en orange sur la Fig. 5.7, peuvent être déterminés.

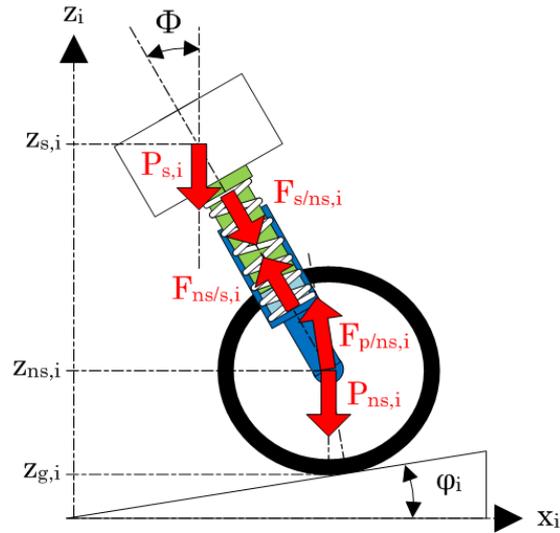


FIGURE 5.5 – Modèle longitudinal du quart de véhicule.

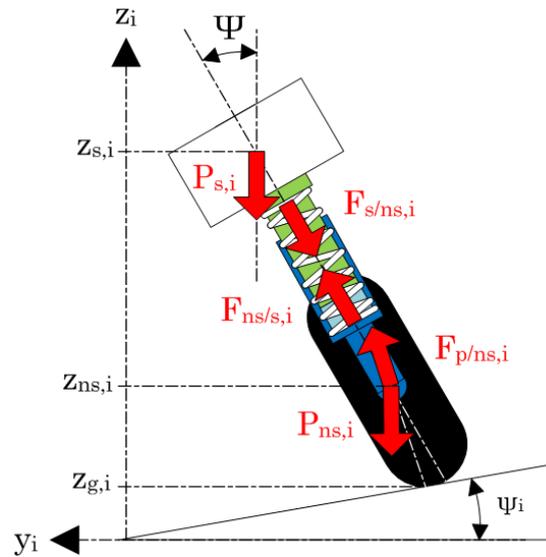


FIGURE 5.6 – Modèle transversal du quart de véhicule.

Finalement, en projetant les efforts obtenus pour le transfert de charge $F_{s,i}(t)$ selon l'axe vertical z , les valeurs en temps réel des masses suspendues $M_{s,i}(t)$ sont obtenues, telles que :

$$M_{s,i}(t) = \frac{F_{s,i}(t)}{\cos(\Phi(t)) \cos(\Psi(t)) g}. \quad (5.3)$$

5.1.2.3 Pilotage des suspensions actives

Pour limiter l'effet des variations « haute fréquence » du sol sur le châssis, à la fois la rugosité et les obstacles ponctuels, des suspensions actives ont été choisies pour équiper le concept robotique. L'objectif de cette partie concerne la

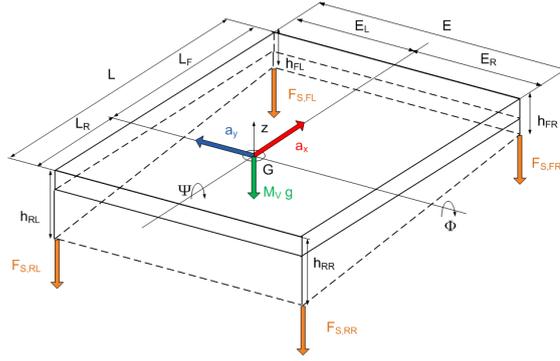


FIGURE 5.7 – Modèle de la masse suspendue pour le transfert de charge.

commande de ces suspensions, afin de limiter les vibrations de la masse suspendue et de garantir l'assiette de celle-ci lorsqu'une roue franchit un obstacle. Piloter ces suspensions consiste à imposer en temps-réel les coefficients de raideur $k_{s,i}(t)$ et les coefficients d'amortissement $c_{s,i}(t)$. Les lois de commande décrites par le système d'équations (5.4) sont ici proposées. Le système (5.4) est issu du réglage des pôles de la fonction de transfert caractéristique du déplacement de la masse suspendue par rapport au déplacement de la masse non suspendue. Cette fonction de transfert est obtenue à partir des équations (5.1) et (5.2).

$$\begin{cases} k_{s,i}(t) = \frac{\pi^2}{A_i(t) (t_{p,i}^2 - \Delta t_{o,i}(t)^2) (1 - \xi^2)}, \\ c_{s,i}(t) = \frac{2 \xi \pi}{A_i(t) \sqrt{t_{p,i}^2 - \Delta t_{o,i}(t)^2} \sqrt{1 - \xi^2}}, \end{cases} \quad (5.4)$$

avec :

$$A_i(t) = \frac{1}{M_{s,i}(t)} + \frac{1}{M_{ns,i}}, \quad (5.5)$$

et,

$$\Delta t_{o,i}(t)^2 = -\frac{\pi^2 h_{o,i}(t)}{M_{s,i}(t) g A_i(t) (1 - \xi^2)}. \quad (5.6)$$

Ces relations, introduites dans [DEREMETZ, LENAIN et THUILOT, 2017], sont dépendantes du transfert de charge, de la masse non suspendue, de la valeur instantanée de la hauteur de l'obstacle $h_{o,i}(t)$ à franchir, illustré Fig. 5.8, et sont réglées au travers de deux paramètres caractérisant la réponse du système : le temps de pic $t_{p,i}$ lié à la fréquence propre imposé au système, et l'amortissement ξ de sa réponse. Les valeurs de la fréquence propre et de l'amortissement doivent être choisies avec attention, car ces paramètres, puisqu'ils influent sur la raideur $k_{s,i}(t)$, impactent l'écrasement initial de la suspension et par conséquent

la garde au sol en régime permanent. Une perspective de ces travaux consiste à déterminer en temps réel les valeurs optimales de ces paramètres pour garantir une garde au sol désirée et une convergence sans dépassement de la position de la masse suspendue en réponse aux perturbations du sol.

Par ailleurs, dès lors que les caractéristiques du système (fréquence propre et l'amortissement ξ) ont été réglées, on remarque qu'une variation du transfert de charge entraîne une variation des coefficients de raideur et d'amortissement de la suspension dans le même sens : plus le transfert de charge est élevé, plus la suspension sera raide, et inversement. A contrario, une variation de hauteur d'un obstacle à franchir entraîne une variation des coefficients de la suspension dans le sens opposé : plus la hauteur de l'obstacle est élevée, plus la suspension se comprime. Cette analyse des équations permet de valider le comportement attendu de la suspension en réponse aux perturbations dynamiques de la masse suspendue et lors du franchissement.

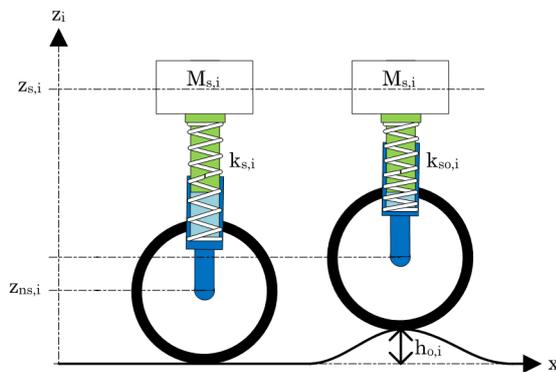


FIGURE 5.8 – Comportement du quart de véhicule sur sol plat et lors d'un franchissement d'obstacle pour une même garde au sol.

Pour valider ce comportement théorique, des essais en simulation ont été menés à l'aide du co-simulateur MATLAB/ADAMS représentant le concept illustré en Fig. C.1 et décrit en annexe A.

Le premier essai a pour but de valider le contrôleur proposé en réponse aux variations de transfert de charge de la masse suspendue du véhicule, lors d'un suivi de trajectoire sur un sol dont l'inclinaison est variable. Pour cela, le robot simulé est amené à suivre la trajectoire illustrée en Fig. 5.9, du point A au point B : le véhicule, initialement positionné en A, est soumis à une accélération longitudinale sur un sol plat (①) pour atteindre la vitesse de $3m.s^{-1}$ (②). Ensuite, le véhicule réalise un virage sur sol plat (③), puis en montée (④) puis en descente (⑤) et de nouveau sur sol plat (⑥). Enfin, le véhicule termine par une ligne droite sur sol plat (⑦) jusqu'à atteindre le point B.

Les résultats relatifs à l'évolution de l'ajustement des coefficients de raideur $k_{s,i}(t)$ et d'amortissement $c_{s,i}(t)$ des différentes suspensions actives sont illustrés Figs. 5.10 et 5.11.

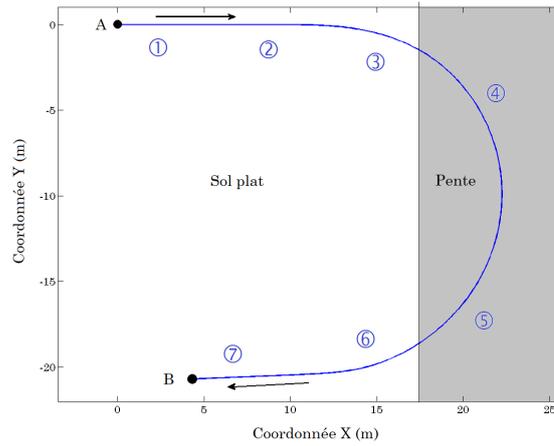


FIGURE 5.9 – Trajectoire sur terrain plat et en pente pour qualifier la commande des suspensions actives en réponse aux variations de dynamique de la masse suspendue.

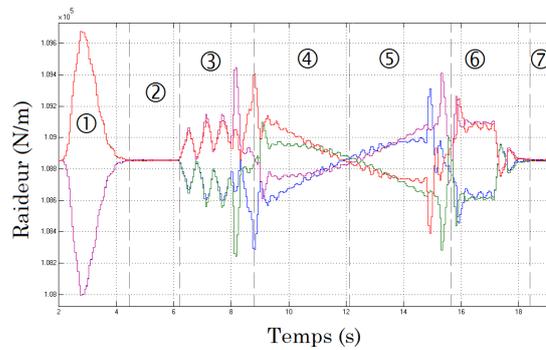


FIGURE 5.10 – Évolution de la raideur des suspensions avant droite (bleu), avant gauche (magenta), arrière droite (vert) et arrière gauche (rouge) lors du suivi de trajectoire.

