



HAL
open science

Contribution à la commande de robot mobile poly-articulé à roues sur sol naturel : application à la conduite autonome des engins agricoles

Christophe Cariou

► **To cite this version:**

Christophe Cariou. Contribution à la commande de robot mobile poly-articulé à roues sur sol naturel : application à la conduite autonome des engins agricoles. Autre. Université Blaise Pascal - Clermont-Ferrand II, 2012. Français. NNT : 2012CLF22235 . tel-00720208

HAL Id: tel-00720208

<https://theses.hal.science/tel-00720208>

Submitted on 24 Jul 2012

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.

N° d'ordre : D.U. 2235
EDSPIC : 558

UNIVERSITÉ BLAISE PASCAL-CLERMONT II
ECOLE DOCTORALE
SCIENCES POUR L'INGÉNIEUR DE CLERMONT-FERRAND

Thèse

Présentée par

Christophe CARIOU
Ingénieur en Génie Électrique

pour obtenir le grade de

DOCTEUR D'UNIVERSITÉ
Spécialité : VISION POUR LA ROBOTIQUE

*Contribution à la commande de robot mobile
poly-articulé à roues sur sol naturel
Application à la conduite autonome des engins agricoles*

Soutenue publiquement le 2 avril 2012 devant le jury :

M. Christian	LAUGIER	Président
M. Yvan	BAUDOIN (<i>absent</i>)	Rapporteur
M. Pascal	MORIN	Rapporteur
M. Joanny	STEPHANT	Examineur
M. Benoit	THUILOT	Examineur
M. Roland	LENAIN	Examineur
M. Michel	BERDUCAT	Invité
M. Philippe	MARTINET	Directeur de thèse

*A Sylvie,
Bastien et Romane.*

Résumé

L'agriculture est un secteur d'activité qui est confronté aujourd'hui à des objectifs d'accroissement de productivité pour subvenir aux besoins alimentaires de la population mondiale en pleine explosion démographique. Cependant, cette activité sollicite fortement les biens environnementaux tels que l'eau et le sol, et des solutions sont aujourd'hui recherchées pour limiter l'incidence des pratiques agricoles sur l'environnement.

Les systèmes de guidage des véhicules agricoles font partie de ces nouvelles technologies qui contribuent à cet objectif, en offrant la possibilité d'assurer la précision du suivi des trajectoires dans les parcelles, et de favoriser ainsi l'efficacité et la qualité du travail agronomique réalisé. Des fonctionnalités essentielles font néanmoins aujourd'hui défaut à ces systèmes. Citons la capacité à compenser la marche en crabe du véhicule sur les terrains glissants en pente, la capacité à contrôler les trajectoires des outils agricoles trainés, et la capacité à effectuer certaines manœuvres en zone de fourrière. Ce travail de thèse aborde l'ensemble de ces problématiques au travers l'étude de la commande en milieu naturel de robot mobile poly-articulé à roues (RMPA), composé d'un véhicule « tracteur » à deux trains directeurs associé à n remorques passives à attache déportée.

Une modélisation cinématique étendue est d'abord adoptée pour tenir compte des effets induits par les faibles conditions d'adhérence sur le comportement global du RMPA. Les variables de glissement introduites sur chacun des trains directeurs et roulants sont estimées à l'aide d'un observateur bâti à la manière d'une loi de commande. La trajectoire de référence à suivre Γ est quant à elle préalablement apprise ou construite à l'aide de primitives élémentaires et d'arcs de clothoïdes pour générer les manœuvres de demi-tour. En premier lieu, les deux trains directeurs du RMPA sont exploités pour contrôler avec précision non seulement l'écart latéral mais également l'écart angulaire du véhicule « tracteur » par rapport à Γ : la commande du train directeur avant est basée sur la transformation du modèle en un système chaîné, conduisant à un découplage exact des performances latérales et longitudinales, puis sur des techniques de linéarisation exacte pour assurer la régulation latérale. La commande du train directeur arrière se base sur la dynamique de l'écart angulaire pour compenser les glissements et asservir cet écart sur le point de fonctionnement choisi. En second lieu, ces commandes sont étendues pour asservir latéralement la i^{eme} remorque du RMPA le long de Γ : une approche en cascade est utilisée pour traduire une commande virtuelle de la i^{eme} remorque en terme de commande du train directeur avant du véhicule « tracteur ». La commande longitudinale du RMPA est quant à elle basée sur une stratégie de commande prédictive à modèle interne, afin de suivre avec précision le profil de vitesse associé à Γ .

De nombreuses expérimentations en conditions réelles, effectuées sur un RMPA composé d'un véhicule « tracteur » à deux trains directeurs et d'une remorque passive à attache déportée, viennent valider les différentes approches présentées dans ce mémoire et permettent d'apprécier les performances des lois de commande proposées.

Mots-clefs : *agriculture, robot mobile poly-articulé à roues, modélisation cinématique étendue, glissements, commande adaptative, commande prédictive, manœuvres.*

Abstract

Agriculture has today the challenge to increase its productivity in order to supply enough food for the growing needs of the world population. However, this activity strongly damages environmental resources as water and soil, and new solutions are today required to reduce the impact of agricultural practices on environment.

Automatic guidance systems for farm vehicles are some new technologies that contribute to this objective, allowing accurate path following in the fields and therefore improving efficiency and quality of the agricultural work carried out. Essential functionalities are however absent in these systems, as the capacities to compensate for the crabway motion of the vehicle on sliding sloping fields, to control the trajectories of the towed implement, and to perform U-turn maneuvers in headland. This thesis studies these problems through the control in presence of sliding of a poly-articulated wheeled mobile robot called RMPA, composed of a four-wheel-steering vehicle and n passive trailers hooked up at some distance from the rear axle of the previous one.

An extended kinematic model of the RMPA is first used in order to take into account for the sliding effects on the overall behaviour of the robot. The sliding parameters, introduced on each rolling and steering axle of the RMPA, are estimated using a state observer built as a control law. The reference path Γ to be followed is either previously learned or specially planned using elementary primitives connected together with pieces of clothoid to produce the U-turn maneuvers. In a first step, both front and rear steering actuations of the robot are used to accurately control both lateral and angular deviations of the RMPA's four-wheel-steering vehicle with respect to Γ : the control of the front steering wheels is based on the transformation of the extended kinematic model into a chained system, allowing to dissociate the lateral and longitudinal commands, and on exact linearization techniques in order to servo lateral deviation. The control of the rear steering wheels is built from the angular deviation dynamic and ensures the convergence of the vehicle deviation to the desired set point. In a second step, these control laws are extended to control the lateral deviation of the i^{th} trailer of the RMPA with respect to Γ : a backstepping approach is proposed to calculate the control law for the RMPA's front steering wheels from the study of a virtual control law for the i^{th} trailer. Finally, the longitudinal control law of the RMPA is based on model predictive control, in order to accurately follow the velocity references linked to Γ .

Numerous experiments relying on an actual RMPA, composed of a passive trailer hooked up at some distance from the rear axle of a four-wheel-steering vehicle, permit to validate the various approaches presented in this thesis and to appreciate the capabilities of the proposed control laws.

Keywords : *agriculture, poly-articulated wheeled mobile robot, extended kinematic model, sliding, adaptive control law, predictive control law, maneuvers.*

Remerciements

Ce manuscrit représente l'aboutissement d'un parcours parsemé de nombreux échanges, de rencontres enrichissantes et d'amitiés nouvelles. Je tiens par ces remerciements à exprimer ma reconnaissance à toutes les personnes qui m'ont soutenu, et qui m'ont permis, par leurs encouragements, leurs contributions et leurs remarques avisées, de mener à bien cette aventure.

Je commencerai par adresser mes remerciements à mon directeur de thèse, Philippe Martinet, Professeur à l'IRCCYN de Nantes. Depuis mes débuts dans la recherche, son expertise, ses conseils et son soutien sans faille m'ont permis de réaliser ce travail de thèse ce qui, il le sait, me tenait particulièrement à cœur. Pour l'encadrement et la confiance qu'il m'a témoignée tout au long de ces années, je le remercie vivement.

Je suis très honoré que Christian Laugier, Directeur de Recherche à l'INRIA de Grenoble, ait accepté de présider mon jury de thèse. Je le remercie pour les remarques et les orientations pertinentes exprimées lors de ma soutenance. Je remercie tout autant mes rapporteurs, Yvan Baudoin, Professeur Émerite à l'École Royale Militaire de Bruxelles, et Pascal Morin, Professeur à l'ISIR de Paris, pour le temps consacré au suivi et à l'évaluation de ce travail, ainsi que Joanny Stephant, Maître de Conférences à l'ENSIL de Limoges, pour l'attention portée à mes travaux.

Je remercie également Benoit Thuilot, Maître de Conférences à l'Institut Pascal de Clermont-Ferrand, pour la qualité de son encadrement et ses relectures minutieuses qui m'auront été d'une aide précieuse. Je tiens ici à lui exprimer toute ma gratitude.

J'aimerais ensuite remercier les personnes du Cemagref (*devenu aujourd'hui Irstea, Institut national de recherche en sciences et technologies pour l'environnement et l'agriculture*) qui m'ont accordé leur confiance et qui m'ont permis de conduire à terme ce projet en bénéficiant des conditions de travail les plus favorables. Je remercie ainsi Anne Rizand, directrice du centre de Clermont-Ferrand, Emmanuel Hugo, responsable de l'Unité de Recherche TSCF, Jean-Michel Roger, animateur du Thème de Recherche Inspire, et Philippe Duchène, responsable du département Écotechnologies. Je remercie également mon responsable d'équipe, Michel Berducat, qui par son soutien constant depuis mes débuts au Cemagref, ses conseils pertinents et sa bonne humeur, m'a permis de conduire ce travail dans un climat des plus sereins. J'exprime également ma reconnaissance à Roland Lenain, mon compagnon de bureau depuis maintenant plusieurs années, qui par son encadrement au quotidien, par tout ce que j'ai pu apprendre à ses côtés, sa motivation et son enthousiasme, a joué un rôle déterminant dans la réussite de ce travail.

Je voudrais ensuite remercier toutes les personnes qui ont pris part à ce travail, et qui m'ont permis, par leurs contributions et leur amitié, de mener ce projet dans les meilleures conditions qui soient. Bien que ne pouvant remercier chacun nommément, je tiens à remercier tout particulièrement Thierry, Henri, Guy, Philippe, Myriam, Pierre, Eliane et Christiane. Un grand merci également à Frédéric, Nicolas, et Sonia pour leurs encouragements et aux habitués des pauses café pour tous les bons moments partagés.

Enfin, je remercie l'ensemble de mes amis qui m'ont soutenu tout au long de ces années, et je finirais par une pensée à tous les membres de ma famille, en dédiant ce travail de thèse tout particulièrement à ma femme et mes enfants.



Table des matières

Introduction générale	1
1 Contexte général	13
1.1 La navigation autonome des robots mobiles en environnement naturel . . .	13
1.2 Commande de robot mobile poly-articulé à roues sur un sol naturel glissant	19
1.2.1 Problématiques de commande	19
1.2.2 Relaxation de l'hypothèse de roulement pur sans glissement	22
1.2.2.1 Angle de dérive	23
1.2.2.2 Taux de glissement longitudinal	23
1.2.3 Commande de RMPA : état de l'art	25
1.2.3.1 Commandes par apprentissage	26
1.2.3.2 Représentations sous forme chaînée	28
1.2.3.3 Commande par platitude	29
1.2.3.4 Commandes par approche virtuelle	30
1.2.3.5 Bilan de ces approches	31
1.3 Problématiques inhérentes au contexte agricole	32
1.3.1 Le contrôle explicite du cap du véhicule « tracteur »	32
1.3.2 Le contrôle des trajectoires des outils trainés passifs	34
1.3.3 Le contrôle des manœuvres de demi-tour	35
1.4 Conclusion	37
2 Modélisation	39
2.1 Modélisation cinématique étendue	39
2.1.1 Notations	40
2.1.2 Conventions de signe	41
2.1.3 Modélisation au point de contrôle R_i	42
2.1.4 Estimation des variables d'état	46
2.1.4.1 Mesures directes et indirectes	46
2.1.4.2 Estimation des variables de glissement	47
2.2 Planification des trajectoires des RMPA	56
2.2.1 Deux approches de construction	56
2.2.2 Objectif et approche choisie	56
2.2.3 Calcul des coordonnées cartésiennes d'une clothoïde	57

2.2.4	Génération d'une trajectoire élémentaire	59
2.2.5	Stratégies de planification	62
2.3	Conclusion	66
3	Synthèse des lois de commande pour l'asservissement latéral	69
3.1	Contrôle des écarts latéral et angulaire du corps 0	70
3.1.1	Etude de la commande du train directeur avant	72
3.1.1.1	Chaînage du système	72
3.1.1.2	Loi de commande	74
3.1.2	Etude de la commande du train directeur arrière	75
3.1.2.1	Suivi de trajectoires rectilignes	76
3.1.2.2	Suivi de trajectoires courbes	76
3.1.2.3	Analyse de la stabilité	77
3.1.3	Anticipation des variations de courbure	78
3.1.3.1	Séparation de la commande	78
3.1.3.2	Commande prédictive à modèle interne	80
3.2	Contrôle de l'écart latéral du i^{eme} corps ($i>0$)	80
3.2.1	Contrôle du corps 1	81
3.2.2	Extension au contrôle du corps i ($i>1$)	85
3.2.3	Quelques simulations	85
3.3	Conclusion	89
4	Synthèse des lois de commande pour l'asservissement longitudinal	91
4.1	Asservir la vitesse du RMPA plutôt que sa position	91
4.1.1	Asservissement de la position du RMPA sur Γ	91
4.1.2	Asservissement de la vitesse du RMPA le long de Γ	92
4.1.3	Profils de vitesse	93
4.1.4	Commande prédictive à modèle interne	94
4.1.4.1	Modèle du premier ordre	94
4.1.4.2	Modèle du second ordre	98
4.1.4.3	Minimisation sur plusieurs points de coïncidence	99
4.2	Immobilisation pratique aux points d'arrêt	100
4.2.1	Choix de l'approche	100
4.2.2	Présentation du principe et simulation	100
4.3	Conclusion	102
5	Validation expérimentale	103
5.1	RMPA expérimental	103
5.1.1	Présentation générale	103
5.1.2	Actionneurs du RMPA	108
5.1.3	Obtention des variables utilisées par les lois de commande	109
5.1.3.1	Variables mesurées : δ_{F0} , δ_{R0} , V_{R0} , φ_1	109

5.1.3.2	Estimation de la configuration du corps 0 par rapport à $\Gamma : y_0, c(s_{M0}), \theta_\Gamma(s_{M0}), \theta_0$	110
5.1.3.3	Estimation de la configuration du corps 1 par rapport à $\Gamma : y_1, c(s_{M1}), \theta_\Gamma(s_{M1}), \theta_1$	112
5.2	Contrôle des écarts latéral et angulaire du corps 0	113
5.2.1	Trajectoire rectiligne en pente : $\tilde{\theta}_{0cons} = 0^\circ$	113
5.2.2	Trajectoire rectiligne en pente : $\tilde{\theta}_{0cons} = 0^\circ, -10^\circ, -20^\circ$	115
5.2.3	Trajectoire courbe sur terrain plat : $\tilde{\theta}_{0cons} = -10^\circ$	117
5.3	Contrôle des trajectoires du corps 1	118
5.3.1	Suivi de trajectoires courbes	119
5.3.2	Suivi de lignes droites sur terrain en pente	122
5.4	Manœuvres autonomes de demi-tour	123
5.4.1	Manœuvre avec un corps	123
5.4.2	Manœuvre avec deux corps	126
5.5	Conclusion	132
Conclusion et perspectives		133

Introduction générale

La **robotique mobile autonome en environnement naturel** est une thématique de recherche qui présente des perspectives d'avenir considérables pour de nombreux secteurs d'activité. Parmi ces secteurs figure en bonne place l'agriculture qui envisage aujourd'hui le déploiement de robots mobiles dans les champs dans le but d'accroître la productivité agricole, de diminuer l'impact de certaines pratiques sur l'environnement, mais aussi de préserver la santé et la sécurité des opérateurs. La tâche est néanmoins complexe et encore loin d'être résolue. De nombreux défis à la fois techniques, financiers, législatifs, mais aussi scientifiques comme nous allons le voir, restent à relever avant qu'un jour un robot ait l'accord et la capacité à évoluer de manière pleinement autonome dans une parcelle agricole pour y faire un travail économiquement rentable.