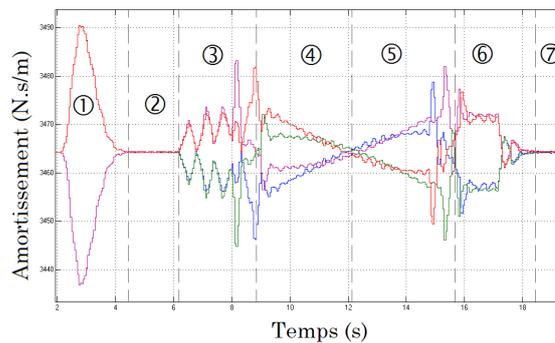


FIGURE 5.11 – Evolution de l'amortissement des suspensions avant droite (bleu), avant gauche (magenta), arrière droite (vert) et arrière gauche (rouge) lors du suivi de trajectoire.

Ces figures montrent que la tendance de l'évolution de $k_{s,i}(t)$ et $c_{s,i}(t)$ est

5.1. Vers la conception et la commande d'un porteur autonome adaptable pour l'agriculture

similaire à celle du transfert de charge. En effet, pendant la phase initiale d'accélération (①), l'essieu avant est délesté alors que l'essieu arrière est surchargé, ce qui a pour conséquence, avec l'algorithme de commande (5.4), d'assouplir les suspensions avant et de raidir les suspensions arrière. Cette conclusion est également transposable aux phases de virage en pente (④ et ⑤) où les suspensions sont alternativement assouplies ou raidies en fonction de l'accélération latérale et des angles de roulis et de tangage. Ces premières conclusions sur le comportement relatif aux variations de transfert de charge permettent de valider le premier aspect pour le comportement de l'approche proposée.

Le second essai a pour but de valider le contrôleur (5.4) lors de franchissements d'obstacles. Pour cela, le robot simulé est amené à franchir un obstacle selon le scénario illustré Fig. 5.12. Pendant cet essai, les suspensions avant sont pilotées à partir du contrôleur proposé sans prendre en compte la hauteur de l'obstacle ($\Delta t_{o,i}(t) = h_{o,i}(t) = 0$), par conséquent seules les variations du transfert de charge influent sur leurs comportements. A contrario, les suspensions arrière sont contrôlées en prenant en compte la hauteur de l'obstacle.

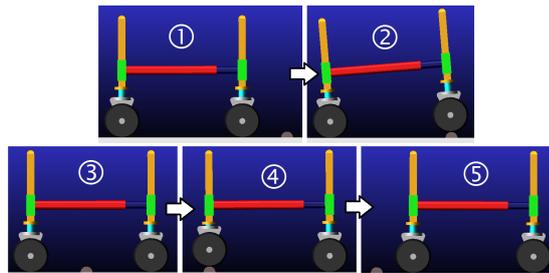


FIGURE 5.12 – Comportement du châssis lors du scénario de franchissement d'obstacle.

Cet essai est réalisé de la manière suivante : le robot suit une ligne droite sur sol plat (①), franchit l'obstacle avec le train avant (②) puis avec le train arrière (④).

Les résultats relatifs à l'évolution de l'ajustement des coefficients de raideur $k_{s,i}(t)$ et d'amortissement $c_{s,i}(t)$ des différentes suspensions actives pour cet essai sont illustrés Figs. 5.13 et 5.14. L'évolution de l'angle de tangage est illustrée Fig. 5.15.

Les résultats pour cet essai montrent que l'évolution des valeurs de $k_{s,i}(t)$ et $c_{s,i}(t)$ est cohérente avec le comportement théorique attendu. En effet, les variations des coefficients des suspensions avant évoluent avec les variations de transfert de charge (②), alors que celles du train arrière prennent également en compte l'évolution temporelle de la hauteur de l'obstacle (④). On constate notamment que l'assouplissement de la suspension arrière lors du franchissement d'obstacle (④) permet d'assurer une diminution significative de l'angle de tangage. Ces premières conclusions sur le comportement relatif au franchissement

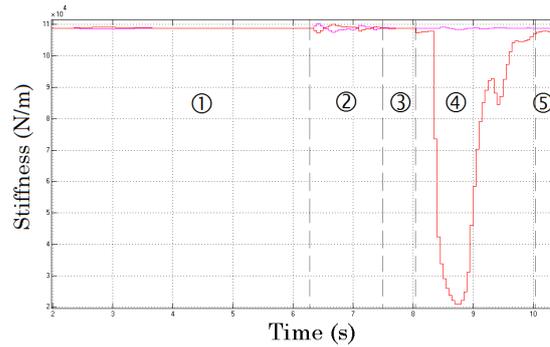


FIGURE 5.13 – Évolution de la raideur des suspensions avant (magenta) et arrière (rouge) lors du franchissement d’obstacle.

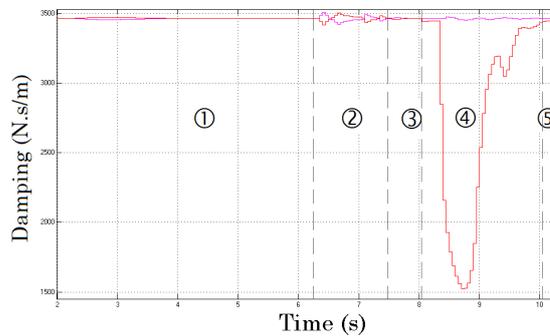


FIGURE 5.14 – Évolution de l’amortissement des suspensions avant (magenta) et arrière (rouge) lors du franchissement d’obstacle.

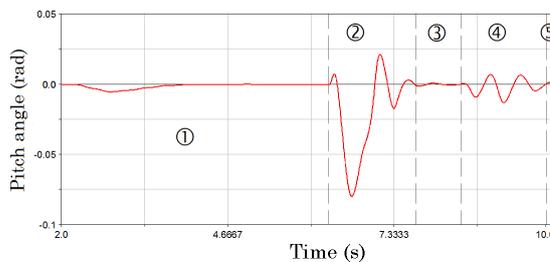


FIGURE 5.15 – Évolution de l’angle de tangage du châssis lors du franchissement d’obstacle.

permettent de valider le second aspect souhaité pour le comportement de l’approche proposée.

La méthode de commande a été testée en simulation pour valider séparément les comportements élémentaires souhaités pour les suspensions pilotées. Les perspectives de ces travaux vont s’orienter vers la réalisation d’essais plus complexes, en simulation dans un premier temps, pour valider l’approche lorsque les comportements élémentaires sont sollicités simultanément. Ensuite,

une application plus concrète sur un robot réel pourrait être envisagée.

5.1.2.4 Estimation de l'écrasement des pneumatiques

Pour disposer en temps réel de la géométrie complète du véhicule la plus précise possible, on propose dans ce chapitre de prendre en compte le phénomène d'écrasement du pneumatique. Ce phénomène est difficilement mesurable en direct sur le pneumatique ou demande alors une instrumentation supplémentaire. Une solution alternative évaluée dans cette section consiste à concevoir un estimateur pour observer cet écrasement.

Dans cette section, pour toute variable notée ξ , sa valeur observée est notée $\hat{\xi}$ et $\tilde{\xi}$ représente l'erreur d'observation telle que $\tilde{\xi} = \xi - \hat{\xi}$.

Pour réaliser cette estimation, on considère le vecteur d'état noté $\xi_{\Delta Pneu}$ tel que :

$$\xi_{\Delta Pneu} = \begin{bmatrix} \dot{\Delta}_{susp} \\ \Delta_{susp} \\ \Delta_{pneu} \end{bmatrix}, \quad (5.7)$$

où $\dot{\Delta}_{susp}$ représente la vitesse de débattement de la suspension, Δ_{susp} le débattement de la suspension et Δ_{pneu} l'écrasement du pneumatique qui est la grandeur que l'on désire estimer. On considère que seul le débattement de la suspension est mesuré. Par conséquent, la vitesse de débattement de la suspension devra être estimée également.

Basé sur la méthode d'estimation introduite dans cette thèse, le modèle d'évolution proposé pour le vecteur d'état $\xi_{\Delta Pneu}$ est alors :

$$\dot{\xi}_{\Delta Pneu} = \begin{bmatrix} \ddot{\Delta}_{susp} \\ \dot{\Delta}_{susp} \\ \dot{\Delta}_{pneu} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(\dot{\Delta}_{susp}, \Delta_{susp}, \Delta_{pneu}) \\ \int \dot{\Delta}_{susp} \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (5.8)$$

$f(\dot{\Delta}_{susp}, \Delta_{susp}, \Delta_{pneu})$ est déduite de l'équation (5.2). $\dot{\Delta}_{susp}$ n'étant pas mesurée et n'ayant pas de modèle d'évolution, on considère par hypothèse que si l'estimation est suffisamment rapide, alors le modèle d'évolution de $\dot{\Delta}_{susp}$ peut être estimé par l'intégration de l'accélération de la suspension observée. Enfin, $\dot{\Delta}_{pneu}$ n'ayant pas de modèle d'évolution, celui-ci est fixé à zéro.

De manière similaire aux autres estimateurs développés dans cette thèse, les équations d'évolution du vecteur d'état estimé sont les suivantes :

$$\dot{\xi}_{\Delta P_{pneu}} = \begin{bmatrix} \ddot{\tilde{\Delta}}_{susp} \\ \dot{\tilde{\Delta}}_{susp} \\ \dot{\tilde{\Delta}}_{pneu} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f(\dot{\tilde{\Delta}}_{susp}, \tilde{\Delta}_{susp}, \Delta_{pneu}) + \alpha(\dot{\tilde{\Delta}}_{susp}) \\ \int \ddot{\tilde{\Delta}}_{susp} + \beta(\tilde{\Delta}_{susp}) \\ \gamma(\dot{\tilde{\Delta}}_{susp}) \end{bmatrix}, \quad (5.9)$$

où $\alpha(\dot{\tilde{\Delta}}_{susp})$ et $\beta(\tilde{\Delta}_{susp})$ et $\gamma(\dot{\tilde{\Delta}}_{susp})$ sont des fonctions de rétroaction dépendantes des erreurs d'observation liées au débattement de la suspension et à sa vitesse de débattement. Ces fonctions doivent être construites pour permettre la convergence du vecteur d'état estimé vers le vecteur d'état réel et ainsi la convergence de l'écrasement du pneumatique estimé vers sa valeur réelle. Le choix proposé ici est le suivant :

$$\begin{cases} \alpha(\dot{\tilde{\Delta}}_{susp}) = & K_1 \dot{\tilde{\Delta}}_{susp}, \\ \beta(\tilde{\Delta}_{susp}) = & K_2 \tilde{\Delta}_{susp}, \\ \gamma(\dot{\tilde{\Delta}}_{pneu}) = & K_3 \dot{\tilde{\Delta}}_{susp} \left[\frac{\partial f}{\partial \Delta_{pneu}}(\dot{\tilde{\Delta}}_{susp}, \tilde{\Delta}_{susp}, \hat{\Delta}_{pneu}) \right] \tilde{\Delta}_{pneu}, \end{cases} \quad (5.10)$$

où K_1 , K_2 et K_3 sont des scalaires positifs à définir.

En considérant la fonction de Lyapunov V telle que :

$$V = \frac{1}{2} K_3 \dot{\tilde{\Delta}}_{susp}^2 + \frac{1}{2} \tilde{\Delta}_{susp}^2 + \frac{1}{2} \tilde{\Delta}_{pneu}^2 \geq 0, \quad (5.11)$$

puis en substituant les erreurs d'observation par leurs expressions issues de (5.8) et (5.9), la dérivée de (5.11) conduit à l'expression suivante :

$$\dot{V} = -K_1 K_3 \dot{\tilde{\Delta}}_{susp}^2 - K_2 \tilde{\Delta}_{susp}^2 \leq 0. \quad (5.12)$$

Cette fonction est négative et implique la convergence vers zéro des erreurs d'observation sur les vitesse et position de la suspension. Enfin, comme précédemment, l'utilisation du théorème de Krasovskii-LaSalle permet de prouver, in fine, la convergence vers zéro de l'erreur d'observation liée à l'écrasement du pneumatique, de sorte que la valeur de l'écrasement du pneumatique estimée $\hat{\Delta}_{pneu}$ tend vers sa valeur réelle Δ_{pneu} .

Le développement précédent valide sur un plan théorique l'approche d'observation proposée pour estimer l'écrasement du pneumatique en temps réel. Les perspectives de développement de cette approche concernent son implémentation et sa validation en simulation puis sur véhicule réel.

5.1.2.5 Commande des actionneurs du châssis

La commande des propriétés de la suspension ainsi que l'observation de l'écrasement du pneumatique permettent, couplées avec la connaissance des courses de chaque longeron, de reconstruire la géométrie du robot depuis ses points de contact au sol jusqu'à la pose de la masse suspendue. À partir de cette reconstruction, le but de la commande des actionneurs du châssis consiste premièrement à compenser les phénomènes « haute fréquence » du sol à travers la chaîne cinématique, pour finalement assurer une pose désirée pour la masse suspendue. Pour cela, on étudie la course des longerons verticaux du châssis.

Pour commander ces longerons, la stratégie envisagée dans cette partie consiste à s'intéresser à la roue dont le point de contact au sol est plus haut que celui des autres roues. Ce point représente un intérêt car le longeron vertical associé est un facteur déterminant pour la garde au sol lorsque le châssis est horizontal. En effet, comme illustré en a) sur la Fig. 5.16, la course du longeron la plus faible est celle associée à la roue la plus à droite, qui est celle dont le point de contact au sol est le plus haut. Lorsque le point de contact au sol le plus haut est identifié, il suffit de commander les courses des vérins pour compenser l'inclinaison du sol ou orienter le châssis vers la pose désirée. Enfin, la garde au sol du châssis est définie par rapport au point de contact au sol le plus haut. Ces courses sont dépendantes des dimensions géométriques du robot, des écrasements des suspensions et des pneumatiques.

La Fig. 5.16 illustre les premiers résultats obtenus lors du suivi sur la partie en pente de la trajectoire présentée sur la Fig. 5.9. Un premier cas (a) illustre la compensation de l'inclinaison du sol pour obtenir une assiette horizontale. Les cas suivants (b, c, d) illustrent l'obtention d'une pose du châssis avec un angle de roulis et/ou de tangage désiré. D'un point de vue agricole, l'obtention de tels mouvements adaptatifs de la masse suspendue pourrait permettre d'ajuster en temps réel la pose d'un outil embarqué sur le robot pour assurer des tâches de précision (pulvérisation par exemple).

Un autre intérêt de la commande des actionneurs du châssis est de permettre la modification de la voie, de l'empattement et/ou de la garde au sol, de façon à modifier les propriétés géométriques du châssis. Les propriétés cinématiques du concept robotique permettent, en fonction de l'orientation des roues à 0 ou à 90 degrés, de modifier respectivement l'empattement ou la voie du véhicule. Le scénario illustré sur la Fig. 5.17 présente un changement de voie à l'arrêt en trois phases : orientation des roues à 90 degrés, extension de la voie, repositionnement des roues à 0 degré. Ce scénario est transposable à la modification de l'empattement, en modifiant la course du longeron longitudinal (entre bleu et rouge) en orientant pour cela les roues du robot à 0 degré.

Dans le scénario agricole introduit au chapitre 2, lorsque le robot a atteint le champ, il peut être nécessaire de modifier sa géométrie pour améliorer sa stabilité. Ainsi, un mode de commande séquentiel tel que celui illustré Fig. 5.17 pourrait être appliqué en transition avant de débiter la tâche dans la parcelle.

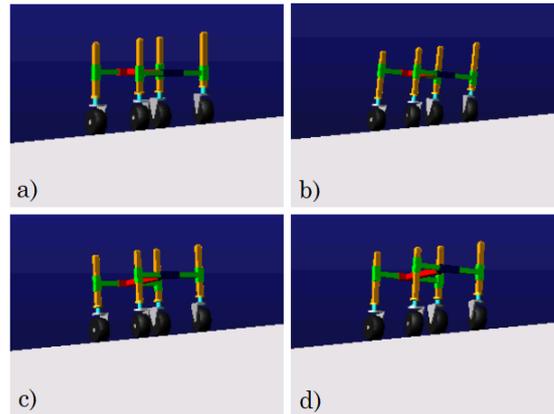


FIGURE 5.16 – Orientation de l’assiette du véhicule par rapport au sol : a) assiette horizontale (angles de roulis et tangage nuls), b) avec un angle de roulis non nul, c) avec un angle de tangage non nul, d) avec des angles de roulis et tangage non nuls.

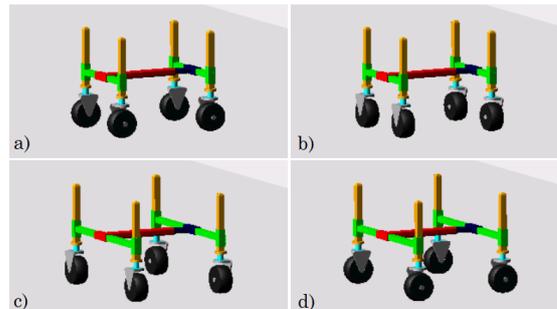


FIGURE 5.17 – Scénario de changement de voie à l’arrêt : a) géométrie initiale, b) rotation des roues à 90 degrés, c) extension des longerons latéraux, d) repositionnement des roues à 0 degré et géométrie finale.

Une autre solution consiste à modifier ces propriétés en mouvement pour éviter d’avoir à arrêter le robot. Cette gestion n’a pas été envisagée dans le cadre de cette thèse mais représente des perspectives à étudier, notamment en la combinant à un algorithme de stabilité pour en déduire les paramètres de voie et d’empattement optimaux en temps réel ou pour éviter un obstacle sans avoir à modifier la trajectoire du châssis.

5.1.2.6 Adaptation de la commande en braquage

Dans les chapitres précédents, les développements théoriques relatifs aux lois de commande sont basés sur l’hypothèse que le robot peut être modélisé par un modèle bicyclette vu de dessus. Cependant, si le robot est soumis à des phénomènes de roulis et de tangage importants, ce qui est le cas des robots habiles, alors l’angle de braquage calculé par la loi de commande ne conduira pas au mouvement attendu. En effet, comme illustré Fig. 5.18, une différence d’angle significative peut apparaître entre l’orientation de l’angle réel appliqué

5.1. Vers la conception et la commande d'un porteur autonome adaptable pour l'agriculture

sur le terrain incliné δ_{reel} et celle de l'angle commandé δ_{com} projeté sur ce même terrain $\delta_{com-proj}$. Pour pallier ce phénomène et ainsi rester fidèle au modèle, il est nécessaire de déterminer la valeur adéquate de l'angle de braquage à appliquer dans le repère de la roue réelle, pour correspondre à celui calculé par l'algorithme de commande et projeté dans ce même repère. Pour cela, une perspective d'adaptation de la loi de commande aux robots habiles consiste à mettre en équations ce changement de repère pour appliquer au robot l'angle de braquage commandé projeté $\delta_{com-proj}$ et ainsi obtenir un comportement cohérent avec la modélisation.

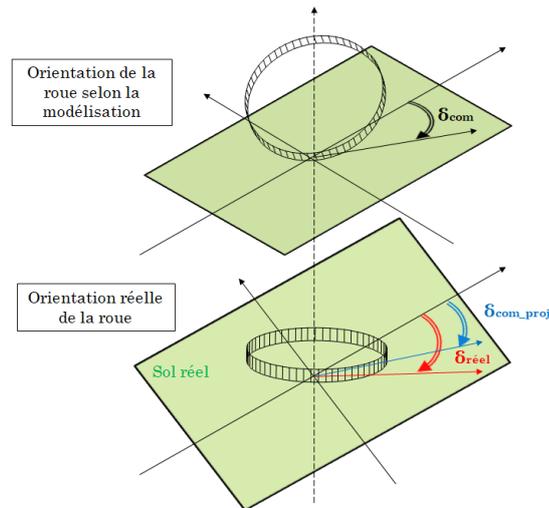


FIGURE 5.18 – Illustration de la problématique de commande d'un angle de braquage selon la modélisation conventionnelle vue de dessus.