Après avoir situé brièvement les enjeux économiques et environnementaux auxquels l'agriculture est actuellement confrontée, liés en partie à l'accroissement de la population mondiale et à la nécessité d'un mode de production durable, cette introduction expose l'intérêt (voire même l'engouement !) actuel pour contrôler les déplacements intra-parcellaires des véhicules agricoles et de leurs outils associés, de manière précise et autonome. C'est dans l'optique d'apporter des éléments de réponse effective à certaines de ces problématiques, que ce travail de thèse a été construit autour du contrôle précis des déplacements des robots mobiles poly-articulés à roues (RMPA) évoluant sur des terrains naturels. Cette introduction présente ensuite les problématiques considérées, expose les objectifs fixés, puis se termine par le détail des contributions apportées ainsi que l'organisation du manuscrit.

Demande sociétale et défis scientifiques

Afin de subvenir aux besoins alimentaires d'une population mondiale en pleine explosion démographique (*6.8 milliards d'êtres humains sur Terre, 9 milliards attendus en 2050*), l'agriculture intensive, qualifiée aussi de productiviste, reste aujourd'hui le modèle de production dominant adopté et préconisé par de nombreux pays développés. Ce modèle, axé sur la seule valeur de la productivité, s'appuie principalement sur l'accroissement de la mécanisation des pratiques culturales, la spécialisation des exploitations et un usage massif de fertilisants et de produits phytosanitaires. Cette agriculture intensive

a été soutenue par l'Union Européenne dès 1962 dans le cadre de la Politique Agricole Commune, ce qui a permis en particulier à la France d'obtenir des gains de productivité impressionnants : d'une situation de pénurie et de dépendance alimentaire après la seconde guerre mondiale, et malgré un volume relativement faible de terres agricoles, la France est devenue aujourd'hui le premier pays européen producteur de produits agricoles, et le troisième pays exportateur mondial derrière les Etats-Unis et les Pays-Bas, avec des rendements en constante progression, voir [Col09b].

Cependant, les répercussions néfastes de ce modèle de production se font de plus en plus sentir sur l'environnement, en particulier au niveau de la **dégradation des sols** et de la **contamination des eaux de surface et souterraines**, qui sont devenues aujourd'hui deux enjeux de société majeurs, voir [Kle05]. En effet, la croissance de la production s'appuie d'une part sur des machines agricoles toujours plus puissantes, plus grandes mais aussi plus lourdes (*voir la course au gigantisme des agroéquipements* [Col09a], [Col09c], [Cha08]) qui exercent des contraintes mécaniques de plus en plus fortes sur les sols, détruisant leur porosité et formant une couche compacte en profondeur où l'aération et la perméabilité sont réduites. Outre la baisse des rendements, ce phénomène de compaction accroît considérablement le danger d'érosion en surface, qui dégrade de façon irrémédiable les sols, et affecterait 17% du territoire européen selon [Col06]. D'autre part, le recours à un usage massif d'intrants (*engrais chimiques et organiques, fongicides, herbicides, insecticides, régulateurs de croissance, boues de stations d'épuration*) qui se chiffre en plusieurs millions de tonnes par an en France (*premier pays consommateur de pesticides en Europe*), conduit à une contamination progressive, avérée et préoccupante des écosystèmes (*sols, eaux superficielles et souterraines, air*) avec des risques directs et indirects sur la santé humaine [Kle05]. Ainsi, bien que les agriculteurs soient les premiers concernés (*des études montrent que ces professionnels développent plus fréquemment certains types de cancers, de maladies respiratoires et de troubles neurologiques* [GE10]), c'est l'ensemble de la population qui est exposé aux résidus des pesticides qui se retrouvent notamment dans l'alimentation et l'eau de consommation (*la Direction générale de la concurrence, de la consommation et de la répression des fraudes a conduit en 2007 l'analyse de plus de 3700 échantillons de fruits et légumes : des résidus ont été détectés sur 44,5% des échantillons dont 7,6% dépassaient les limites autorisées* [GE10]).

Ces impacts négatifs ont ainsi fait infléchir depuis quelques années la Politique Agricole Commune qui intègre progressivement les préoccupations environnementales dans ses réformes et ses incitations financières auprès des agriculteurs, afin de tendre vers un **développement durable**. Ce concept, apparu et publié en 1987 par la Commission mondiale sur l'environnement et le développement (CMED) de l'ONU [Bru87], est défini comme « *mode de développement qui répond aux besoins du présent sans compromettre la capacité des générations futures à répondre aux leurs* ». L'enjeu est donc aujourd'hui de réorienter progressivement le modèle de production agricole pour répondre à l'ambition d'une agriculture qui se veut à la fois économiquement performante, avec de fortes perspectives de croissance, tout en étant respectueuse de l'environnement, voir [Col07].

Afin de tendre vers cet objectif dit de « *croissance verte* », le dernier rapport de la Commission Attali [Att10] souligne la nécessité de mettre l'accent sur l'innovation et la recherche. Ainsi, parmi les nombreuses voies d'évolution envisagées (*citons par exemple le recours aux éco-technologies, les pratiques agricoles respectueuses de l'environnement, la restauration de la biodiversité, la culture de certaines variétés végétales, la substitution des produits phytosanitaires à forte toxicité*), **le contrôle de la mobilité des véhicules agricoles à l'intérieur des parcelles** fait partie des axes de recherche privilégiés pour réduire les impacts négatifs exercés sur l'environnement.

Promouvoir un développement durable exige ainsi un effort particulier à apporter au niveau des déplacements des véhicules agricoles qu'il conviendrait de rendre à la fois moins polluants et plus économes en énergie (*voir les travaux sur le moteur à hydrogène [Col09d] et l'essor des biocarburants [Kle05]*), moins intrusifs afin de limiter la compaction des sols en profondeur causée par les passages répétés des machines ayant un poids à l'essieu excessif (*voir les travaux sur la caractérisation des sols et les moyens pour réduire leur compactage [RMCM03], [KA04]*), mieux planifiés en accord avec des cartes de préconisation (*zones de sensibilité au compactage, zones de traitements localisés, voir le plan écophyto 2008-2018 du ministère de l'agriculture et de la pêche [Col08], [PPC⁺09]*), mais aussi **plus précis** afin d'améliorer la productivité par la réduction des zones de recouvrement entre les passages de la machine [ESZ04], mais aussi afin de réduire les pollutions dues au surdosage par double application et de limiter le carburant consommé sous l'effet d'une circulation optimisée des machines.

Cependant, pour que les déplacements des machines agricoles puissent être amenés et maintenus à un niveau de précision qui réponde à ce dernier objectif, il est nécessaire d'assister la conduite des véhicules agricoles : en effet, après de longues heures de conduite, il est difficile à un opérateur de ne pas augmenter fortement les zones de recouvrement (*un agriculteur préférera toujours passer deux fois au même endroit plutôt que de laisser des zones non travaillées ou non traitées [Ast92]*). Ce relâchement est généralement dû à la fatigue générée par l'attention permanente de la conduite (*attention d'autant plus soutenue lors de travaux agricoles réalisés par faible visibilité, avec un outil de grande envergure, ou à vitesse élevée [Wil00]*), mais aussi à cause de l'inconfort physique engendré par la posture en torsion que l'opérateur doit adopter pour surveiller le travail de sa machine (*les lombalgies représentent à cet effet une pathologie récurrente des tractoristes*).

Néanmoins, malgré un important marché potentiel [TTS08] et de nombreux progrès scientifiques et techniques réalisés ces dernières années [Wil00], force est de constater que les systèmes apportant une simple **aide à l'opérateur** pour se repérer dans une parcelle sont aujourd'hui en plein essor (*barres de guidage GPS*), mais que les systèmes agissant en lieu et place de l'opérateur sur la direction du véhicule, voire sur sa vitesse, peinent à déboucher de manière significative sur le marché des agroéquipements. Les raisons à cela viennent d'abord du **coût encore excessif** des systèmes de guidage proposés sur le marché, basés sur des solutions utilisant une technologie encore onéreuse (*recours à un ou plusieurs récepteurs GPS à précision centimétrique, complétés par des dispositifs*

inertiels : un investissement minimum de 25000 euros est par exemple nécessaire pour disposer d'une solution avancée à base de RTK-DGPS [TTS08]). Ainsi, seules quelques exploitations agricoles à forte intensité de capital peuvent se permettre d'investir dans de tels systèmes de guidage, par exemple des exploitations réalisant une agriculture industrielle à grande échelle sur des parcelles de plusieurs centaines d'hectares en Amérique du Nord et en Australie, ou de façon marginale, quelques exploitations réalisant des cultures à haute valeur ajoutée (*cultures florales*). La recherche de solutions plus économes est ainsi aujourd'hui un élément essentiel afin de pouvoir proposer cette technologie à un nombre plus important de machines et d'exploitations agricoles.

Une deuxième raison est liée aux **performances obtenues** avec les systèmes de guidage proposés actuellement, qui sont souvent décevantes en dehors du cadre bien précis où il s'agit de suivre des **trajectoires parfaitement rectilignes sur des terrains plats** [CTMB03]. La précision en terme de suivi de trajectoire se dégrade en effet généralement de façon importante lorsque les conditions d'évolution deviennent difficiles (*faibles conditions d'adhérence, virages, pentes, vitesse élevée*), avec des écarts latéraux pouvant atteindre plusieurs dizaines de centimètres, comme il est souligné dans [LTCM06]. Le champ d'intervention de ces systèmes est ainsi aujourd'hui restreint à un certain nombre de régions, de topologie de terrains et de travaux agricoles.

Enfin, une troisième raison vient du fait que le développement des systèmes de guidage actuels se heurte aujourd'hui à des **problématiques particulières** qui conditionnent directement la qualité des travaux agricoles réalisés. Ces problématiques sont :

- **le contrôle du cap du véhicule « tracteur »** : contrôler précisément le cap du véhicule « tracteur » qui porte les outils agricoles est en effet un problème difficile, dont l'ampleur se manifeste notamment sur les terrains glissants en pente. Dans de telles conditions, bien que certains algorithmes de commande arrivent à guider efficacement le véhicule au sens de l'écart latéral le long de trajectoires prédéfinies, voir [LTCM06], celui-ci évolue généralement « *en crabe* » pour compenser les glissements avec une dérive angulaire plus ou moins prononcée selon l'adhérence rencontrée. Le problème est que ces dérives du cap du véhicule se répercutent fortement sur la qualité du travail agricole réalisé. Par exemple, avec des outils portés ayant des distances de projection importantes à l'arrière du véhicule (*plus de 25 mètres avec un épandeur centrifuge*), de fortes irrégularités sur la répartition des intrants distribués au sol peuvent être générées si le cap du véhicule n'est pas contrôlé, avec des incidences directes sur l'environnement [Vir07].

- **le contrôle des trajectoires des outils agricoles traînés** : des facteurs tels que de faibles conditions d'adhérence en pente ou la prise de virages à forte courbure ont généralement pour conséquence de décaler la trajectoire d'un outil agricole traîné de celle du véhicule qui le tracte. La tendance actuelle, qui consiste à augmenter le poids et l'envergure des outils agricoles, accentue ce problème : les outils glissent davantage vers le bas des pentes et coupent de plus en plus les virages, ce qui a une incidence directe sur la précision du travail agronomique réalisé. Ainsi, il faudrait

plutôt se concentrer sur le guidage avec précision de l'outil agricole qui réalise la tâche agronomique que de se focaliser sur le contrôle latéral du véhicule « *tracteur* », comme cela est effectué par un opérateur expérimenté et souligné dans [DPH06]. Ce problème du contrôle des trajectoires des outils agricoles traînés est aujourd'hui un problème ouvert.

- **l'automatisation des manœuvres de demi-tour** : les manœuvres de demi-tour des véhicules agricoles à chaque extrémité de la parcelle sont des opérations qui restent le plus souvent exécutées par l'opérateur, étant particulièrement difficiles à effectuer de manière autonome. En effet, afin de limiter la largeur des zones de manœuvre (*les fourrières*) qui sont soit des zones à faible rendement à cause d'une forte compaction du sol, soit des zones perdues ne pouvant être utilisées pour des plantations (*vergers, vignes*), l'opérateur doit généralement immobiliser sa machine en bordure du champ (*par exemple un tracteur avec un outil traîné*), puis effectuer une phase de marche arrière, avant de remettre sa machine en ligne sur la prochaine bande de travail. Aujourd'hui, la majorité des systèmes de guidage ne gère pas ces manœuvres discontinues. Seuls quelques systèmes proposent de guider les machines le long de trajectoires continues en forme de larges boucles. Ils ont cependant l'inconvénient de solliciter des largeurs de fourrière excessives, d'autant plus larges si des outils traînés ayant un grand empattement sont utilisés. Bien qu'il puisse être admis de réaliser de telles manœuvres sur de grandes parcelles (*agriculture à grande échelle*), ce mode opératoire est peu adapté à de petits parcellaires.