Cette première perspective d'adaptation des angles de braquage intervient au niveau du comportement cinématique de la plateforme uniquement. Cependant, si la commande des actionneurs du châssis entraîne par exemple une modification des propriétés dynamiques du robot, alors une seconde perspective pertinente consisterait à étendre la modélisation dynamique du robot pour en tenir compte. Par exemple, comme illustré Fig. 5.19, un paramètre supplémentaire l , caractéristique de la position latérale du centre de gravité par rapport à l'axe longitudinal du robot, pourrait être ajouté à la modélisation. Ce paramètre pourrait permettre d'adapter le comportement d'une commande hybride pour le suivi de trajectoire en faisant intervenir les variations sur le comportement dynamique du châssis. Dans cette thèse, les phénomènes dynamiques longitudinaux ont été négligés aux profit des effets latéraux. Une autre perspective, permettant d'enrichir la modélisation, consisterait à les prendre en compte, comme illustré Fig. 5.19, par S_L l'effort longitudinal appliqué au centre de masse et (F_{FL}, F_{FR}) les efforts longitudinaux appliqués respectivement aux pneumatiques avant et arrière. Enfin, la commande des habiletés adaptatives du robot peut entraîner une modification de la géométrie du châssis, entraînant une modification du paramètre d'empattement L , et par conséquent des demi-empattements L_F et L_R . Pour assurer la cohérence du modèle, ces paramètres devraient

intervenir dans le calcul des lois de commande pour le suivi de trajectoire comme des paramètres variables.

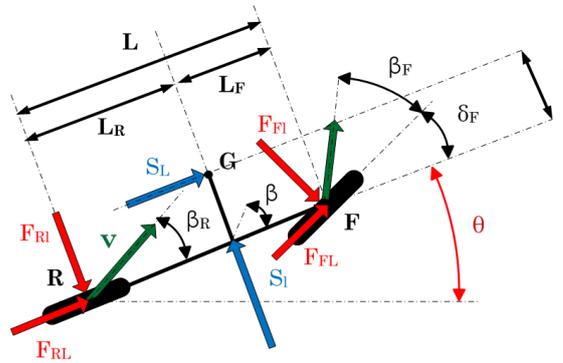


FIGURE 5.19 – Perspective de modélisation dynamique variable d'un robot adaptable mécaniquement.

5.1.3 Conclusion

Cette première réflexion sur la conception et la commande des robots adaptables mécaniquement propose un concept de porteur autonome, ainsi que son architecture de commande associée. Testé partiellement en simulation, ce concept démontre ses performances et ses avantages par rapport aux robots dont le châssis est fixe. Ces travaux doivent encore être approfondis en simulation pour valider l'ensemble de l'architecture de commande, puis testés sur une plateforme offrant les capacités de mobilité souhaitées.

Dans le cadre du projet Adap2E, le concept d'un porteur unique munis de nombreuses mobilités, illustré Fig. C.1 a été remplacé par deux porteurs autonomes identiques munis de mobilités moindres, reliés par un outil intelligent muni des degrés de mobilité nécessaires manquants. Ces robots autonomes, dont l'un est illustré Fig. 5.20, sont équipés de roues motrices et directrices indépendantes. Le châssis est composé de suspensions passives dans un premier temps. Dans un futur proche, l'objectif est d'équiper les roues avec des suspensions actives pour mettre en place le premier étage de commande de l'architecture proposée dans ce chapitre.

D'un point de vue commande, l'utilisation de deux robots permettra également d'envisager la gestion de flotte pour mettre à profit les développements concernant les déplacements en convoi réalisés dans le chapitre précédent.



FIGURE 5.20 – Robot mobile développé dans le cadre du projet Adap2E.

5.2 Vers la supervision multimodale des robots autonomes

Une seconde perspective de ces travaux concerne la gestion multimodale des robots autonomes. En effet, lorsqu'un panel de modes de commande est disponible, il est nécessaire de développer une architecture de gestion de ces modes permettant à un ou plusieurs robots de choisir en toute autonomie le mode de fonctionnement le plus approprié à son équipement et aux contraintes extérieures. Pour cela, une perspective au développement des modes de commande introduits dans cette thèse consiste à développer une machine d'état, composée des différents modes de commande, en définissant les transitions de mode en fonction des données intrinsèques et extrinsèques perçues.

Pour illustrer l'intérêt de ce développement, une machine d'état simplifiée, composée de deux modes de commande, a été conçue sous ROS (Robot Operating System). Cette machine à états, dont l'architecture est illustrée Fig. 5.21, permet à un robot de choisir entre un mode de suivi par GPS et un mode de suivi de structure par laser. Cette application correspond aux deux premières phases du scénario en contexte agricole illustré au chapitre 3, où le robot autonome doit partir de son lieu de stockage pour rejoindre une parcelle agricole, puis évoluer entre des rangées de végétation.

Cette machine d'état a été testée en contexte naturel à l'aide d'un robot issu du projet Adap2E. La procédure de l'essai, illustrée Fig. 5.22, consiste à réaliser premièrement à partir d'une position de départ (SM_ROOT) un suivi de trajectoire par GPS (MOVE_TO_PLOT), du point A au point B, puis à réaliser un suivi de structure (FOLLOW_LINES) à une distance de 50 centimètres le long d'une rangée de végétation délimitée par les points C et D. La machine à état se stoppe dès qu'une interruption de mode (preempted) ou un arrêt d'urgence (aborted) interviennent, ou lorsque la succession des modes est concrétisée (succeeded). La transition de l'état suivi de trajectoire par GPS (MOVE_TO_PLOT) à l'état suivi de structure (FOLLOW_LINES) n'est possible que si la détection par vision est validée et si les roues du porteur sont dans des positions garantissant

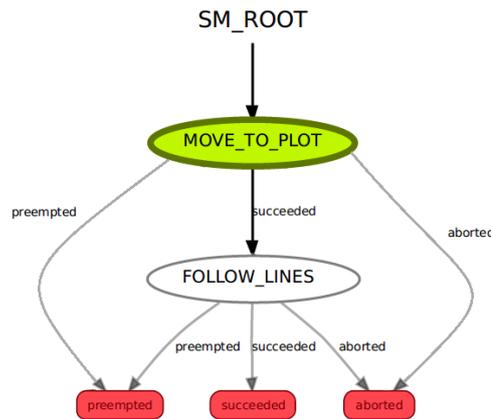


FIGURE 5.21 – Architecture de la machine à états développée sous ROS pour la transition du mode suivi de trajectoire par GPS au mode suivi de végétation par laser.

un comportement sain lors du changement du mode. La vitesse linéaire du robot est fixée à $1m.s^{-1}$ pendant cet essai. Les résultats du suivi multimodal sont illustrés en rouge Fig. 5.22. Des prises de vue du robot le long de la trajectoire lors du suivi sont représentées Fig. 5.23.

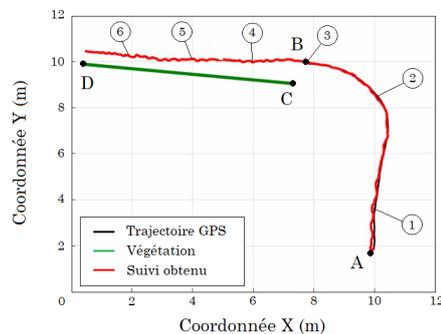


FIGURE 5.22 – Résultat de suivi avec la machine à état.

À partir des résultats de suivi, on constate que le comportement du robot est celui attendu. En effet, entre les points A et B, le robot converge et suit la trajectoire GPS de référence. Ensuite, lorsque le suivi par GPS est terminé et qu'un contour à suivre est détecté alors le robot suit et converge vers la trajectoire définie par le contour, selon la distance latérale désirée. De plus, la transition entre les modes de commande ne perturbe pas le suivi.

Ce premier bilan concluant permet d'envisager, en perspective de ces travaux, la conception d'une machine d'état plus complexe et munie d'un panel complet de modes de commande pour permettre à un robot autonome d'adapter de manière appropriée son comportement, quelle que soit la situation environnementale ou agricole rencontrée.



FIGURE 5.23 – Prises de vue du robot pendant le suivi de trajectoire multimodal.

5.3 Bilan

Cette thèse apporte plusieurs contributions aux problématiques de suivi de trajectoire ainsi qu'à la poursuite de cible en milieu naturel sur des sols pouvant être glissants. Pour cela, un panel de modes de commande originaux a été synthétisé et validé. Ce panel permet de commander les déplacements d'un robot en présence de phénomènes dynamiques plus ou moins importants couplés à des conditions d'adhérence difficiles (glissement latéral) remettant en cause les hypothèses classiques de roulement sans glissement. La modélisation cinématique et dynamique du robot est réalisée dans le plan de lacet par l'intermédiaire d'un modèle Ackermann.

D'abord, cette thèse s'intéresse à la commande des robots à un train directeur (type voiture) pour le suivi précis de trajectoire en milieu naturel. Pour cela, le comportement cinématique du robot est caractérisé par un modèle cinématique étendu faisant intervenir la notion d'angle de dérive. Cette modélisation permet de décrire l'évolution du robot lorsque l'hypothèse de roulement sans glissement n'est plus satisfaite. Ne s'intéressant pas ici à l'aspect longitudinal, le comportement dynamique du robot est caractérisé par une modélisation faisant intervenir les efforts latéraux appliqués au centre de gravité (conséquence du roulis) et aux contacts pneu/sol. Afin de lier le modèle cinématique étendu et le modèle dynamique, les efforts latéraux aux contacts pneu/sol sont définis à partir des angles de dérive, introduits dans le modèle cinématique étendu, et des rigidités de dérive variables, caractéristiques du sol. Ainsi, l'alimentation de ces modèles demande la connaissance en temps réel de quatre paramètres, deux pour chaque roue, pour caractériser le phénomène de glissement. Pour déterminer ces paramètres, un estimateur a été développé, d'abord pour les angles de dérive, puis étendu ensuite à l'estimation des rigidités de dérive. Cet estimateur, basé sur un principe d'observation, consiste à faire converger l'état modélisé du robot vers son état réel par l'intermédiaire des paramètres du glissement. Ainsi, le problème d'estimation est interprété comme un problème de commande et permet de fournir des estimations très convenables pour réaliser

une application de suivi de trajectoire. Afin d'obtenir une stratégie d'observation générique, l'algorithme d'estimation a été synthétisé indépendamment de la vitesse d'avance du robot. Ainsi, cette stratégie d'estimation est appropriée quelle que soit la vitesse du robot. Pour réaliser le suivi en intégrant le phénomène de glissement, une loi de commande adaptative hybride a été conçue pour piloter l'angle de braquage avant du robot. Cette loi de commande est une commande en cascade ou par backstepping, faisant converger successivement la vitesse de lacet et l'orientation angulaire du robot vers des valeurs assurant la convergence de sa position vers la trajectoire ou vers une valeur d'écart latéral désirée. Cette commande est qualifiée d'hybride car elle fait intervenir le modèle cinématique ainsi que le modèle dynamique du robot à travers la convergence des variables successives. Par ailleurs, cette stratégie de commande met à profit l'ensemble des variables estimées du glissement, puisque les valeurs des angles de dérive et des rigidités de dérive interviennent dans le calcul de l'angle de braquage avant. Comme pour l'observateur, la loi de commande a été synthétisée de manière indépendante de la vitesse du robot pour assurer le caractère générique de l'ensemble de la stratégie de commande.