Le défi actuel consiste ainsi à apporter des solutions à ces trois problématiques qui, outre le fait d'étendre le champ d'intervention et les performances des systèmes de guidage actuels sur les véhicules agricoles, permettraient de donner des éléments de réponse pour le guidage des **robots mobiles agricoles**, un domaine en pleine effervescence aujourd'hui.

En effet, bien que l'idée de faire effectuer certains travaux agricoles dans une parcelle par des robots ne soit pas une idée récente [Wil00], les réflexions prospectives sur leur développement sont aujourd'hui de plus en plus d'actualité dans de nombreux laboratoires de recherche ayant trait à l'environnement et l'agronomie (*principalement au Japon, aux Etats-Unis, en Europe et en Israël*), fortement animées par les avantages qu'ils pourraient apporter en termes de sécurité pour les opérateurs (*l'agriculture est l'un des secteurs d'activité les plus dangereux en terme d'accidents du travail et d'exposition à des produits toxiques*), de qualité et de traçabilité des produits récoltés, mais aussi en termes de productivité et de développement durable, voir [RN01], [BSWR05], [PFHB05]. Le développement de robots mobiles de taille et poids réduits est particulièrement mis en avant, afin d'une part de limiter la compaction des sols et de pouvoir intervenir dans une parcelle durant la période agronomique optimale (*les machines lourdes actuelles sont contraintes à attendre une portance du sol suffisante pour se déplacer*), et d'autre part d'être plus maniables et adaptés pour le travail dans de petites exploitations. Ainsi, plusieurs travaux agricoles sont d'ores et déjà ciblés comme pouvant être réalisés de façon avantageuse par ces robots mobiles, voir [BSWR05]. Citons par exemple le contrôle de la

croissance des cultures ([BAB⁺08], [SGD08]), la récolte des fruits et légumes particulièrement fragiles à manipuler (*fraises, tomates, agrumes* [Kon09], [Car09]), le désherbage par binage mécanique pour limiter l'utilisation massive d'herbicides (*en particulier en viticulture et en arboriculture* [AB02]), ainsi que les opérations de pulvérisation pour ne plus exposer l'opérateur à la toxicité des produits phytosanitaires [BVGA08]. La coopération de plusieurs robots est également envisagée pour développer des solutions compétitives, voir [BDLC09]

Néanmoins, les problématiques que nous venons de mettre en lumière, à savoir le contrôle du cap du véhicule « tracteur », le contrôle des trajectoires des outils passifs traînés, et la réalisation des manœuvres de demi-tour à chaque extrémité de la parcelle, se posent également pour ces robots mobiles. Les objectifs de la thèse ont ainsi été définis de manière à apporter des éléments de réponse effective à ces différentes problématiques.

Objectifs de la thèse

Ce travail de thèse s'inscrit dans le cadre général de la **navigation autonome des robots mobiles en environnement naturel**. Cette thématique de recherche est extrêmement vaste et complexe, avec un large panel d'applications potentielles qui auraient avantage à confier à des robots des missions pénibles, dangereuses, voire inaccessibles à l'homme (*citons par exemple l'exploration planétaire, l'assistance au soldat, la surveillance de site, les interventions après catastrophe, certains travaux agricoles*). L'objectif est alors de donner la capacité à un robot mobile d'appréhender par lui-même la grande diversité et la forte variabilité de l'environnement naturel s'offrant à lui, et de se déplacer de manière précise, rapide et sûre dans un tel milieu. Notons qu'une difficulté particulière concerne la variabilité des conditions d'adhérence en milieu naturel pouvant nuire fortement à la précision de la tâche réalisée (*notamment en agriculture : dérives des outils traînés, glissement du véhicule « tracteur »*), voire à l'intégrité physique du robot dans certaines situations. Pour appréhender ces dérives et venir les compenser, une attention toute particulière doit ainsi être portée au niveau du triptyque perception/décision/action, en proposant de nouvelles fonctionnalités et/ou les moyens de rendre plus performantes celles déjà existantes.

C'est dans un tel contexte que se situent les travaux de recherche présentés dans ce mémoire en se positionnant dans un cadre de **mobilité accrue** [Len05], c'est-à-dire entre des opérations pouvant être effectuées sous l'hypothèse de roulement pur sans glissement des roues sur le sol, et les travaux dédiés à la haute mobilité [SLE⁺02], [BBBG07]. Ils sont le fruit d'un partenariat fort entre deux établissements publics de recherche, le Cemagref et le LASMEA (UMR 6602 Université Blaise Pascal - CNRS). Ces travaux font partie intégrante du thème de recherche INSPIRE (*Innovations technologiques pour l'agriculture durable et l'environnement*) du Cemagref, et du thème de recherche ROSACE (*Commande des systèmes robotiques*) du LASMEA. Historiquement, ce partenariat existe depuis une vingtaine d'années, et les travaux décrits dans ce manuscrit constituent les dernières

avancées d'un travail de longue date sur le contrôle de la mobilité des véhicules agricoles (*voir les thèses* [Deb96], [Cor01], [Cha99] et [Len05]).

L'objectif principal est d'étudier le problème de la commande par retour d'état des déplacements sur un sol naturel d'un **robot mobile poly-articulé à roues (RMPA), constitué d'un véhicule « tracteur » à deux trains directeurs, et de n remorques passives à attaches déportées**, voir l'illustration de la figure 1.

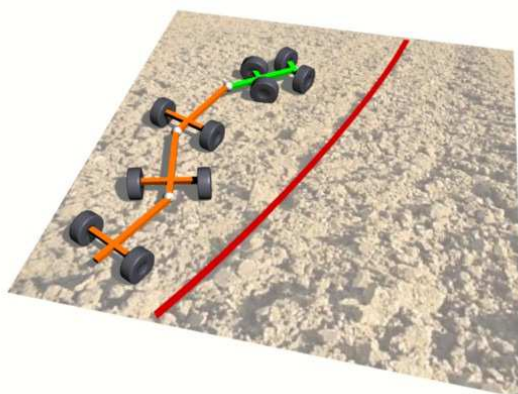


FIGURE 1 – Illustration d'un RMPA composé d'un véhicule « tracteur » à deux trains directeurs et de 3 remorques passives à attaches déportées

Outre le fait que ce système soit largement sous-actionné (*la dimension de l'espace de commande est inférieure à la dimension de l'espace de configuration du robot*), la difficulté est d'établir les lois de commande permettant d'assurer la précision des déplacements du RMPA, à la fois **en termes d'écart latéral, angulaire et longitudinal** par rapport à une trajectoire de référence à suivre, malgré des conditions d'adhérence variables, mal connues et difficilement mesurables, qui engendrent des comportements cinématique et dynamique particulièrement incertains. Pour cela, comme les lois de commande classiques élaborées sous l'hypothèse de roulement pur sans glissement pour contrôler les déplacements de systèmes avec ([LL98], [ASW01]) ou sans remorques ([CTMB03]) ne peuvent être exploitées directement sans obtenir des performances de suivi dégradées (*voir* [LTCM06], [WL06]), l'objectif est d'appréhender la manière dont le RMPA interagit avec le sol pour inclure explicitement l'observation de sa dynamique globale dans la formulation des lois de commande développées.

L'approche qui sera poursuivie dans ce mémoire va reposer sur une relation étroite entre les aspects **modélisation cinématique étendue** et **observation des paramètres de glissement**, ces derniers servant de base pertinente au développement des algorithmes de **commandes latérale et longitudinale** :

- **Modélisation cinématique étendue** : le modèle d'un RMPA général (*deux trains directeurs et n remorques passives à attaches déportées*) est d'abord construit en tenant compte des effets induits par les perturbations environnementales sur son

comportement global à l'aide de variables de glissement additionnelles. Ces variables, homogènes aux angles de dérive dans un modèle dynamique, sont considérées sur chacun des trains roulants et directeurs du RMPA, et incorporées dans son modèle cinématique qui est alors dit « étendu ». Cette approche permet de conserver un haut degré de représentativité tout en préservant la simplicité structurelle du modèle, particulièrement adapté à la synthèse des différentes lois de commande. Le comportement du RMPA est en effet décrit en présence de glissement à l'aide d'un modèle simple dont la structure est similaire à celle d'un modèle cinématique respectant l'hypothèse de roulement pur sans glissement. Cette approche évite en outre de considérer les effets du glissement comme des perturbations extérieures dont on ne connaît pas les limites, mais comme des entrées observables du système.

- **Observation des variables de glissement** : comme il est difficilement envisageable d'estimer les angles de dérive d'un RMPA évoluant sur un sol naturel présentant une adhérence variable avec des approches classiques (*mise en œuvre d'observateurs reposant sur un modèle dynamique avec de nombreux paramètres plus ou moins bien connus et mesurables en ligne*), le point de vue proposé est de présenter le problème d'observation comme un problème de commande : les angles de dérive sont considérés comme étant les variables de commande devant assurer la convergence des sorties du modèle cinématique étendu vers les valeurs mesurées (*écarts latéral et angulaire, angles de brisure*), les angles de braquage des roues directrices du RMPA étant traités comme des paramètres connus.

- **Commandes latérale et longitudinale** : afin de répondre aux différentes problématiques préalablement présentées concernant le guidage des machines agricoles, les objectifs de commande sont le contrôle des écarts latéral et angulaire du véhicule « tracteur » du RMPA, le contrôle latéral du i^{eme} corps du RMPA, et le contrôle des manœuvres de demi-tour. Pour répondre à ces objectifs, différentes approches ont été étudiées et proposées :

- Le contrôle des écarts latéral et angulaire du véhicule « tracteur » du RMPA est tout d'abord assuré en exploitant les deux trains directeurs du robot. Une loi de commande non linéaire adaptative est proposée reposant sur un principe de backstepping : le modèle cinématique étendu est d'abord converti en un système chaîné de façon à construire la commande du train directeur avant pour contrôler l'écart latéral du robot par rapport à la trajectoire de référence quelle que soit l'orientation des roues arrière. La dynamique de l'écart angulaire est ensuite exploitée pour établir la commande du train directeur arrière, et asservir cet écart en un point de fonctionnement choisi.
- Ensuite, le contrôle latéral du i^{eme} corps du RMPA est réalisé à l'aide de lois de commande en cascade : dans le cas du contrôle du corps 1 (*première remorque*), celui-ci est d'abord considéré comme un véhicule virtuel avec une roue directrice virtuelle située au point d'attache, et une première loi de commande détermine la direction souhaitée du vecteur vitesse de cette roue virtuelle pour que ce corps converge vers

la trajectoire à suivre. Ensuite, l'angle de brisure entre le corps « tracteur » et le corps 1 qui conduirait à un tel vecteur vitesse au point d'attache à l'état stable est déduit, et une seconde loi de commande est élaborée pour faire converger le système vers cet état en agissant sur l'angle du train directeur avant du corps « tracteur ». Un processus itératif est proposé dans le cas du contrôle de l'écart latéral du i^{eme} corps.

- Enfin, le contrôle d'un RMPA composé de deux corps (*véhicule « tracteur » et une remorque*) est étudié pour permettre la réalisation de manœuvres de demi-tour, comprenant deux points d'arrêt et une inversion du sens de marche. Différentes stratégies de planification sont proposées, basées sur des arcs de clothoïdes auxquels sont associées des vitesses de référence. La loi de commande latérale, rendue indépendante de la vitesse d'avancement en considérant l'abscisse curviligne de la trajectoire à suivre comme étant la variable d'évolution du système, et la loi de commande longitudinale reposent toutes les deux sur des techniques de commande prédictive à modèle interne afin d'anticiper et de limiter les erreurs de suivi transitoires dues au retard des actionneurs et à l'inertie du RMPA.

Au final, la démarche globale proposée dans ce mémoire vise à apporter des réponses effectives à chacune des problématiques identifiées autour du guidage des machines agricoles, en faisant intervenir un nombre limité de paramètres, facilement identifiables et/ou observables (*empattements, position du robot, angles de brisure entre chacune des remorques, angles de dérive*). La modélisation cinématique étendue, tout en restant simple d'un point de vue équationnelle, permet en particulier d'être représentative du comportement global du système et conduit à des principes de commande génériques, aisément applicables à différents types de robot. Ainsi, sans perte de généralité, les différents aspects des stratégies de commande développées et proposées dans ce mémoire ont été évalués et validés sur la plateforme expérimentale présentée sur la figure 2.



FIGURE 2 – RMPA expérimental : robot mobile tout terrain à deux trains directeurs associé à une remorque passive à attache déportée à un train roulant.

Organisation du mémoire

Ce mémoire s'organise autour des cinq chapitres suivants :

- Le premier chapitre présente tout d'abord le cadre général de la navigation autonome des robots mobiles en milieu naturel, et positionne la commande des déplacements des robots mobiles poly-articulés à roues (RMPA) en présence de glissement parmi les nombreuses problématiques liées à cette thématique de recherche. Un état de l'art synthétique des différentes stratégies de commande des RMPA est effectué, et les enjeux de la commande des déplacements précis des RMPA en milieu naturel sont présentés au travers des problématiques liées au contrôle de la mobilité des machines agricoles autonomes.
- La construction du modèle cinématique étendu d'un RMPA, composé d'un véhicule « tracteur » à deux trains directeurs (*corps 0*) et de n remorques passives à un train roulant à attache déportée (*corps 1 à n*), est ensuite abordée dans le deuxième chapitre. Après avoir introduit dans ce modèle des variables de glissement représentant l'influence du glissement des roues sur le sol sur la dynamique globale du robot, une méthode d'estimation de ces variables est présentée, basée sur un observateur construit sous la forme d'une loi de commande. Cette modélisation est ensuite associée à des stratégies de planification de trajectoires, basées sur la jonction en tangence de clothoïdes et d'arcs de cercle, afin de générer des manœuvres discontinues de demi-tour qui soient admissibles par le robot considéré.
- Le troisième chapitre est consacré au développement des lois de commande latérale, permettant en premier lieu au véhicule « tracteur » à deux trains directeurs du RMPA de suivre une trajectoire de référence avec précision, non seulement au regard de l'écart latéral mais aussi vis-à-vis de l'écart angulaire. Pour cela, le modèle cinématique étendu est d'abord converti en un système chaîné de façon à obtenir un découplage exact entre les comportements latéral et longitudinal, avant d'étudier une loi de commande non-linéaire reposant sur un principe de backstepping. En second lieu, le problème du contrôle latéral du i^{eme} corps du RMPA ($i > 0$) par rapport à une trajectoire de référence est abordé, ainsi que le problème particulier du guidage en marche arrière, en se limitant néanmoins dans ce cas à un RMPA composé de deux corps (*corps 0 et 1*).
- La commande longitudinale du RMPA fait l'objet du quatrième chapitre. L'objectif est d'asservir la vitesse d'avancement du RMPA sur une référence de vitesse associée à l'abscisse curviligne de la trajectoire de référence à suivre. Des techniques de commande prédictive à modèle interne sont pour cela exploitées, permettant d'une part d'anticiper les erreurs de vitesse transitoires dues à l'inertie et au retard des actionneurs, et d'autre part de se positionner dans un voisinage pertinent autour des points d'arrêt qui ont été intégrés aux phases de manœuvres.

- Chacun des développements théoriques présentés au sein de ces chapitres est finalement évalué et validé par le biais de résultats expérimentaux. Ce cinquième et dernier chapitre présente en détail le dispositif expérimental, expose les moyens mis en œuvre pour accéder aux différentes variables d'état, puis rapporte et analyse les résultats obtenus.

Chapitre 1

Contexte général

Le travail présenté dans ce mémoire de thèse s'inscrit dans le cadre général de la navigation autonome des robots mobiles en environnement naturel. Après un tour d'horizon de quelques problématiques incontournables liées à cette thématique de recherche, ce chapitre se focalise plus particulièrement sur la problématique qui nous intéresse, à savoir la commande des déplacements précis des robots mobiles poly-articulés à roues (RMPA) en présence de glissement. Un état de l'art synthétique des différentes approches proposées dans la littérature est présenté, puis les motivations et les enjeux de ce travail pour le cadre applicatif considéré, le secteur agricole, sont introduits.

1.1 La navigation autonome des robots mobiles en environnement naturel

La navigation autonome des robots mobiles en environnement naturel est une thématique de recherche qui présente un large spectre de problématiques. Que ce soit pour donner à un robot la capacité de se déplacer de manière sûre et précise sur des terrains accidentés, encombrés, meubles ou glissants, faire face à des contraintes diverses et variées (*contraintes météorologiques, environnementales, énergétiques*), ou encore interagir et partager des décisions avec d'autres acteurs (*autonomie partagée et/ou ajustable*), la tâche est particulièrement vaste et complexe, voir l'illustration de la figure 1.1 qui montre les conditions d'évolution du robot de la NASA *Opportunity* sur la planète Mars.

Cette complexité conduit généralement à structurer les systèmes de navigation en plusieurs sous-tâches, tout en gardant l'objectif de ne pas les cloisonner, mais de conserver un couplage fort entre chacune d'entre-elles. Un exemple de décomposition modulaire est proposé, avec un certain niveau d'abstraction, sur la figure 1.2. A partir d'une **MIS-SSION** assignée au robot (*atteindre une position, quadriller une zone, naviguer à temps minimum*), et en s'appuyant sur une **Base de connaissances** a priori (*capacités intrinsèques du robot, environnement global du robot issu de cartes préétablies ou fabriquées et réactualisées par un module de perception [DB06]*), le module de **PLANIFICATION**



FIGURE 1.1 – Navigation autonome du robot Opportunity, image prise lors de son 2476^{ème} jour sur Mars (src. NASA/JPL-Caltech, 13/01/2011)

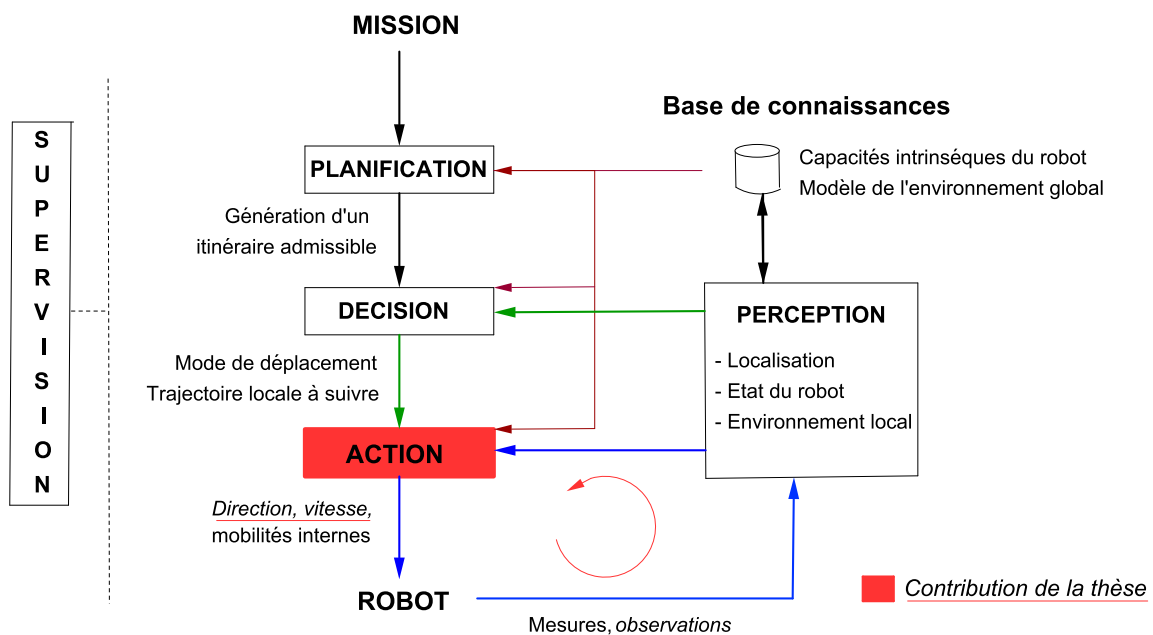


FIGURE 1.2 – Décomposition d'un système de navigation : les contributions de la thèse s'inscrivent principalement au niveau des volets observation et action.

explore l'espace des configurations possibles du robot, et génère un itinéraire admissible, sans collisions, et jugé optimal pour répondre aux critères de la mission demandée [Tai11]. Ensuite, selon les résultats des traitements issus du module de **PERCEPTION**, notamment en termes de localisation probable du robot dans son environnement, de l'estimation de son état interne (*posture, dynamique* [Bou09]) et de son environnement local

(état du sol, obstacles statiques et dynamiques [Lef06]), le module de **DECISION** analyse la situation et décide des actions appropriées (*évitement d'obstacles* [DDLC10a], *suivi d'une trajectoire sélectionnée avec un certain profil de vitesse* [ILLP07], *changement du mode de locomotion* [GBPB05]). Le module **ACTION** (*c'est au niveau de ce module que s'inscrit plus particulièrement ce travail de thèse*) génère ensuite les commandes à envoyer aux actionneurs du robot pour s'asservir sur les consignes établies, en s'appuyant sur la **Base de connaissances** a priori (*modèles cinématiques et dynamiques du robot* [Gar03], [Len05]) et sur le retour d'état du module de **PERCEPTION**. En parallèle, le module de **SUPERVISION** vérifie le bon déroulement des opérations, et établit des stratégies de secours en cas de diagnostics de fautes ou d'échecs (*mode dégradé, changement d'itinéraire* [DDLC10b]).

Les difficultés d'un tel système de navigation se situent non seulement au niveau des verrous scientifiques présents sur chacun de ces modules, mais aussi au niveau des relations entre les modules qui sont intimement liés (*propagation des incertitudes et des retards de la perception sur les algorithmes de commande, et inversement, répercussions des imprécisions de la commande du robot sur les algorithmes de perception*), la finalité étant d'agrèger ces modules de manière efficace et cohérente, pour former un système global capable de répondre aux besoins de l'application visée. Certaines applications peuvent par exemple demander de mettre en œuvre des **Robots d'exploration**, des **Robots à haute vitesse** et/ou des **Robots coopérants**, ce qui nécessite de mettre l'accent sur le développement de fonctionnalités particulières du système de navigation pour atteindre le niveau de performances et d'autonomie désiré, voir [HAM⁺04].

Robots d'exploration

L'un des défis majeurs actuel de l'exploration spatiale concerne la planète Mars, qui aurait présentée à une certaine époque de nombreuses similitudes avec la Terre, et dont l'exploration permettrait de répondre à de nombreuses questions scientifiques quant à l'évolution de notre propre planète. Cependant, comme cette planète reste encore aujourd'hui inaccessible à l'homme, notamment en raison de la distance qui nous sépare et des conditions de vie extrêmes (*quantités minimales d'oxygène, radiations mortelles, tempêtes de poussières et vents violents*), l'objectif est de confier l'exploration de cette planète à des robots pour effectuer différentes missions (*prises de vue, collecte et analyse d'échantillons, recherche de la présence d'eau, voire d'éventuelles formes de vie*).

Pour cela, il est important que le système de navigation du robot dispose de fonctionnalités de perception avancées afin de repérer et d'éviter les zones d'évolution locales risquant de mettre en péril son intégrité physique (*analyse d'images, modélisation du relief environnant, définition d'un espace de navigation sûr, calcul de trajectoires candidates, sélection d'une trajectoire réalisable*), voir la figure 1.3(a). D'autre part, les délais de communication étant de plusieurs minutes entre la Terre et Mars, le robot doit être capable de gérer en autonomie complète des phases de déplacement de quelques mètres, qui seront néanmoins réalisées à des vitesses quasi-statiques (*0.3cm/s en milieu encombré et 1cm/s*

en milieu dégagé, voir [BLM05]). Un autre élément indispensable concerne les capacités de locomotion et de franchissement d'obstacles pour pouvoir continuer à se déplacer dans des situations critiques et instables (*fortes pentes, risques d'enlèvement dans des dunes de sable*), voir les figures 1.3(b) et les travaux de [GBPB05] et [SSH10].



(a) Perception

(b) Locomotion hybride roue-patte du robot Athlete



(c) Robots Sojourner (10 kg) et Opportunity/Spirit (175 kg), posés sur Mars les 04/07/1997 et 24/01/2004



(d) Robot Curiosity (900 kg) parti de la Terre le 26/11/2011 pour une arrivée programmée sur Mars en août 2012

FIGURE 1.3 – Exploration planétaire (src. Courtesy : NASA/JPL/Caltech)

Il faut cependant noter que d'une part, la précision des déplacements n'est pas la priorité principale de l'exploration (*il s'agit plutôt d'évoluer vers des positions cibles*) et d'autre part, bien que ces robots présentent des perspectives d'avenir considérables (*voir les robots de la NASA sur les figures 1.3(c) et 1.3(d), et [Wag09]*), les enjeux et les coûts considérables de ces missions, associés au fait qu'aucune défaillance ne soit permise (*une intervention sur place est impossible*), font que les aspects décision et supervision du système de navigation restent encore sous le contrôle d'un opérateur humain distant, restreignant ainsi aujourd'hui le niveau d'autonomie de ces robots (*téléopération avancée*).

Robots à haute vitesse

Contrairement à l'exploration planétaire, de nombreuses applications nécessiteraient l'intervention de robots capables de se déplacer à haute vitesse tout en conservant des capacités de franchissement importantes (*surveillance de site, soutien logistique, intervention après catastrophe, certains travaux agricoles*). La navigation autonome de tels robots ne peut cependant se borner à une extension directe des algorithmes déjà dévelop-

pés dans le cadre de la navigation à faible vitesse. En effet, les vitesses élevées nécessitent l'étude de nouvelles fonctionnalités telles que la perception et la gestion rapides des obstacles (*perception de l'environnement local, détection et suivi d'obstacles statiques et/ou dynamiques, modulation de la vitesse du robot*), mais également la prise en compte explicite de la dynamique du robot dans les algorithmes de commande (*estimation des glissements, anticipation des comportements*) pour rester dans le couloir de navigation prédéfini et ne pas se retrouver dans une situation instable (*renversement, cabrage*).

Deux approches se confrontent. La première tente de commander des véhicules conventionnels ne disposant pas de dispositif de stabilisation. Citons ainsi le robot militaire américain MDARS présenté sur la figure 1.4(a), voir [SJG⁺06], capable de rouler à 30 km/h en milieu semi-structuré, le robot RobuFast présenté sur la figure 1.4(b), voir [LTCM10], capable de maintenir sa stabilité dynamique latérale en modulant sa vitesse, ou encore les véhicules autonomes tout terrain participant aux compétitions robotiques de la DARPA (*Defense Advanced Research Projects Agency*), voir la figure 1.4(c) et [Thr06], capables d'effectuer de longues distances en autonomie complète à vive allure en milieu semi-structuré. La seconde approche vise à ajouter des dispositifs de correction actifs pour stabiliser le robot mobile, tels que des barres anti-roulis actives (*voir la figure 1.5(a)*) ou encore des masses mobiles (*déplacement longitudinal de masses pour modifier les forces normales sur les roues, voir la figure 1.5(b)*). L'intérêt est ainsi de repousser encore un peu plus loin les limites du robot et de pouvoir passer des passages et des situations critiques à très haute vitesse.

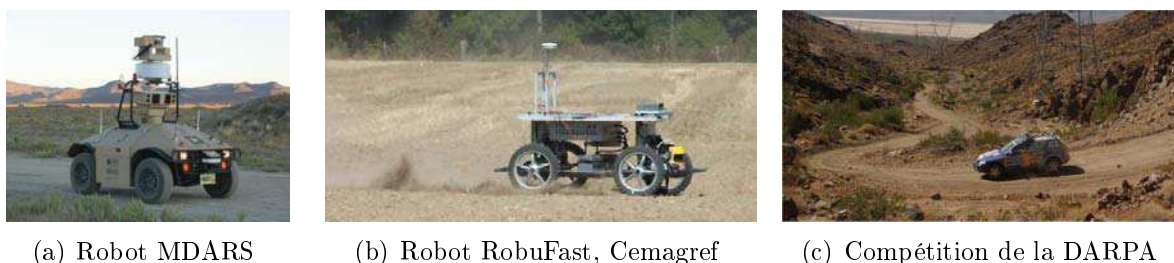


FIGURE 1.4 – Robots mobiles à haute vitesse en milieu naturel

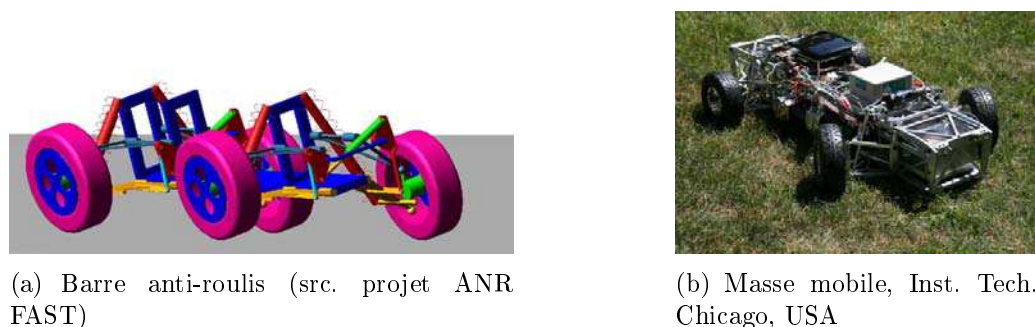


FIGURE 1.5 – Dispositifs de correction de stabilité

Robots coopérants

Certaines applications nécessiteraient parfois d'associer plusieurs acteurs pour réaliser une tâche de façon commune ou couvrir une zone plus large, voir [SVP10]. C'est par exemple le cas en agriculture où un robot doit pouvoir coopérer avec un opérateur qui intervient sur la vitesse d'avancement du système, dans le but de réaliser un travail agronomique optimal, voir la figure 1.6(a) et [CTMB03]. C'est aussi le cas lorsque deux machines autonomes, disposant parfois de modes de locomotion différents, doivent s'associer à un certain moment pour réaliser une action commune, comme par exemple vider une trémie dans une remorque, voir la figure 1.6(b). Citons aussi le cas de la flotte de machines autonomes qui s'associent selon différentes configurations géométriques pour travailler un champ agricole, voir la figure 1.6(c).