Les robots de type voiture n'ont qu'un seul degré de mobilité pilotable. Par conséquent, seul un mouvement ou une dépendance de mouvements du robot dans le plan de lacet peut être piloté. Pour une application de suivi de trajectoire ce mouvement consiste à faire converger le robot vers la trajectoire. À contrario, les robots à deux trains directeurs ont un second degré de mobilité pilotable. Par conséquent, en plus du suivi de trajectoire, le robot peut réaliser un mouvement supplémentaire (une rotation référencée ou absolue) dans le plan de lacet. Ce mouvement supplémentaire se traduit par la possibilité d'élaborer des lois de commande originales pour les robots à deux trains directeurs, ce qui est abordé dans la deuxième partie de cette thèse.

En utilisant la même stratégie de commande basée sur un observateur du glissement associé à une loi de commande en cascade, trois modes de commande originaux ont été synthétisés. Le premier mode de commande est une extension à deux trains directeurs de la commande à un train directeur. Comme pour la commande des robots de type voiture, ce mode de commande à deux trains directeurs assure la convergence du robot vers la trajectoire. L'originalité réside dans l'ajout d'un paramètre pilotable permettant au robot de modifier son orientation le long de la trajectoire par rapport à la tangente à celle-ci au point le plus proche. Comme pour la stratégie de commande à un train directeur, cet algorithme est indépendant de la vitesse d'avance du robot, ce qui lui confère un caractère générique. Le second mode de commande assure le suivi de trajectoire et le pilotage de l'orientation absolue du châssis dans le repère global. Ainsi le robot peut suivre une trajectoire de référence en crabe ou encore réaliser des manœuvres de demi-tour sans modifier l'orientation du châssis, dans la limite du débattement des angles de braquage du robot. Les modes de commande précédents pilotent un point de contrôle situé au centre de l'essieu arrière. Par conséquent, le centre de l'essieu avant ne passe pas par celle-ci. Cependant, si l'espace latéral disponible le long de la trajectoire est restreint alors

il est nécessaire de piloter précisément les deux centres des essieux. Ainsi, le troisième mode commande s'intéresse à assurer le suivi de la trajectoire par les centres des deux essieux du robot.

Les modes de commande développés dans les deux premières parties permettent de contribuer à la commande des robots autonomes en milieu naturel. Cependant, la thématique de suivi en extérieur, notamment en agriculture, ne se limite pas uniquement au suivi de trajectoires définies par GPS. Pour cela, une troisième partie s'intéresse à la déclinaison de la commande au mode de perception pour ajouter un caractère adaptable à la commande des robots. En extérieur, le référencement par rapport à l'environnement ou par rapport à un robot leader, dans le cadre d'un convoi robotique, est l'une des options possibles pour remédier à l'absence de trajectoire par GPS. Ainsi, trois déclinaisons de la commande au suivi de structure, suivi de cible et suivi de leader sont introduites.

Le suivi de structure consiste à extraire de l'environnement (végétation, bâtiments) des trajectoires à suivre. À partir de ces trajectoires, une distance désirée à la structure est définie, puis une stratégie de commande pour le suivi de trajectoire peut être appliquée. Pour réaliser un suivi de structure en milieu restreint, une loi de commande pour robot différentiel a été synthétisée. Ce mode de commande consiste à piloter indépendamment les vitesses d'avance et de rotation du robot pour pouvoir suivre des structures complexes sans risque de dépassement et de collisions.

La seconde déclinaison de la commande concerne le suivi de cible. L'originalité de l'approche de suivi introduite dans cette thèse est la réalisation d'un suivi mimétique de cible (passage par la même trajectoire) en présence de glissement. La position de la cible est ici détectée soit par caméra, soit par laser, soit à l'aide d'un système de positionnement local (UWB par exemple). Le glissement est déterminé par observation, de manière identique à ce qui a été présenté précédemment, en l'adaptant à l'évolution des positions d'amers connus dans l'environnement. À partir de l'évolution de la position de la cible et de l'estimation du glissement, un estimateur basé sur la même méthode d'observation que celle utilisée pour estimer le glissement, permet de déterminer l'évolution de la vitesse linéaire et de la vitesse angulaire de la cible. Les vitesses estimées et le glissement estimé sont ensuite renseignés dans l'algorithme de commande afin d'assurer la convergence du comportement du robot suiveur vers le comportement de la cible.

La troisième déclinaison concerne le suivi en convoi. Ici un robot leader réalise une trajectoire et l'objectif de la commande consiste à assurer le suivi de ce leader par un ou plusieurs robots. Si plusieurs robots doivent suivre le leader alors des intervalles entre les robots doivent être définis pour éviter les collisions. Mettre en place un intervalle longitudinal uniquement revient à réaliser du suivi de cible comme précédemment. Pour étendre l'approche de poursuite de cible, un intervalle latéral a été ajouté. Cela permet de réaliser un suivi en convoi avec des robots suiveurs positionnés de part et d'autres de la trajectoire du leader. Comme pour le suivi de cible, la commande développée est adaptable

au système de perception (caméra, laser, UWB), tant qu'il fournit une position relative du leader par rapport au suiveur.

Somme toute, les études réalisées dans cette thèse permettent d'aboutir à un porte-feuille de modes de commande. Des modes de commande qui permettent d'évoluer dans de nombreux contextes tout-terrain avec des systèmes de perception différents. Dans la mesure où un estimateur du glissement peut être implémenté, ces modes de commande permettent d'obtenir des suivis plus précis en milieu naturel. Pour certains modes, leurs caractères génériques permettent de s'affranchir de la vitesse d'avance du robot, pour d'autres, leurs caractères adaptables permettent de s'affranchir du mode de perception ou de la complexité de la trajectoire à suivre.

Annexe A

Plateformes Robotiques et simulateur

A.1 RobuFAST

A.1.1 Description & caractéristiques générales

Le RobuFast (Fig. A.1) est un robot mobile conçu par la société Robosoft. Ce robot est électrique, doté de quatre roues motrices indépendantes et de deux trains de direction (avant et arrière) indépendants. Ce robot est adapté aux milieux naturels grâce à son châssis rigide, ses pneumatiques tout terrain et ses suspensions. Il est également adapté pour les déplacements à hautes vitesses. Ses caractéristiques générales sont mentionnées dans le Tab. A.1.



FIGURE A.1 – Robot mobile RobuFAST.

A.1.2 Instrumentation

Pour connaître son état et percevoir son environnement, le RobuFAST est équipé avec un ensemble de capteurs. Ces capteurs, intrinsèques et extrinsèques, permettent d'acquérir les données nécessaires pour pouvoir alimenter les algorithmes de commande temps-réel. La Fig. A.2 détaille la position de ces capteurs.

TABLE A.1 – Caractéristiques du robot mobile RobuFAST.

Masse (m)	420 kg
Empattement (L)	1.2 m
Angle de braquage maximal	20°
Temps de réponse angle de braquage	0.4 s
Vitesse maximale	8 m.s ⁻¹



FIGURE A.2 – Position des capteurs sur le robot mobile RobuFAST.

A.1.2.1 GPS-RTK

Le système GPS embarqué sur le RobuFAST est muni de deux antennes positionnées au point de contrôle du robot (centre de l'essieu arrière). Une première antenne lui permet d'obtenir ses coordonnées par rapport à une base fixe disposée à proximité. Une seconde antenne communiquant avec une base radio auxiliaire permet de corriger les erreurs des signaux GPS (retard par exemple) afin d'augmenter la précision globale. Ainsi le GPS-RTK embarqué fournit une position avec une précision de $\pm 2\text{cm}$ en latitude et longitude et de $\pm 5\text{cm}$ en altitude, à une fréquence de 10 Hz.

A.1.2.2 Centrale inertielle Xsens MTi

La centrale inertielle embarquée sur le RobuFAST est composée de trois accéléromètres et de deux gyroscopes. Ces données sont fournies à une fréquence de 100 Hz. Ces composants permettent d'obtenir les accélérations et les vitesses de rotation du châssis du robot à son point de contrôle (centre de l'essieu arrière).

A.1.2.3 Télémètre laser SICK

Le télémètre laser embarqué à l'avant du RobuFAST est un télémètre laser une nappe. Il est capable de détecter la présence d'objets à une distance de 10 m sur 270 deg. à la fréquence de 15 Hz. Sa précision est de $\pm 6\text{ cm.}$

A.1.2.4 Autres capteurs

Le RobuFAST est également muni de capteurs proprioceptifs fournissant des informations sur l'état des actionneurs du véhicule : les moteurs pour l'entraînement et les vérins pour la direction sont munis de codeurs permettant d'obtenir les informations sur l'odométrie et la valeur réelle de l'angle de braquage.

A.2 Jaguar

A.2.1 Description & caractéristiques générales

Le Jaguar (Fig. B.1) est un robot mobile conçu par la société Dr Robot Inc. Ce robot est électrique, doté de quatre roues motrices indépendantes. Il est adapté aux contextes intérieurs comme extérieurs grâce à sa compacité. Ses caractéristiques générales sont fournies dans le Tab. B.1.