Pour cela, de nouvelles fonctionnalités sont nécessaires, concernant par exemple les aspects communication (*machines communicantes terrestres et/ou aériennes, modification des trajectoires pour ne pas mettre en péril la connectivité de la flotte de machines, gestion des pertes de communication, localisation coopérative en fusionnant des données issues de plusieurs points de vue [Le10]*), le partage de tâches et de décisions entre les différents acteurs (*autonomie partagée, gestion des comportements individuel et global d'une flotte de machines, prise en compte de certaines défaillances*), ou encore les aspects commande (*contrôles latéral et longitudinal entre les véhicules, gestion d'un obstacle sur le comportement global de la flotte, réalisation des phases collectives de manœuvres*).



(a) Autonomie partagée machine et opérateur (src. Cemagref) (b) Coopération de deux machines autonomes (src. Case IH) (c) Flotte de machines, projet ANR SafePlatoon (src. Cemagref)

FIGURE 1.6 – Coopération pour la réalisation d'une action commune

Les quelques exemples que nous venons de présenter au travers des robots d'exploration, à haute vitesse et coopérants, nous ont ainsi permis d'introduire quelques-unes des problématiques actuelles liées à la navigation autonome des robots mobiles en environnement naturel, qui est une thématique de recherche qui touche, comme nous venons de le voir, à de nombreuses disciplines à part entière.

L'une de ces problématiques concerne plus particulièrement la commande par retour d'état des déplacements des robots mobiles poly-articulés à roues (RMPA) sur un sol naturel glissant. C'est sur cette problématique que nous allons maintenant nous focaliser, étant le cœur de ce travail de thèse.

1.2 Commande de robot mobile poly-articulé à roues sur un sol naturel glissant

La structure générale d'un RMPA se présente sous la forme d'un véhicule « tracteur » qui assure la traction et la direction du système à l'aide de un ou deux trains directeurs, et de n remorques passives, supposées à un train roulant et à attache déportée (*cas général, les remorques à attache déportée étant plus courantes en pratique par rapport aux remorques à attache centrée*). La figure 1.7 représente le schéma général d'un RMPA en mettant en évidence les contributions de chacun des trains roulants et directeurs par une roue virtuelle (*représentation bicyclette*). Connaissant l'empattement de chacun des modules, la configuration du RMPA est alors donnée par deux coordonnées cartésiennes d'un point du système, par exemple le point $R_0(x_{R0}, y_{R0})$, centre de la roue virtuelle arrière du véhicule tracteur, et $n + 1$ angles (θ_0 à θ_n). La vitesse d'avancement et les angles de braquage avant (*front*) et arrière (*rear*) du véhicule tracteur sont respectivement notés V_{R0} , δ_{F0} et δ_{R0} . Ce RMPA est supposé évoluer sur un terrain naturel exempt d'obstacles mais susceptible d'engendrer d'importants phénomènes de glissement au contact des roues avec le sol.

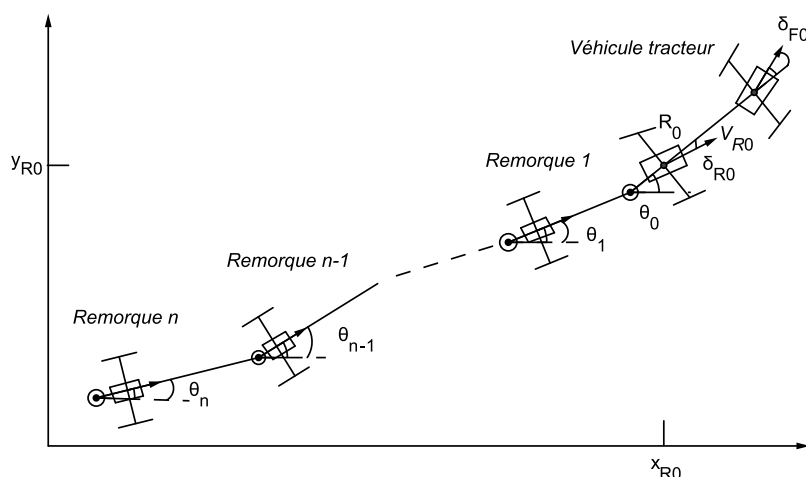


FIGURE 1.7 – Représentation générale d'un RMPA

1.2.1 Problématiques de commande

Les trois variables de commande du RMPA sont les deux angles de braquage et la vitesse d'avancement du véhicule tracteur. L'objectif général consiste à développer les stratégies de commande qui permettront d'assurer des déplacements précis du RMPA, à la fois en terme d'écart latéral, longitudinal et angulaire par rapport à une trajectoire de référence, de telle sorte que le RMPA soit capable de quadriller avec précision une parcelle de terrain comprenant des phases de manœuvres à chaque extrémité. Pour cela, il nous faut reprendre les problèmes de commande que sont le suivi de chemin, la poursuite de trajectoire et la stabilisation sur une configuration fixe.

- Le suivi de chemin

Etant donnée une trajectoire de référence définie dans l'espace cartésien, et à partir d'une configuration initiale et d'une vitesse d'avancement données, le problème du « *suivi de chemin* » consiste à considérer un point fixe sur le robot, et à réguler à zéro la distance de ce point à la trajectoire (*l'écart latéral*), voir les travaux de [Sam95] précurseurs dans ce domaine pour contrôler des robots de type voiture. Cependant, afin de répondre aux besoins de notre contexte applicatif (*contrôle de la mobilité des machines agricoles*), ce problème doit être traité de façon plus générale pour inclure les deux aspects suivants :

- *Suivi de chemin en écart latéral et angulaire* : l'objectif est de considérer le véhicule « tracteur » du RMPA et de contrôler, en plus de l'écart latéral, l'écart angulaire en dépit des phénomènes de glissement rencontrés (*un exemple typique est la compensation de la marche en crabe sur les terrains en pente*). Pour cela, il devient incontournable d'exploiter la commande des deux trains directeurs du RMPA.
- *Suivi de chemin en écart latéral de la $i^{\text{ème}}$ remorque* : une trajectoire de référence devant être suivie par la $i^{\text{ème}}$ remorque est d'abord définie dans l'espace cartésien. A partir d'une configuration initiale et d'une vitesse d'avancement données, l'objectif de commande est cette fois-ci de réguler à zéro la distance d'un point de cette remorque à un point à la trajectoire en utilisant la direction du RMPA.

- La poursuite de trajectoire

Le problème de la poursuite de trajectoire se distingue du suivi de chemin par le fait que la vitesse d'avancement n'est plus considérée comme un paramètre fixé à l'avance, mais comme une variable de commande supplémentaire. Deux approches sont possibles :

- *Asservissement de la position du RMPA sur Γ selon une loi horaire* : habituellement, l'objectif est de réguler, en plus de l'erreur latérale, l'erreur de suivi entre un point se déplaçant le long de la trajectoire Γ selon une loi horaire prédéfinie ou produite en temps réel par un autre véhicule, et un point du robot. Plusieurs approches ont été proposées dans la littérature pour traiter ce problème de commande, par exemple à l'aide de fonctions de Lyapunov [SA90] ou par linéarisation exacte ou approximative [STKS95].
- *Asservissement de la vitesse du RMPA le long de Γ* : l'objectif de commande est ici envisagé légèrement différemment, dans le sens où, en raison encore une fois des besoins de notre contexte applicatif, les déplacements doivent être effectués à des vitesses longitudinales les plus régulières possibles afin de réaliser un travail le plus homogène possible, la vitesse n'étant modifiée que lors des phases de manœuvres. Il ne s'agit donc pas d'accélérer pour rattraper un véhicule virtuel si par exemple le RMPA a ralenti lors du passage dans une zone particulièrement meuble, mais de réguler la vitesse selon la consigne de vitesse définie par rapport à l'abscisse curviligne de la trajectoire Γ .

Par ailleurs, comme de nombreux travaux agricoles nécessitent de suivre les mêmes trajectoires plusieurs fois au cours de l'année, mais à des vitesses d'avancement différentes, il est souhaitable de découpler les commandes latérale et longitudinale du RMPA et de con-

cevoir des commandes latérales dont les performances soient indépendantes de la vitesse d'avancement du RMPA. De cette manière, les commandes latérales établies lors de l'étude du problème de suivi de chemin pourront être réutilisées, simplement complétées par une commande longitudinale pour adresser le problème de la poursuite de trajectoire.

- La stabilisation sur une configuration fixe

Le problème de stabilisation d'un RMPA sur une configuration fixe consiste à synthétiser les lois de commande latérale et longitudinale pour le stabiliser dans une configuration particulière en position et en orientation. Ce problème est celui pour lequel les propriétés de non-holonomie interviennent de la manière la plus contraignante (*le théorème de Brockett* [Bro83] indique en effet que les véhicules non holonomes ne peuvent être stabilisés asymptotiquement sur une configuration de référence fixe au moyen de retours d'état statiques continus). Il a été largement étudié dans la littérature, notamment pour stabiliser des robots non holonomes de type voiture. Parmi les différentes approches proposées, citons par exemple les travaux sur la synthèse de retours d'état discontinus [CS92], et ceux relatifs aux retours d'état instationnaires (*voir par exemple* [Sam95], *travaux souvent confrontés à des compromis à réaliser en termes de vitesse de convergence asymptotique et de robustesse vis-à-vis de dynamiques non modélisées et des bruits de mesure*). Les travaux de [MS03] relaxent quant à eux l'objectif contraignant de la stabilisation asymptotique au profit d'une stabilisation pratique, qui recherche la convergence du système vers un voisinage petit, mais non nul, autour de la configuration de référence à l'aide d'une approche de commande par fonctions transverses. Cependant, en raison d'une part des besoins de l'application agricole considérée qui lors des phases de manœuvre ne nécessite pas de venir stabiliser le RMPA dans une configuration exacte, ni même dans un voisinage très petit autour du point d'arrêt, et d'autre part des perturbations importantes susceptibles d'être rencontrées sur un terrain naturel, nous viserons simplement dans ce mémoire à immobiliser le RMPA à proximité de la configuration souhaitée, en mettant l'accent sur des techniques de commande prédictive à modèle interne, afin d'anticiper le retard des actionneurs et celui induit par l'inertie du RMPA à l'approche des points d'arrêt.

Les différents aspects sous lesquels nous considérons les problématiques de commande d'un RMPA sont ainsi guidés par le contexte applicatif agricole considéré.

La difficulté majeure à laquelle il faut faire face sont les phénomènes de glissement susceptibles d'être rencontrés dans un tel contexte au niveau du contact des roues du RMPA avec le sol. Ces glissements dépendent de nombreux facteurs (*nature, état et topologie du terrain, cinématique et dynamique du robot, propriétés des pneumatiques, liaison au sol*) et conduisent généralement à des comportements cinématique et dynamique incertains du système. Or, la plupart des algorithmes de commande de RMPA dans la littérature sont basés sur l'hypothèse de roulement pur sans glissement des roues sur le sol. Dans des conditions d'évolution difficiles (*glissements importants, terrains en pente*), les performances obtenues en terme de précision sont inévitablement altérées comme il est souligné dans [LTCM06] et [WL06]. Il est par conséquent nécessaire de relaxer cette hypothèse qui ne reflète pas le comportement général réel d'un RMPA sur un terrain naturel.

1.2.2 Relaxation de l'hypothèse de roulement pur sans glissement

L'hypothèse de roulement pur sans glissement des roues sur le sol est une hypothèse largement utilisée en robotique mobile, simplifiant de manière significative la modélisation des engins mobiles à roues conventionnelles (*i.e. roues sous la forme d'un ensemble disque/jante et pneumatique, en omettant les roues particulières telles que les roues à galets ou sphériques permettant des déplacements latéraux*). Adopter ce point de vue suppose cependant que l'on considère des déplacements sur un plan horizontal, chacune des roues indéformables (*rayon constant*), un contact ponctuel et permanent des roues avec le sol, et une vitesse de glissement nulle au point de contact des roues avec le sol, ce qui implique des contraintes sur les dérivées des variables décrivant l'état de la roue. Ces contraintes ne sont pas intégrables, voir [BL89], [Lau98], définissant les contraintes de non-holonomie (*déplacement latéral de la roue impossible*). Celles-ci établies sur chacune des roues du robot peuvent conduire à un robot non holonome, c'est-à-dire que selon sa structure mécanique, bien que l'espace de configuration soit accessible en position et en orientation, celui-ci ne peut se déplacer que dans certaines directions, limitant ainsi l'ensemble de ses trajectoires admissibles. Les robots mobiles à roues non holonomes sont par conséquent des systèmes non linéaires, reconnus comme particulièrement difficiles à commander.

De nombreux travaux de recherche se sont focalisés depuis plusieurs années sur la modélisation mathématique des robots mobiles à roues non holonomes (*voir par exemple [Sam95], [LA95] et [CA96]*) et sur la synthèse des commandes de ces systèmes, principalement pour des applications de robotique d'intérieur et de robotique urbaine sous l'hypothèse de roulement pur sans glissement (*voir les états de l'art de [KM95] et [Wen96], ainsi que les travaux de [TBMM04] et [Lef06]*). Dans un tel cadre applicatif, les phénomènes de glissement affectent peu la locomotion de ces véhicules, d'autant plus à faible vitesse : l'hypothèse de roulement pur sans glissement est donc raisonnablement posée, les glissements pouvant être considérés uniquement comme des perturbations extérieures non modélisées, pouvant être compensées par exemple à l'aide de techniques de commande robuste (*commandes à mode glissant [CLO02]*).