FIGURE A.3 – Robot mobile Jaguar.

A.2.2 Instrumentation

Pour connaître son état et percevoir son environnement, le Jaguar est équipé avec un ensemble de capteurs. Ces capteurs, intrinsèques et extrinsèques, permettent d'acquérir les données nécessaires pour pouvoir alimenter convenablement les algorithmes de commande temps-réel.

TABLE A.2 – Caractéristiques du robot mobile Jaguar.

Masse (m)	20 kg
Empattement (L)	0.34 m
Vitesse angulaire maximale ($\dot{\theta}$)	80 rad.s ⁻¹
Temps de réponse angle de braquage	0.4 s
Vitesse maximale	2 m.s ⁻¹

A.2.2.1 Télémètre laser SICK

Le télémètre laser embarqué à l'avant du Jaguar est un télémètre laser une nappe. Il est capable de détecter la présence d'objets à une distance de 10 m sur 270 deg. à la fréquence de 15 Hz. Sa précision est de ± 6 cm.

A.2.2.2 Autres capteurs

Le Jaguar est également muni de capteurs proprioceptifs fournissant des informations sur l'état des actionneurs du véhicule, en particulier les moteurs d'entrainements sont munis de codeurs permettant d'obtenir les informations sur l'odométrie.

A.3 Simulateur ADMAS

A.3.1 Description & caractéristiques générales

Le Simulateur (Fig. C.1) simule un robot mobile 4WS. Ce robot est doté de quatre roues motrices et directrices indépendantes. Ses caractéristiques générales sont mentionnées dans le Tab. C.1.

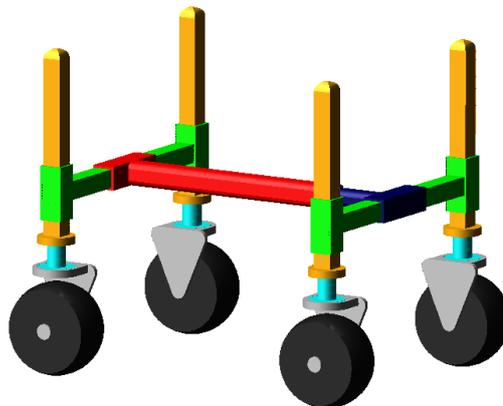


FIGURE A.4 – Simulateur ADAMS.

TABLE A.3 – Caractéristiques du simulateur ADAMS.

Masse (m)	900 <i>kg</i>
Empattement (L)	2 <i>m</i>
Braquage maximal (δ)	∞
Temps de réponse angle de braquage	0.24 <i>s</i>

Annexe B

Plateforme Robotique Jaguar

B.1 Description & caractéristiques générales

Le Jaguar (Fig. B.1) est un robot mobile conçu par la société Dr Robot Inc. Ce robot est électrique, doté de quatre roues motrices indépendantes. Il est adapté aux contextes intérieurs comme extérieurs grâce à sa compacité. Ses caractéristiques générales sont fournies dans le Tab. B.1.



FIGURE B.1 – Robot mobile Jaguar.

TABLE B.1 – Caractéristiques du robot mobile Jaguar.

Masse (m)	20 kg
Empattement (L)	0.34 m
Vitesse angulaire maximale ($\dot{\theta}$)	80 rad.s ⁻¹
Temps de réponse angle de braquage	0.4 s
Vitesse maximale	2 m.s ⁻¹

B.2 Instrumentation

Pour connaître son état et percevoir son environnement, le Jaguar est équipé avec un ensemble de capteurs. Ces capteurs, intrinsèques et extrinsèques, permettent d'acquérir les données nécessaires pour pouvoir alimenter convenablement les algorithmes de commande temps-réel.

B.2.1 Télémètre laser SICK

Le télémètre laser embarqué à l'avant du Jaguar est un télémètre laser une nappe. Il est capable de détecter la présence d'objets à une distance de 10 m sur 270 deg. à la fréquence de 15 Hz . Sa précision est de $\pm 6\text{ cm}$.

B.2.2 Autres capteurs

Le Jaguar est également muni de capteurs proprioceptifs fournissant des informations sur l'état des actionneurs du véhicule, en particulier les moteurs d'entrainements sont munis de codeurs permettant d'obtenir les informations sur l'odométrie.

Annexe C

Simulateur ADAMS

C.1 Description & caractéristiques générales

Le Simulateur (Fig. C.1) simule un robot mobile 4WS. Ce robot est doté de quatre roues motrices et directrices indépendantes. Ses caractéristiques générales sont mentionnées dans le Tab. C.1.

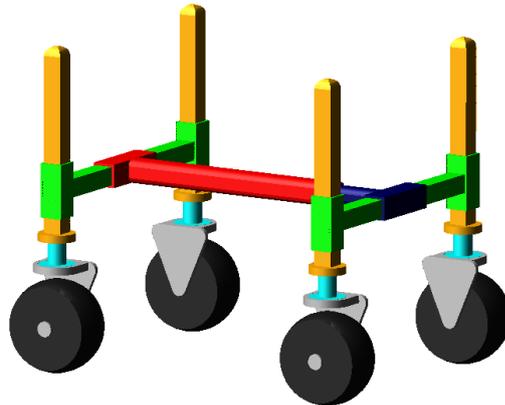


FIGURE C.1 – Simulateur ADAMS.

TABLE C.1 – Caractéristiques du simulateur ADAMS.

Masse (m)	900 kg
Empattement (L)	2 m
Braquage maximal (δ)	∞
Temps de réponse angle de braquage	0.24 s

Bibliographie

- ACKERMAN, E (2016). « nuTonomy to test world's first fully autonomous taxi service in Singapore this year ». In : *IEEE Spectrum* 28, p. 2016.
- Adept Lynx (2017). <http://www.adept.com/products/mobile-robots/mobile-platforms/lynx/general>.
- AMIDI, Omead (1990). *Integrated mobile robot control*. Rapp. tech. Carnegie-Mellon Univ Pittsburgh PA Robotics Inst.
- AMIDI, Omead et Chuck E THORPE (1991). « Integrated mobile robot control ». In : *Mobile Robots V*. T. 1388. International Society for Optics et Photonics, p. 504–524.
- ANDERSON, Rusty et David M BEVLY (2005). « Estimation of tire cornering stiffness using GPS to improve model based estimation of vehicle states ». In : *Proceedings IEEE on Intelligent Vehicles Symposium*, p. 801–806.
- BAILEY, Tim et Hugh DURRANT-WHYTE (2006). « Simultaneous localization and mapping (SLAM) : Part II ». In : *IEEE Robotics & Automation Magazine* 13.3, p. 108–117.
- BAKKER, Egbert, Lars NYBORG et Hans B PACEJKA (1987). *Tyre modelling for use in vehicle dynamics studies*. Rapp. tech. SAE Technical Paper.
- BALL, David et al. (2017). « Farm Workers of the Future : Vision-Based Robotics for Broad-Acre Agriculture ». In : *IEEE Robotics & Automation Magazine*.
- BARTON, Matthew J (2001). « Controller development and implementation for path planning and following in an autonomous urban vehicle ». In : *Undergraduate thesis, University of Sydney*.
- BAWDEN, Owen et al. (2014). « A lightweight, modular robotic vehicle for the sustainable intensification of agriculture ». In :
- BERGERMAN, Marcel et al. (2016). « Robotics in agriculture and forestry ». In : *Springer Handbook of Robotics*. Springer, p. 1463–1492.
- BEVLY, David M, Jihan RYU et J Christian GERDES (2006). « Integrating INS sensors with GPS measurements for continuous estimation of vehicle sideslip, roll, and tire cornering stiffness ». In : *IEEE Transactions on Intelligent Transportation Systems* 7.4, p. 483–493.
- BLACKMORE, Simon et al. (2005). « Robotic agriculture—the future of agricultural mechanisation ». In : *Proceedings of the 5th European conference on precision agriculture*, p. 621–628.
- BOGUE, Robert (2016). « Robots poised to revolutionise agriculture ». In : *Industrial Robot : An International Journal* 43.5, p. 450–456.
- BROOKS, Richard R et Sundararaja S IYENGAR (1998). *Multi-sensor fusion : fundamentals and applications with software*. Prentice-Hall, Inc.
- BUEHLER, Martin, Karl IAGNEMMA et Sanjiv SINGH (2007). *The 2005 DARPA grand challenge : the great robot race*. T. 36. Springer Science & Business Media.

- BUEHLER, Martin, Karl IAGNEMMA et Sanjiv SINGH (2009). *The DARPA urban challenge : autonomous vehicles in city traffic*. T. 56. Springer.
- CAMPION, Guy, Georges BASTIN et Brigitte D'ANDREA-NOVEL (1996). « Structural properties and classification of kinematic and dynamic models of wheeled mobile robots ». In : *IEEE transactions on robotics and automation* 12.1, p. 47–62.
- CARIOU, Christophe (2012). « Contribution à la commande de robot mobile poly-articulé à roues sur sol naturel : application à la conduite autonome des engins agricoles ». Thèse de doct. Université Blaise Pascal-Clermont-Ferrand II.
- CARIOU, Christophe et al. (2009). « Automatic guidance of a four-wheel-steering mobile robot for accurate field operations ». In : *Journal of Field Robotics* 26.6-7, p. 504–518.
- CHENG, Jin et al. (2017). « Construction method of line-segments based map from 2D laser sensor data for mobile robot ». In : *36th Chinese Control Conference (CCC)*. IEEE, p. 5849–5852.
- CORRADINI, M Letizia, T LEO et Giuseppe ORLANDO (2002). « Experimental testing of a discrete-time sliding mode controller for trajectory tracking of a wheeled mobile robot in the presence of skidding effects ». In : *Journal of Field Robotics* 19.4, p. 177–188.
- COULTER, R Craig (1992). *Implementation of the pure pursuit path tracking algorithm*. Rapp. tech. Carnegie-Mellon Univ Pittsburgh PA Robotics Inst.
- Curiosity (2017). https://www.nasa.gov/mission_pages/msl/index.html.
- DAHL, Philip R (1976). « Solid friction damping of mechanical vibrations ». In : *AIAA journal* 14.12, p. 1675–1682.
- DAKHLALLAH, Jamil et al. (2008). « Tire-road forces estimation using extended Kalman filter and sideslip angle evaluation ». In : *IEEE, American Control Conference, 2008*, p. 4597–4602.
- DE LUCA, Alessandro, Giuseppe ORIOLO et Claude SAMSON (1998). « Feedback control of a nonholonomic car-like robot ». In : *Robot motion planning and control*. Springer, p. 171–253.
- DE WIT, C Canudas et al. (1995). « A new model for control of systems with friction ». In : *IEEE Transactions on automatic control* 40.3, p. 419–425.
- DENG, Weiwen et Haicen ZHANG (2006). « RLS-Based online estimation on vehicle linear sideslip ». In : *IEEE, American Control Conference, 2006*.
- DENIS, Dieumet (2015). « Contribution à la modélisation et à la commande de robots mobiles reconfigurables en milieu tout-terrain : application à la stabilité dynamique d'engins agricoles ». Thèse de doct. Université Blaise Pascal-Clermont-Ferrand II.
- DEREMETZ, Mathieu, Roland LENAIN et Benoit THUILOT (2017). « Stiffness and damping real-time control algorithms for adjustable suspensions : A strategy to reduce dynamical effects on vehicles in off-road conditions ». In : *IFAC-World Congress* 50.1, p. 1958–1964.
- (2018). « Path tracking of a two-wheel steering mobile robot : An accurate and robust multi-model off-road steering strategy ». In : *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*.