Cependant, à la différence des sols rigides d'intérieur et des routes goudronnées, la locomotion à l'aide de roues sur des sols naturels, à la fois de nature, d'état (*structure, compaction, humidité*) et de topologie variés, parfois déformables et faiblement cohésifs, engendre des comportements cinématique et dynamique particulièrement incertains du robot, notamment lorsque la vitesse de déplacement est importante. Dans de telles conditions, l'hypothèse de roulement pur sans glissement peut être insatisfaite et la non-holonomie non respectée. Ainsi, les méthodes classiques de commande élaborées sous cette hypothèse ne peuvent être directement exploitées sans obtenir des performances dégradées. Appréhender la manière dont le robot interagit avec le sol est par conséquent essentiel pour adapter les algorithmes de commande en conséquence.

Cependant, les phénomènes physiques mis en jeu au niveau de l'interaction des roues

du véhicule avec le sol sont particulièrement complexes à établir, d'autant plus lors d'une évolution sur des terrains naturels. Les modèles de description de cette interaction sont généralement dédiés à l'industrie automobile (*approches analytiques qui recourent à une description détaillée des phénomènes physiques à l'intérieur du pneumatique* [GN90], *approches empiriques qui définissent le comportement du pneumatique à partir d'expérimentations sur bancs d'essais* [Pac02], *ou semi-empiriques qui associent les deux approches* [Won93]), et restent difficiles à mettre en œuvre pour un robot évoluant sur des terrains naturels dont il serait nécessaire de connaître et de quantifier à chaque instant ses propriétés physiques [OPK07]. Cependant, sans vouloir remonter jusqu'à l'estimation des forces et des moments intervenant au niveau de la roue, les phénomènes de glissement à l'interface d'une roue avec le sol peuvent être représentés au travers de deux variables caractéristiques, que sont l'angle de dérive et le taux de glissement longitudinal.

1.2.2.1 Angle de dérive

Une roue avec un pneumatique est soumise à plusieurs types d'efforts selon les conditions d'évolution du véhicule (*efforts fonction de la charge, du couple moteur, du couple de freinage, de la trajectoire du véhicule, de l'état du sol*) qui engendrent une déformation plus ou moins prononcée du pneumatique. Les principales forces et moments sont schématisés sur la figure 1.8(a). Il s'agit de la force longitudinale F_x (*de traction ou de freinage*), de la force latérale F_y , de la force verticale F_z , du moment de renversement M_x (*négligeable pour un véhicule à essieu*), du moment de résistance au roulement M_y , et du moment d'autoalignement M_z qui tend à ramener la roue dans sa position. Au cours du déplacement du robot, lorsqu'une roue est braquée d'un angle δ (*ou soumise à un effort particulier dû par exemple aux effets de la pente et/ou du vent*), voir la figure 1.8(b), il s'établit un angle de dérive β dans le sens opposé. Cet angle représente la différence entre la direction de l'axe longitudinal de la roue et la direction effective du mouvement de son centre. Un effort latéral de dérive F_y est généré, opposé à l'angle de dérive.

Une courbe caractéristique du comportement transversal d'un pneumatique est la représentation de l'effort transversal de dérive F_y en fonction de l'angle de dérive β , voir la figure 1.8(c). Dans une première zone (*zone d'adhérence, déformation du pneumatique*), F_y augmente proportionnellement à β (*la constante de proportionnalité est appelée la rigidité de dérive*). Dans une deuxième zone (*zone transitoire*), F_y augmente plus lentement en raison des phénomènes de glissement qui deviennent de plus en plus prépondérants. Finalement, dans la troisième zone (*zone de dérapage*), F_y diminue avec β et le véhicule s'éloigne de plus en plus de la direction souhaitée. Notons que cette courbe est caractéristique d'un type de pneumatique dans des conditions bien définies (*type de terrain, charge verticale, angle de carrossage, pression de gonflage*).

1.2.2.2 Taux de glissement longitudinal

Le glissement longitudinal d'une roue s'exprime par son taux de glissement S_x qui est le rapport entre la vitesse tangentielle de la roue $R_{sc}\omega$ (*avec R_{sc} le rayon sous charge*

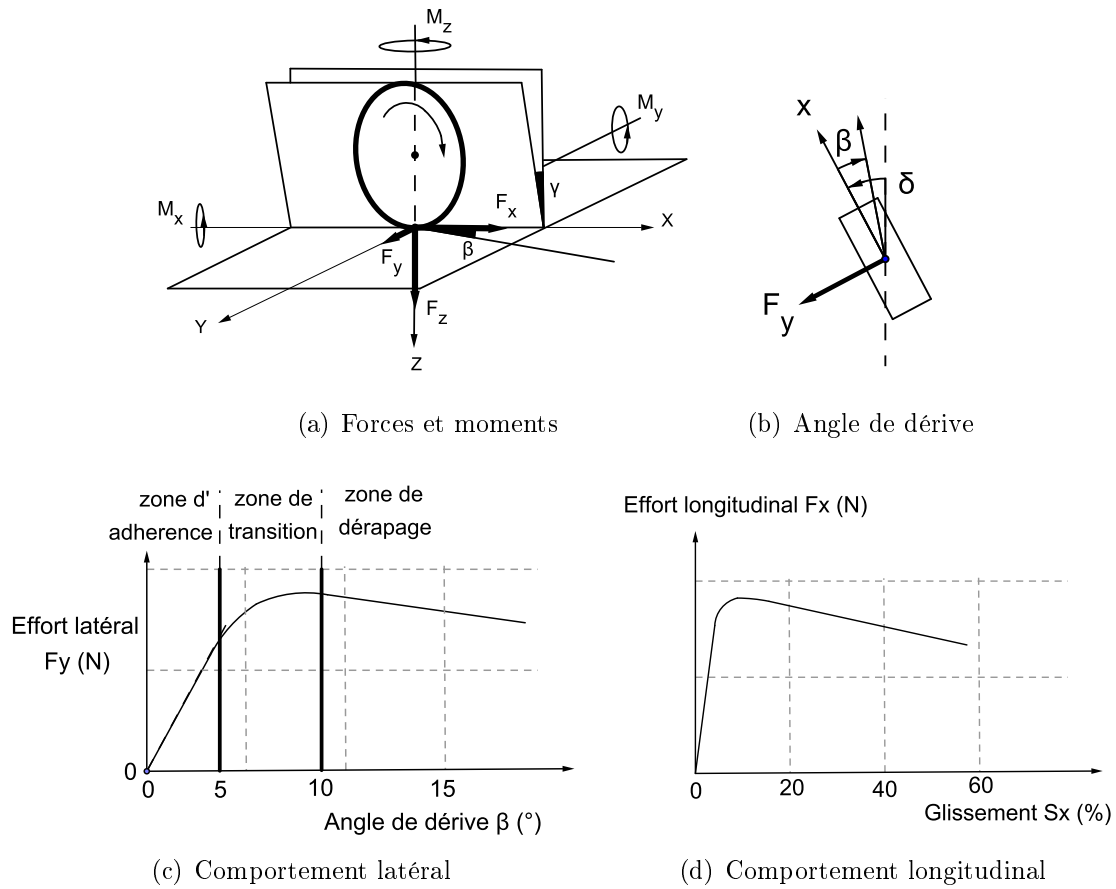


FIGURE 1.8 – Phénomènes de glissement

et ω la vitesse angulaire de la roue) et la vitesse linéaire V_x du centre de la roue. Plus précisément :

$$S_x = \left(1 - \frac{V_x}{R_{sc}\omega}\right) \quad \text{si} \quad R_{sc}\omega \geq V_x \quad (\text{traction, } S_x \geq 0) \quad (1.1)$$

La situation extrême de (1.1) est : $\omega > 0$ et $V_x = 0$ ce qui donne $S_x = 1$, c'est-à-dire que la roue patine avec une traction nulle.

$$S_x = \left(\frac{R_{sc}\omega}{V_x} - 1\right) \quad \text{si} \quad R_{sc}\omega < V_x \quad (\text{freinage, } S_x < 0) \quad (1.2)$$

La situation extrême de (1.2) est : $V_x > 0$ et $\omega = 0$ ce qui donne $S_x = -1$, c'est-à-dire que la roue est bloquée avec un glissement total.

Une courbe caractéristique du comportement longitudinal d'un pneumatique consiste à représenter l'effort longitudinal F_x en fonction du taux de glissement S_x , voir la figure 1.8(d). F_x croît d'abord proportionnellement selon S_x (la constante de proportionnalité est appelée la rigidité de glissement), se stabilise, puis décroît régulièrement. La valeur maximale atteinte par F_x est une caractéristique importante du comportement longitudinal d'une roue pour les systèmes d'anti-patinage. Nous ne prendrons cependant pas en

compte dans ce mémoire le contrôle du patinage des roues du RMPA, la majorité des véhicules agricoles étant aujourd'hui équipés de systèmes qui mesurent le taux de glissement longitudinal (*mesure de la vitesse réelle d'avancement par effet Doppler et mesure de la vitesse théorique à l'aide de capteurs situés sur la transmission du véhicule*) et le contrôlent de manière efficace (*action sur la répartition hydraulique ou le relevage*) pour maintenir un effort de traction optimal.

1.2.3 Commande de RMPA : état de l'art

Bien que de nombreux travaux dans la littérature se soient déjà intéressés aux problématiques liées à la commande des déplacements des RMPA (*gestion des longs temps de réponse des remorques aux entrées de commande, instabilité en marche arrière, voir [STKS95], [ASW01] et les exemples de la figure 1.9*), peu de travaux ont abordé ces problématiques sous l'angle de la mobilité accrue, c'est-à-dire en supposant une évolution sur un sol naturel nécessitant de considérer de manière explicite les phénomènes de glissement dans les algorithmes de commande. En effet, la majorité des travaux actuels traitant de la commande de RMPA considère généralement des sols goudronnés et des vitesses d'avancement souvent quasi-statiques (*inférieures à 10 cm/s*), permettant de faire l'hypothèse de roulement pur sans glissement des roues sur le sol et de négliger l'influence des phénomènes dynamiques (*retard des actionneurs, inerties*).



(a) RMPA multi-remorques PSR2 (Univ. Séoul, Corée [PCK04])



(b) RMPA simplifié : ensemble tracteur remorque. (Univ. Tsukuba, Japon [Jun05])

FIGURE 1.9 – Exemples de robots mobiles poly-articulés à roues (RMPA)

Parmi les principales approches de commande utilisées pour contrôler les RMPA, nous retrouvons néanmoins deux groupes : le premier rassemble les **Commandes par apprentissage** et à l'opposé, le second regroupe les commandes basées sur une modélisation mathématique des RMPA, en particulier les **Représentations sous formes chaînées**, les **Commandes par platitude** et les **Commandes par approche virtuelle**.

1.2.3.1 Commandes par apprentissage

Une première approche largement abordée dans la littérature pour répondre à la problématique de la commande des déplacements des RMPA consiste à mettre en œuvre des techniques de commande par apprentissage qui visent à reproduire des comportements préalablement appris. Il s'agit essentiellement des réseaux de neurones et de la logique floue, avec également des approches dites neuro-floues qui associent les deux stratégies de commande. Notons que le principal intérêt des commandes par apprentissage est de ne pas demander d'étape de modélisation mathématique du système. Dans la littérature, de nombreux travaux cherchent ainsi à développer de telles commandes pour répondre au problème du guidage en marche arrière d'une remorque passive et d'un véhicule « tracteur » de type voiture (*un seul train directeur situé à l'avant*).

- Les réseaux de neurones

Un réseau de neurones a une architecture prenant la forme d'un ensemble d'unités de calcul élémentaires (*les neurones*), reliées par une multitude de connexions affectées d'un poids, et organisées en forme de couches, voir le schéma de principe de la figure 1.10. Chaque neurone est constitué d'un opérateur mathématique (*généralement le calcul d'une somme pondérée*), d'un biais et d'une fonction (*échelon, sigmoïde, gaussienne*) qui détermine l'activation ou non du neurone (*valeur de sortie booléenne ou réelle*). L'objectif est ensuite d'ajuster « *au mieux* » le poids des connexions du réseau de neurones de manière à ce que, suite à une phase d'apprentissage, le réseau de neurones soit capable de rejouer un comportement préalablement appris, voire de proposer des solutions pour des données légèrement différentes de celles présentes dans sa base d'apprentissage.

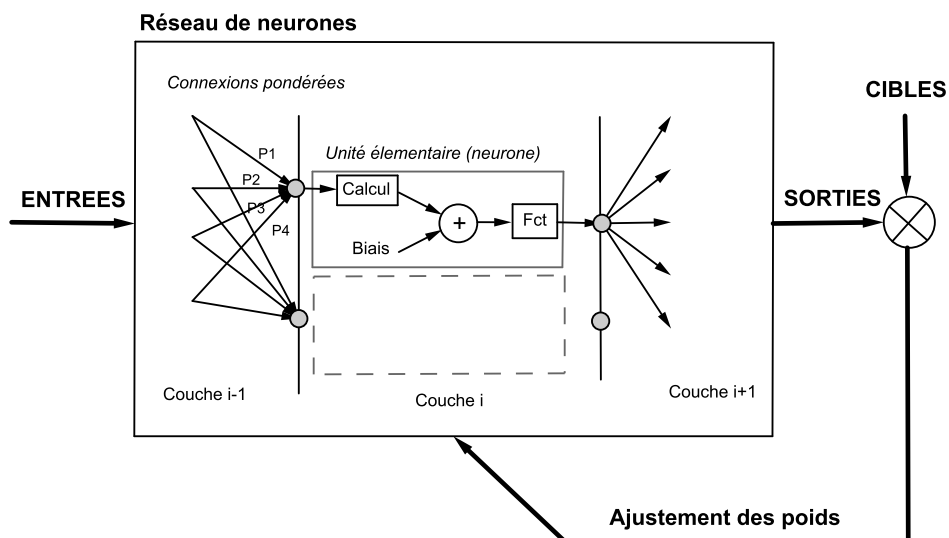


FIGURE 1.10 – Schéma de principe d'un réseau de neurones

La technique d'apprentissage consiste le plus souvent à développer un simulateur du système pour générer plusieurs milliers de couples de données « *entrées/cibles* » (*les cibles*

sont les sorties désirées), et venir ajuster, par comparaison entre les sorties du réseau de neurones et les cibles, le poids des connexions du réseau de neurones. [NW90] propose ainsi d'utiliser un réseau de 26 neurones et un apprentissage sur un jeu de 20000 données pour guider une remorque passive en marche arrière. La difficulté vient néanmoins des différences entre le simulateur et le système réel (*erreurs de modèle, perturbations extérieures*) pouvant conduire en conditions réelles à des commandes inappropriées, d'autant plus sur un sol naturel susceptible de présenter des conditions d'évolution variables et incertaines. Une autre technique d'apprentissage consiste à effectuer avec le système réel une kyrielle de tentatives (*avec succès ou non*) pour apprendre les commandes qui vont permettre de conduire le système d'un état courant vers un état désiré. [HFGS96] utilise par exemple cette technique d'apprentissage en essayant de limiter le nombre d'essais nécessaires (*moins de 100*). Il faut néanmoins souligner que ces approches par réseau de neurones ont généralement l'inconvénient d'avoir un fonctionnement assez difficile à expliquer dont il est difficile de garantir les performances (*sorte de boîte noire*), et se révèlent en outre être très intuitives quant à la définition de l'architecture du réseau de neurones et à la durée nécessaire d'apprentissage (*problèmes de sous ou sur-apprentissage*).