- DEREMETZ, Mathieu et al. (2017a). « Adaptive trajectory control of off-road mobile robots : A multi-model observer approach ». In : *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, p. 4407–4413.
- DEREMETZ, Mathieu et al. (2017b). « Path tracking of a four-wheel steering mobile robot : A robust off-road parallel steering strategy ». In : *IEEE European Conference on Mobile Robotics (ECMR)*, p. 62–68.
- DOUMIATI, Moustapha et al. (2009). « Lateral load transfer and normal forces estimation for vehicle safety : experimental test ». In : *Vehicle System Dynamics* 47.12, p. 1511–1533.
- DOUMIATI, Moustapha et al. (2011). « Onboard real-time estimation of vehicle lateral tire–road forces and sideslip angle ». In : *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 16.4, p. 601–614.
- FIERRO, Rafael et Frank L LEWIS (1995). « Control of a nonholonomic mobile robot : backstepping kinematics into dynamics ». In : *Proceedings of the 34th IEEE Conference on Decision and Control*. T. 4, p. 3805–3810.
- GIM, Gwanghun et Parviz E NIKRAVESH (1990). « An analytical model of pneumatic tyres for vehicle dynamic simulations. Part 1 : pure slips ». In : *International Journal of vehicle design* 11.6, p. 589–618.
- GODFRAY, H Charles J et al. (2010). « Food security : the challenge of feeding 9 billion people ». In : *Science* 327.5967, p. 812–818.
- GOERTZEL, Ben et al. (2017). « Humanoid Robots as Agents of Human Consciousness Expansion ». In : *arXiv preprint arXiv :1709.07791*.
- GREEN, Ole et al. (2014). « Commercial autonomous agricultural platform-kongskilde robotti ». In : *Second International Conference on Robotics and associated High-technologies and Equipment for Agriculture and Forestry*, p. 351–356.
- GREY, CP et JM TARASCON (2017). « Sustainability and in situ monitoring in battery development ». In : *Nature materials* 16.1, p. 45–56.
- GRIMSTAD, Lars et Pål Johan FROM (2017). « The Thorvald II Agricultural Robotic System ». In : *Robotics* 6.4, p. 24.
- GRIMSTAD, Lars et al. (2015). « On the design of a low-cost, light-weight, and highly versatile agricultural robot ». In : *IEEE International Workshop on Advanced Robotics and its Social Impacts (ARSO)*. IEEE, p. 1–6.
- GUILLET, Audrey (2015). « Commande locale décentralisée de robots mobiles en formation en milieu naturel ». Thèse de doct. Université Blaise Pascal-Clermont-Ferrand II.
- HEE-GE, Hermann J (2013). « Precision in guidance of farm machinery ». In : *Precision in Crop Farming*. Springer, p. 35–50.
- HIROSE, Masato et Kenichi OGAWA (2007). « Honda humanoid robots development ». In : *Philosophical Transactions of the Royal Society of London A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences* 365.1850, p. 11–19.
- HOFFMANN, Gabriel M et al. (2007). « Autonomous automobile trajectory tracking for off-road driving : Controller design, experimental validation and racing ». In : *ACC'07 American Control Conference*. IEEE, p. 2296–2301.
- HUSKIC, Goran, Sebastian BUCK et Andreas ZELL (2017). « Path following control of skid-steered wheeled mobile robots at higher speeds on different terrain types ». In : *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, p. 3734–3739.

- JIANG-DAGGER, Zhong-Ping et Henk NIJMEIJER (1997). « Tracking control of mobile robots : a case study in backstepping ». In : *Automatica* 33.7, p. 1393–1399.
- JONES, Joseph L (2006). « Robots at the tipping point : the road to iRobot Roomba ». In : *IEEE Robotics & Automation Magazine* 13.1, p. 76–78.
- KALOXYLOS, Alexandros et al. (2012). « Farm management systems and the Future Internet era ». In : *Computers and electronics in agriculture* 89, p. 130–144.
- KANAAN, Daniel, Stéphane DOGNY et Thierry VARET (2015). « Robot for investigations and assessments of nuclear areas ». In : *IEEE, 4th International Conference on Advancements in Nuclear Instrumentation Measurement Methods and their Applications (ANIMMA)*, p. 1–4.
- KANAYAMA, Yutaka et al. (1990). « A stable tracking control method for an autonomous mobile robot ». In : *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, p. 384–389.
- KAYACAN, Erdal et al. (2015). « Towards agrobots : Trajectory control of an autonomous tractor using type-2 fuzzy logic controllers ». In : *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 20.1, p. 287–298.
- KIENCKE, Uwe et Lars NIELSEN (2000). *Automotive control systems : for engine, driveline, and vehicle*.
- KOKOTOVIC, Petar V (1992). « The joy of feedback : nonlinear and adaptive ». In : *IEEE Control systems* 12.3, p. 7–17.
- KRID, Mohamed, Faiz BENAMAR et Roland LENAIN (2017). « A new explicit dynamic path tracking controller using generalized predictive control ». In : *International Journal of Control, Automation and Systems* 15.1, p. 303–314.
- KRISTOFFERSSON, Annica, Silvia CORADESCHI et Amy LOUTFI (2013). « A review of mobile robotic telepresence ». In : *Advances in Human-Computer Interaction* 2013.
- LAUMOND, Jean Paul (2001). « La robotique mobile ». In : *Hermes Science, Paris*.
- LAVALLE, Steven M (1998). « Rapidly-exploring random trees : A new tool for path planning ». In :
- LENAIN, Roland (2005). « Contribution à la modélisation et à la commande de robots mobiles en présence de glissement : application au suivi de trajectoire pour les engins agricoles ». Thèse de doct. Université Blaise Pascal-Clermont-Ferrand II.
- (2011). « Commande de robots à dynamiques incertaines : le cas des robots mobiles tout-terrain ». Thèse de doct.
- LENAIN, Roland et al. (2003). « Rejection of sliding effects in car like robot control : Application to farm vehicle guidance using a single RTK GPS sensor ». In : *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. T. 4. IEEE, p. 3811–3816.
- (2005). « Model predictive control for vehicle guidance in presence of sliding : application to farm vehicles path tracking ». In : *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, p. 885–890.
- (2006). « High accuracy path tracking for vehicles in presence of sliding : Application to farm vehicle automatic guidance for agricultural tasks ». In : *Autonomous robots* 21.1, p. 79–97.

- (2010). « Mixed kinematic and dynamic sideslip angle observer for accurate control of fast off-road mobile robots ». In : *Journal of Field Robotics* 27.2, p. 181–196.
- LENAIN, Roland et al. (2011). « High-speed mobile robot control in off-road conditions : a multi-model based adaptive approach ». In : *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, p. 6143–6149.
- LENAIN, Roland et al. (2017). « Robust sideslip angles observer for accurate off-road path tracking control ». In : *Advanced Robotics* 31.9, p. 453–467.
- LENAIN, Roland et al. (2018). « Path tracking of a bi-steerable mobile robot : An adaptive off-road multi-control law strategy ». In : *International Conference on Informatics in Control, Automation and Robotics (ICINCO)*.
- LINK, A et S REUSCH (2006). « Implementation of site-specific nitrogen application—status and development of the YARA N-Sensor ». In : *NJF seminar*. T. 390, p. 37–41.
- LINZ, A et al. (2014). « Autonomous Service Robots for Orchards and Vineyards : 3D Simulation Environment of Multi-Sensor-Based Navigation and Applications ». In : *12th International Conference on Precision Agriculture, ISPA International Society of Precision Agriculture, Ed., Sacramento, CA, USA*.
- LINZ, A et al. (2017). « Modelling environment for an electrical driven selective sprayer robot in orchards ». In : *European Conference on Precision Agriculture (ECPA)*, p. 848–853.
- LOW, Chang Boon et Danwei WANG (2005). « Robust path following of car-like WMR in the presence of skidding effects ». In : *IEEE International Conference on Mechatronics (ICM'05)*. IEEE, p. 864–869.
- LUCET, Eric, Roland LENAIN et Christophe GRAND (2015). « Dynamic path tracking control of a vehicle on slippery terrain ». In : *Control Engineering Practice* 42, p. 60–73.
- LUIS, Emmi et Gonzales-de-Santos PABLO (2017). « Mobile robotics in arable lands : current state and future trends ». In :
- MATVEEV, Alexey S et al. (2013). « Nonlinear sliding mode control of an unmanned agricultural tractor in the presence of sliding and control saturation ». In : *Robotics and Autonomous Systems* 61.9, p. 973–987.
- MILLER, Mitchell A, Brian L STEWARD et Mark L WESTPHALEN (2004). « Effects of multi-mode four-wheel steering on sprayer machine performance ». In : *Transactions of the ASAE* 47.2, p. 385.
- MONTESDEOCA CONTRERASAND, Julio C. et al. (2017). « Controllers Design for Differential Drive Mobile Robots based on Extended Kinematic Modeling ». In : *IEEE European Conference on Mobile Robotics (ECMR)*. IEEE, p. 44–49.
- MURRAY, Richard M et S Shankar SASTRY (1991). « Steering nonholonomic systems in chained form ». In : *Proceedings of the 30th IEEE Conference on Decision and Control*, p. 1121–1126.
- Naïo Technologies (2017). <https://www.naio-technologies.com/>.
- NIKKILÄ, Raimo, Ilkka SEILONEN et Kari KOSKINEN (2010). « Software architecture for farm management information systems in precision agriculture ». In : *Computers and electronics in agriculture* 70.2, p. 328–336.
- NISTÉR, David, Oleg NARODITSKY et James BERGEN (2006). « Visual odometry for ground vehicle applications ». In : *Journal of Field Robotics* 23.1, p. 3–20.