- La logique floue

La logique floue vise à commander un système à partir de règles fondées sur l'expérience et le savoir-faire des utilisateurs, faisant ainsi appel à la notion d'expertise, voir le schéma de principe de la figure 1.11.

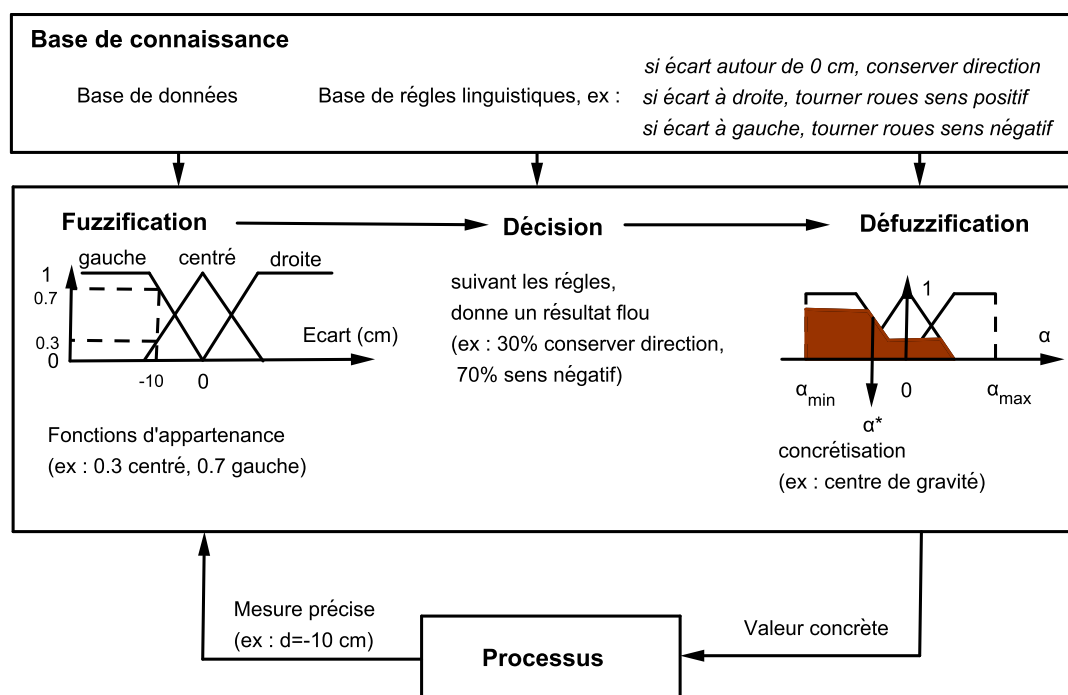


FIGURE 1.11 – Schéma de principe de la logique floue

La logique floue est généralement mieux acceptée que les réseaux de neurones, car les

règles linguistiques reflètent directement le raisonnement des opérateurs. Ainsi, à partir de mesures précises sur le processus à commander (*écart latéral du robot par rapport à une trajectoire à suivre*), un module de « *fuzzification* » transforme ces mesures en degré d'appartenance. Un module de décision applique ensuite les règles définies dans la base de connaissance, puis un module de « *défuzzification* » transforme les résultats flous en commande du processus. Parmi les travaux qui ont expérimenté cette stratégie de commande en conditions réelles, citons les travaux de [Tan94] pour reculer un ensemble véhicule/remorque à faible vitesse (17 cm/s), les travaux de [OAH05] pour commander un robot à deux trains directeurs afin de rejoindre une configuration cible, et les travaux de [LCC03] pour effectuer des manœuvres de type parking. La logique floue nécessite néanmoins d'avoir une très bonne expérience du comportement du RMPA considéré pour établir les règles adéquates de la base de connaissance.

1.2.3.2 Représentations sous forme chaînée

A l'opposé des techniques de commande par apprentissage se trouvent les techniques de commande de l'automatique classique basées sur la modélisation mathématique du système. L'intérêt principal est que la stabilité et les performances des lois de commande générées peuvent être assurées sans avoir recours à de multiples expérimentations, tout en restant facilement portables à différents robots.

Les RMPA sont généralement classés en deux catégories selon le système d'attache des remorques. La première concerne le cas où la fixation des remorques s'effectue au milieu de l'axe de l'essieu arrière du véhicule tracteur ou de la remorque précédente : il s'agit du cas « standard », voir la figure 1.12(a). La seconde concerne le cas où la fixation des remorques s'effectue avec un système d'attache déporté : il s'agit du cas « général », voir la figure 1.12(b).

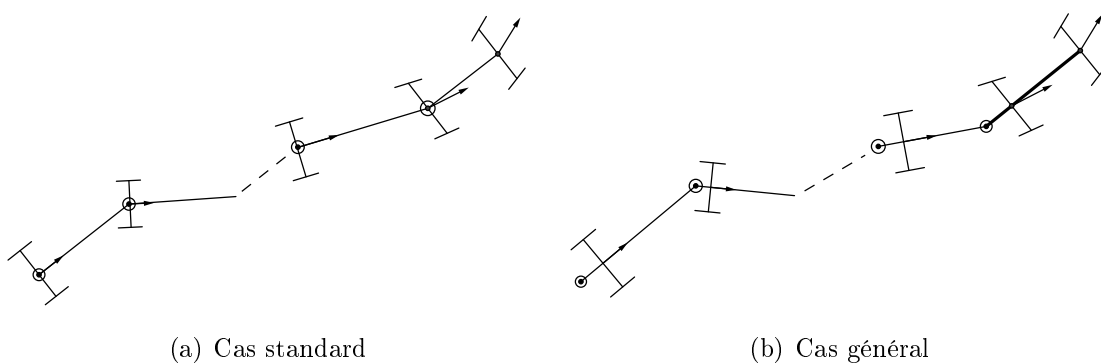


FIGURE 1.12 – Classement des RMPA en deux catégories selon le système d'attache

Dans le premier cas (cas standard), le modèle cinématique du RMPA possède une propriété intéressante : il peut être transformé sans approximations à l'aide d'un changement de variables adéquat en une forme dite *chaînée*, voir [Sam95], qui présente une sous-structure linéaire. Une forme chaînée comprenant deux entrées de commande (u_1, u_2) et n états s'écrit de la façon suivante :

$$\begin{aligned}
\dot{a}_1 &= u_1 \\
\dot{a}_2 &= u_1 a_3 \\
&\vdots \\
\dot{a}_{n-1} &= u_1 a_n \\
\dot{a}_n &= u_2
\end{aligned} \tag{1.3}$$

La sous-structure linéaire de la forme chaînée (1.3) apparaît en considérant les notations $a'_i = \frac{da_i}{da_1}$ (changement d'échelle en remplaçant la dérivation par rapport au temps par une dérivation par rapport à la variable a_1) et $u_3 = \frac{u_2}{u_1}$ (nouvelle commande virtuelle issue des commandes u_1 et u_2). On obtient (1.4) dont les $n - 1$ dernières équations de la forme chaînée constituent effectivement un système linéaire :

$$\begin{aligned}
a'_1 &= 1 \\
a'_2 &= a_3 \\
&\vdots \\
a'_{n-1} &= a_n \\
a'_n &= u_3
\end{aligned} \tag{1.4}$$

La mise en équation sous une telle forme chaînée est attractive car elle permet d'utiliser les résultats de l'automatique des systèmes linéaires, tout en travaillant sur le modèle non linéaire exact du RMPA. De nombreux travaux ont ainsi abordé le problème de la commande de RMPA dans le cas standard à l'aide des formes chaînées. Sous l'hypothèse de roulement pur sans glissement, [TSBS95] a par exemple proposé et simulé différentes lois de commande pour apporter des réponses au problème complexe du parking d'un RMPA standard, et [Sam95] s'est attaché plus particulièrement au problème de la stabilisation d'un RMPA standard sur une configuration fixe.

Malheureusement, le cas général des RMPA (*remorques à attaches déportées*), qui reflète davantage les systèmes à remorques que l'on retrouve en pratique, ne peut être mis sous une telle forme chaînée.

1.2.3.3 Commande par platitude

Un système $\dot{X} = f(X, u)$ est dit différentiellement plat s'il existe un ensemble fini de variables indépendantes $Y = (y_1, \dots, y_i, \dots, y_m)$ tel que :

- Les variables y_i peuvent être exprimées comme fonction des variables d'état et de commande du système, et de leurs dérivées :

$$Y = g\left(X, \frac{dX}{dt}, \frac{d^2X}{dt^2}, \dots, u, \frac{du}{dt}, \frac{d^2u}{dt^2}, \dots\right)$$

- Les variables d'état et de commande du système peuvent être exprimées à partir des variables y_i et de leurs dérivées :

$$X = h_X(Y, \frac{dY}{dt}, \frac{d^2Y}{dt^2}, \dots) \text{ et } u = h_u(Y, \frac{dY}{dt}, \frac{d^2Y}{dt^2}, \dots)$$

Les variables y_i sont appelées les sorties plates du système, leur nombre est égal à la dimension du vecteur de commande. Comme les y_i sont libres (*sans contraintes*), toute trajectoire $y(t)$ détermine une trajectoire $(X(t), u(t))$ et inversement, d'où l'intérêt de la propriété de platitude pour la génération de trajectoire sur les sorties plates et l'obtention des commandes nominales à appliquer au système pour obtenir le comportement désiré.

Sous l'hypothèse de roulement pur sans glissement, les RMPA standards (*n remorques à attaches centrées*) sont des systèmes plats (*voir [RFLM93] qui a établi les théorèmes permettant de prouver la platitude d'un système*). Dans le cas général et toujours sous l'hypothèse de roulement pur sans glissement, le système reste plat seulement si $n = 1$ (*une seule remorque à attache déportée*). La difficulté consiste alors à trouver des sorties plates candidates, qui peut se révéler être un problème particulièrement complexe à appréhender (*il n'existe pas de méthodes générales*). Dans le cas standard, les coordonnées cartésiennes du centre de l'essieu de la dernière remorque sont des sorties plates. Dans le cas d'une seule remorque à attache décentrée, [RFLM93] a proposé les coordonnées cartésiennes d'un point particulier, et [HS03] a développé une loi de commande en boucle fermée sur ces sorties plates pour guider le système sur les trajectoires planifiées. Cependant, cette approche implique le calcul des dérivées premières et secondes des sorties plates afin de calculer la commande dans l'espace de ces sorties, puis nécessite plusieurs intégrations pour remonter aux commandes réelles de direction et de vitesse du système. Implanté sur un robot réel [PU08], cette approche se révèle fortement sensible aux bruits de mesure, ce qui est préjudiciable pour les véhicules amenés à évoluer sur des terrains naturels.

1.2.3.4 Commandes par approche virtuelle

L'idée directrice des commandes que nous classifions d'approches virtuelles est de faire jouer le rôle du véhicule « tracteur » du RMPA lors des phases de marche arrière par soit un véhicule virtuel, soit la dernière remorque du RMPA.

Par exemple, [LL98] a proposé une commande par retour d'état pour guider en marche arrière la remorque du robot *Hilare* présentée sur la figure 1.13(a), afin de rejoindre une configuration cible. Dans ce cas, l'idée est de considérer un véhicule tracteur « virtuel » défini comme le symétrique du robot réel par rapport à une droite passant par le train roulant de la remorque. Il s'agit ensuite d'établir les commandes en translation (*en marche avant*) et en rotation du robot virtuel pour suivre une trajectoire prédéterminée, et de transformer ces commandes pour le robot réel. Les lois de commande utilisées (1.5) sont issues de [SA90], permettant de suivre un chariot réalisant un mouvement $(v_r(t), \omega_r(t))$, où $\tilde{\theta}$ est l'écart angulaire entre le cap du robot virtuel et le chariot, et (x, y) sont les coordonnées du chariot à suivre dans le repère du robot.

$$\begin{cases} v &= v_r \cos \tilde{\theta} + k_1 x \\ \omega &= \omega_r + k_3 \tilde{\theta} + k_2 \frac{\sin \tilde{\theta}}{\tilde{\theta}} y \end{cases} \quad (1.5)$$

Néanmoins, comme il est souligné dans [PU08], cette approche peut se révéler très sensible au retard des actionneurs de direction, ce qui restreint cette approche à des mouvements effectués de manière très lente. Dans le même ordre d'idée, [MPG02] a considéré la remorque comme étant un véhicule tracteur « virtuel » pour guider celle-ci le long d'une trajectoire rectiligne en marche arrière, voir le dispositif expérimental sur la figure 1.13(b).



(a) Robot Hilare (LAAS, France [Lef06])

(b) Robot Auriga- α (Univ. Malaga, Spain [MPG02])

FIGURE 1.13 – RMPA commandés par approche virtuelle

1.2.3.5 Bilan de ces approches

Les commandes par apprentissage (*réseaux de neurones et logique floue*) ont généralement un fonctionnement difficile à expliquer, et la variabilité des conditions d'adhérence susceptibles d'être rencontrées dans un contexte tout terrain rend les phases d'apprentissage particulièrement délicates à appréhender.

La représentation sous forme chaînée est particulièrement bien adaptée et attractive pour modéliser les systèmes avec des remorques à attaches centrées. Malheureusement, les systèmes à attaches déportées, les plus répandus en pratique, ne peuvent pas être mis sous cette forme.

La commande par platitude ne s'applique elle aussi qu'aux systèmes standards ou ne comprenant qu'une seule remorque à attache déportée. Dans ce cas, de nombreux calculs (*dérivées et intégrations*) pour évaluer les sorties plates et établir les lois de commande, peuvent conduire à des valeurs de commande excessivement bruitées et des performances de suivi dégradées lors d'une évolution sur un terrain naturel.