- NIZARD, Ange et al. (2016). « Nonlinear Path Tracking Controller for Bi-Steerable Vehicles in Cluttered Environments ». In : *IFAC-PapersOnLine* 49.15, p. 19–24.
- NOGUCHI, N et al. (1998). « Vehicle automation system based on multi-sensor integration ». In : *ASAE paper* 983111.
- OLLERO, A, A GARCÍA-CEREZO et JL MARTÍNEZ (1994). « Fuzzy supervisory path tracking of mobile reports ». In : *Control Engineering Practice* 2.2, p. 313–319.
- OLLERO, Arrue et al. (1999). « Control and perception components for autonomous vehicle guidance. Application to the ROMEO vehicles ». In : *Control Engineering Practice* 7.10, p. 1291–1299.
- PARK, Myungwook, Sangwoo LEE et Wooyong HAN (2015). « Development of steering control system for autonomous vehicle using geometry-based path tracking algorithm ». In : *ETRI Journal* 37.3, p. 617–625.
- POLACK, Philip et al. (2017). « Finite-Time Stabilization of Longitudinal Control for Autonomous Vehicles via a Model-Free Approach ». In : *IFAC-World Congress* 50.1, p. 12533–12538.
- PowerRay (2017). <http://www.powervision.me/en/html/pv/powerray.html>.
- RAFFO, Guilherme V et al. (2009). « A predictive controller for autonomous vehicle path tracking ». In : *IEEE transactions on intelligent transportation systems* 10.1, p. 92–102.
- RANKIN, Arturo L et al. (1996). « Autonomous path-planning navigation system for site characterization ». In : *Aerospace/Defense Sensing and Controls*. International Society for Optics et Photonics, p. 176–186.
- RAPER, RL (2005). « Agricultural traffic impacts on soil ». In : *Journal of Terramechanics* 42.3, p. 259–280.
- ROBERT, Pierre C (2002). « Precision agriculture : a challenge for crop nutrition management ». In : *Plant and soil* 247.1, p. 143–149.
- ROSSETTER, Eric J (2003). « A potential field framework for active vehicle lane-keeping assistance ». Thèse de doct. Stanford University.
- ROVIRA-MÁS, Francisco, Ishani CHATTERJEE et Verónica SÁIZ-RUBIO (2015). « The role of GNSS in the navigation strategies of cost-effective agricultural robots ». In : *Computers and electronics in Agriculture* 112, p. 172–183.
- RUCKELSHAUSEN, Arno et al. (2009). « BoniRob—an autonomous field robot platform for individual plant phenotyping ». In : *Precision agriculture* 9.841.
- RYU, Jihan, Eric J ROSSETTER et J Christian GERDES (2002). « Vehicle sideslip and roll parameter estimation using GPS ». In : *Proceedings of the AVEC International Symposium on Advanced Vehicle Control*.
- SA, Inkyu et al. (2015). « On visual detection of highly-occluded objects for harvesting automation in horticulture ». In : *IEEE International Conference on Robotics et Automation (ICRA)*.
- SADDEM, Rim et al. (2017). « Precision spraying : from map to control using model-checking ». In : *EFITA WCCA CONGRESS*.
- SAMSON, Claude (1995). « Control of chained systems application to path following and time-varying point-stabilization of mobile robots ». In : *IEEE transactions on Automatic Control* 40.1, p. 64–77.

- SCAGLIA, Gustavo et al. (2010). « A linear-interpolation-based controller design for trajectory tracking of mobile robots ». In : *Control Engineering Practice* 18.3, p. 318–329.
- SCAGLIA, Gustavo et al. (2015). « Linear interpolation based controller design for trajectory tracking under uncertainties : Application to mobile robots ». In : *Control Engineering Practice* 45, p. 123–132.
- SETIAWAN, Yuhanes Dedy et al. (2016). « Path tracking controller design of four wheel independent steering automatic guided vehicle ». In : *International Journal of Control, Automation and Systems* 14.6, p. 1550–1560.
- SHAN, Yunxiao et al. (2015). « CF-pursuit : a pursuit method with a clothoid fitting and a fuzzy controller for autonomous vehicles ». In : *International Journal of Advanced Robotic Systems* 12.9, p. 134.
- SICILIANO, Bruno et Oussama KHATIB (2016). *Springer handbook of robotics*. Springer.
- SLAUGHTER, David C (2014). « The biological engineer : Sensing the difference between crops and weeds ». In : *Automation : The Future of Weed Control in Cropping Systems*. Springer, p. 71–95.
- SNIDER, Jarrod M et al. (2009). « Automatic steering methods for autonomous automobile path tracking ». In : *Robotics Institute, Pittsburgh, PA, Tech. Rep. CMU-RITR-09-08*.
- SØRENSEN, CG et al. (2010). « Conceptual model of a future farm management information system ». In : *Computers and electronics in agriculture* 72.1, p. 37–47.
- SPRINGER, Paul J (2013). *Military robots and drones : a reference handbook*. ABC-CLIO.
- STÉPHANT, J, A CHARARA et D MEIZEL (2007). « Evaluation of a sliding mode observer for vehicle sideslip angle ». In : *Control Engineering Practice* 15.7, p. 803–812.
- SUBRAMANIAN, Vijay, Thomas F BURKS et AA ARROYO (2006). « Development of machine vision and laser radar based autonomous vehicle guidance systems for citrus grove navigation ». In : *Computers and electronics in agriculture* 53.2, p. 130–143.
- SUKKARIEH, Salah, Eduardo Mario NEBOT et Hugh F DURRANT-WHYTE (1999). « A high integrity IMU/GPS navigation loop for autonomous land vehicle applications ». In : *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 15.3, p. 572–578.
- SUN, Zhenping et al. (2012). « Ribbon model based path tracking method for autonomous land vehicle ». In : *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, p. 1220–1226.
- TANAKA, Fumihide et al. (2015). « Pepper learns together with children : Development of an educational application ». In : *IEEE-RAS 15th International Conference on Humanoid Robots (Humanoids)*, p. 270–275.
- THRUN, Sebastian et al. (2006). « Stanley : The robot that won the DARPA Grand Challenge ». In : *Journal of field Robotics* 23.9, p. 661–692.
- THUILOT, Benoit, Brigitte D'ANDREA-NOVEL et Alain MICAELLI (1996). « Modeling and feedback control of mobile robots equipped with several steering wheels ». In : *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 12.3, p. 375–390.

- TOURETTE, Thibault et al. (2018). « Close coordination of mobile robots using radio beacons : A new concept aimed at smart spraying in agriculture ». In : *RA-L and IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*.
- TOURRETTE, T. et al. (2017). « Tracking footprints for agricultural applications : a low cost lidar approach ». In : *Agri-Food Robotics Workshop, IROS, 2017*.
- UNDERWOOD, JP et al. (2015). « Real-time target detection and steerable spray for vegetable crops ». In : *Proceedings of IEEE ICRA, workshop on robotics in agriculture*.
- VÁZQUEZ-ARELLA-NO, Manuel et al. (2016). « 3-D Imaging Systems for Agricultural Applications—A Review ». In : *Sensors* 16.5, p. 618.
- WALLACE, Richard S et al. (1985). « First Results in Robot Road-Following. » In : *International Joint Conference on Artificial Intelligence (IJCAI)*, p. 1089–1095.
- WALTER, W Grey (1950). « An imitation of life ». In : *Scientific American* 182.5, p. 42–45.
- WANG, Danwei et Chang Boon LOW (2007). « An analysis of wheeled mobile robots in the presence of skidding and slipping : Control design perspective ». In : *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, p. 2379–2384.
- WANG, Danwei et Feng QI (2001). « Trajectory planning for a four-wheel-steering vehicle ». In : *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. T. 4, p. 3320–3325.
- WANG, HY et al. (2001). « Image-based visual adaptive tracking control of non-holonomic mobile robots ». In : *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. T. 1, p. 1–6.
- WANG, Junmin, Joe STEIBER et Bapiraju SURAMPUDI (2009). « Autonomous ground vehicle control system for high-speed and safe operation ». In : *International Journal of Vehicle Autonomous Systems* 7.1-2, p. 18–35.
- WIT, Jeffrey S (2000). *Vector pursuit path tracking for autonomous ground vehicles*. Rapp. tech. Florida Univ Gainesville Center for Intelligent Machines et Robotics.
- YE, Jun (2008). « Tracking control for nonholonomic mobile robots : Integrating the analog neural network into the backstepping technique ». In : *Neurocomputing* 71.16, p. 3373–3378.
- ZAKARIA, Muhammad Aizzat et al. (2012). « Vehicle Path Tracking Using Future Prediction Steering Control ». In : *Procedia Engineering* 41, p. 473–479.
- ZAKARIA, Muhammad Aizzat et al. (2013). « A path tracking algorithm using future prediction control with spike detection for an autonomous vehicle robot ». In : *International Journal of Advanced Robotic Systems* 10.8, p. 309.
- ZOU, Ying et al. (2016). « Image-based visual tracking adaptive control for mobile robots ». In : *14th International Conference on Control, Automation, Robotics and Vision (ICARCV)*, p. 1–6.
- ZOU, Ying et al. (2017). « A trajectory reconstruction approach for leader-following of multi-robot system ». In : *12th IEEE Conference on Industrial Electronics and Applications (ICIEA)*, p. 1534–1539.