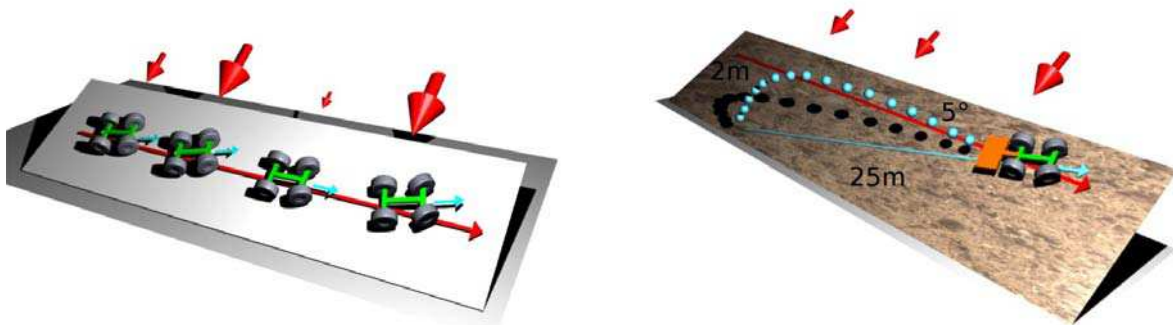
Enfin, les commandes par approche virtuelle se basent principalement sur des considérations cinématiques sans tenir compte explicitement des phénomènes dynamiques (*glissement, inertie, retard des actionneurs...*), ce qui oblige à limiter la vitesse d'avancement du système pour conserver une précision de suivi satisfaisante. Cette limitation se retrouve également avec les commandes précédentes.

1.3 Problématiques inhérentes au contexte agricole

Comme nous venons de le voir, bien que la commande des RMPA ait fait l'objet de nombreux travaux dans la littérature, peu d'entre eux se sont intéressés au problème des glissements des roues sur le sol, susceptibles d'altérer fortement la précision des déplacements des RMPA, notamment lors du suivi de trajectoires sur des terrains naturels. L'enjeu est pourtant crucial dans certains cas, et en particulier pour le cadre applicatif adossé à cette thèse (*l'agriculture*) qui présente des problématiques particulières dans le contrôle des RMPA (*un tracteur agricole autonome avec un ou plusieurs outils passifs est typiquement un RMPA*). Ces problématiques particulières sont le **Contrôle explicite du cap du véhicule « tracteur »**, le **Contrôle des trajectoires des outils traînés passifs**, et le **Contrôle des manœuvres de demi-tour**.

1.3.1 Le contrôle explicite du cap du véhicule « tracteur »

Bien que certains travaux [LTCM06] arrivent à guider précisément, au regard de l'écart latéral, un véhicule « tracteur » le long de trajectoires prédéfinies sur un sol naturel, le problème est qu'un écart angulaire, parfois important, peut apparaître entre l'orientation de la trajectoire de référence à suivre et le cap du véhicule, par exemple lors d'un déplacement sur un terrain glissant en pente, voir l'illustration de la figure 1.14(a). Dans ce cas, la dérive angulaire vient compenser le manque d'adhérence du véhicule, ce qui se traduit par un déplacement « en crabe » caractéristique. Ce comportement, qui dépend des conditions d'adhérence rencontrées, peut malheureusement avoir de fortes répercussions sur le travail agronomique réalisé. Par exemple, avec des outils agricoles portés qui opèrent avec des distances de projection importantes à l'arrière de l'outil (*plus de 25 mètres avec un épandeur centrifuge*), ces dérives angulaires vont générer d'importantes fluctuations au niveau de la répartition des intrants distribués au sol comme il est souligné sur la figure 1.14(b) : une erreur de cap de seulement 5 degrés du véhicule « tracteur » engendre un décalage de plus de 2 mètres sur une nappe d'épandage d'engrais minéraux.



(a) Variations du cap du véhicule selon les conditions d'adhérence rencontrées

(b) Répercussion d'une dérive angulaire sur la précision d'une nappe d'épandage

FIGURE 1.14 – Problème du contrôle du cap du véhicule en pente

Au regard de la littérature, l'asservissement du cap du véhicule par rapport à une trajectoire de référence peut néanmoins être envisagé en exploitant la direction d'un deuxième train directeur. Cette fonctionnalité est en effet proposée avec une commande manuelle sur les tracteurs disposant de deux trains directeurs (*Xerion de la société Claas, Fastract de la société JCB*), voir les deux exemples sur la figure 1.15. L'opérateur peut ainsi orienter les roues arrière indépendamment des roues avant de façon à compenser les glissements latéraux, ce qui lui permet d'évoluer parfaitement en ligne dans les coteaux, ou d'évoluer volontairement en crabe afin d'éviter un compactage élevé de la couche superficielle du sol en répartissant la charge de la machine (*les machines de récolte des betteraves à sucre, avec des charges à la roue pouvant dépasser les 10 tonnes, utilisent régulièrement ce mode de locomotion, voir [SD01]*).



FIGURE 1.15 – Deux trains directeurs pour compenser les glissements ou avancer en crabe

Il n'existe néanmoins, à notre connaissance, aucun système de guidage automatique reproduisant les commandes de l'opérateur, c'est-à-dire exploitant la direction des roues arrière d'un véhicule agricole pour contrôler explicitement l'écart angulaire du véhicule par rapport à une trajectoire à suivre, tout en conservant un suivi précis au regard de l'écart latéral. En effet, les travaux sur les véhicules à deux trains directeurs abordent dans la littérature des problématiques différentes, dont les principaux objectifs sont :

- D'augmenter la manœuvrabilité des véhicules dans les endroits étroits (*engins de manutention, automoteurs agricoles, voir [MSW04]*) : l'angle du train avant (δ_F) et l'angle du train arrière (δ_R) sont alors commandés dans des directions opposées, généralement à l'aide d'une simple loi proportionnelle ($\delta_R = k\delta_F$). Notons que [HS03] a montré qu'avec cette loi proportionnelle, ce système est un système plat pour tout $k \neq 1$.
- De proposer une sécurité active sur les véhicules routiers, voir par exemple les travaux de [HF97], [LLV05] et [HCLM06]. Dans ce cas, l'objectif est de modifier la dynamique du véhicule en agissant sur la commande de direction des roues arrière, afin d'améliorer la stabilité durant les virages pris à haute vitesse, voir par exemple le système Active drive de Renault sur les versions haut de gamme de la Laguna III. L'angle du train directeur arrière, borné à quelques degrés, est souvent calculé comme une fonction de l'angle du train directeur avant laissé sous le contrôle du conducteur, de la vitesse angulaire, et de gains prédéfinis selon la vitesse

du véhicule, suggérant une connaissance a priori des conditions d'adhérence.

- De suivre automatiquement des trajectoires pour réaliser des opérations de parking de véhicules routiers. Par exemple, une loi de commande reposant sur les propriétés de platitude différentielle a été proposée dans [HS03] afin de planifier et suivre une trajectoire de façon autonome. Les déplacements sont cependant supposés être effectués sur un sol plat et sous l'hypothèse de roulement pur sans glissement des roues sur le sol.

1.3.2 Le contrôle des trajectoires des outils traînés passifs

L'agriculture à grande échelle fait intervenir des outils agricoles qui sont aujourd'hui de plus en plus larges, en particulier pour augmenter la productivité des exploitations agricoles. Ces outils sont souvent trop lourds pour être portés ou semi-portés, et ils se retrouvent de plus en plus attelés au crochet d'attelage situé à l'arrière du véhicule « tracteur » et déporté par rapport à l'axe de l'essieu arrière, les rendant libres de mouvements dans les plans vertical et horizontal (*dans certaines limites*). Le problème est que de nombreux facteurs peuvent les faire dévier de la trajectoire du véhicule « tracteur », tels que des terrains glissants en pente ou une forte courbure de la trajectoire suivie par le véhicule « tracteur », voir les illustrations de la figure 1.16, ce qui conduit à un travail agricole imprécis et aléatoire. Ainsi, l'objectif actuel n'est plus de se focaliser sur le contrôle de la trajectoire du véhicule « tracteur », mais plutôt de commander celui-ci afin de guider le plus précisément possible l'outil agricole qui réalise (*lui!*) la tâche agronomique. C'est cette approche qui est d'ailleurs naturellement adoptée par les opérateurs qui modifient la trajectoire du véhicule « tracteur » (*décalage du véhicule « tracteur » vers le haut de la pente ou à l'extérieur du virage*) de manière à venir positionner correctement l'outil sur la trajectoire à suivre (*les opérateurs adoptent ainsi fréquemment une position en torsion pour surveiller les trajectoires des outils traînés, ce qui se traduit d'ailleurs par des pathologies récurrentes de lombalgies chez les tractoristes*).

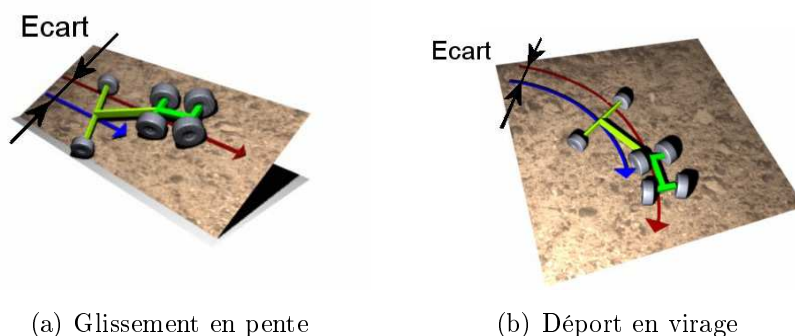


FIGURE 1.16 – Problème du contrôle d'un outil traîné passif

Afin de contrôler les trajectoires des outils traînés, [Bev01] propose d'utiliser deux antennes GPS (*systèmes GPS à précision centimétrique*), l'une sur le tracteur et l'autre sur

l'outil. L'algorithme de commande est construit à partir des modèles dynamiques du cap du tracteur (θ) et de l'angle de brisure entre le tracteur et l'outil (φ) obtenus par identification expérimentale en fonction de la vitesse du véhicule (V), et de l'angle de braquage du véhicule (δ_F) ($\dot{\theta} = f(\delta_F, V)$ et $\dot{\varphi} = f(\dot{\theta}, \varphi, V)$). Les performances obtenues dépendent néanmoins fortement des valeurs des paramètres des modèles dynamiques établis, qui s'avèrent difficiles à estimer en temps réel afin de refléter les changements des conditions d'évolution et des conditions opératoires (*variation des conditions d'adhérence, variation de charge due par exemple à une trémie qui se vide, différentes gammes d'outils agricoles utilisées*). [KT08] et la société John-Deere corrigent quant à eux la dérive de l'outil en utilisant également deux antennes GPS, voir la figure 1.17. Aucun détail par rapport aux algorithmes de modélisation et de commande n'est précisé, mais de tels systèmes semblent néanmoins d'une part onéreux avec l'ajout d'un second récepteur GPS, et d'autre part semblent opérer seulement une fois que la combinaison tracteur/outil est en régime permanent, gérant ainsi des phénomènes lentement variables, et limitant de fait l'efficacité du système de guidage.



FIGURE 1.17 – Le tracteur décale sa trajectoire pour positionner correctement l'outil (src. John-Deere)

1.3.3 Le contrôle des manœuvres de demi-tour

En agriculture, les manœuvres de demi-tour sont aujourd'hui laissées à la charge de l'opérateur, qui doit reprendre le contrôle de sa machine à l'approche de la limite du terrain si celle-ci dispose d'un système d'aide au guidage, voir l'illustration de la figure 1.18(a). Il doit alors faire en sorte de limiter autant que possible la largeur de la zone de manœuvre (*appelée la « fourrière », zone à faible rendement, fortement compactée, voire une zone perdue ne pouvant être utilisée pour des plantations*), tout en actionnant les différentes fonctions de sa machine (*relevage, prise de force, distributeurs hydrauliques*). Les principales formes de manœuvres sont les manœuvres continues en forme de boucle et les manœuvres discontinues avec des points d'arrêt (*queue d'hirondelle, avec outil traîné*), qui permettent de limiter la largeur de fourrière, voir la figure 1.18(b).

Le problème de l'automatisation de ces manœuvres est un problème récent, rarement abordé dans la littérature, de surcroît lorsque des outils traînés et des manœuvres discontinues sont considérés. Les quelques approches qui sont proposées aujourd'hui permettent

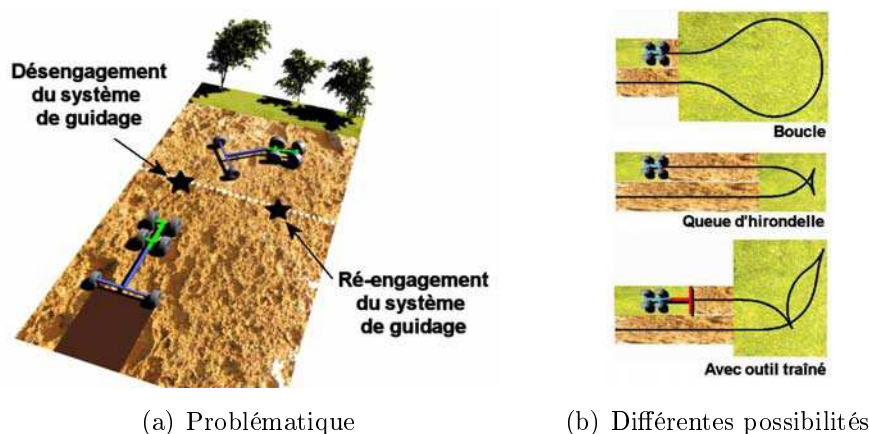


FIGURE 1.18 – Les manœuvres en zone de fourrière

souvent d'effectuer seulement des manœuvres continues sous forme de larges boucles, ce qui sollicite des largeurs de fourrière excessives (*d'autant plus larges si des outils traînés avec un grand empattement sont utilisés*). Ainsi, la société John-Deere a présenté en 2007 un système de demi-tour automatique, qui à l'approche de la zone de fourrière, ralentit le tracteur et réalise une manœuvre de demi-tour sous la forme d'une large boucle pour venir se repositionner sur la prochaine ligne de travail, voir la figure 1.19. Ce système ne gère certes pas les manœuvres discontinues, mais il est l'un des premiers systèmes commercialisés à permettre la réalisation de manœuvres de demi-tour de manière autonome. Cependant, bien qu'il puisse être admis de pouvoir effectuer de telles manœuvres sur de grandes parcelles dans le contexte d'une agriculture à grande échelle, ce mode opératoire reste inadapté aux petits parcellaires.



FIGURE 1.19 – Manœuvre de demi-tour en forme de boucle (src. John-Deere)

Parmi les travaux qui se sont intéressés au problème des manœuvres discontinues, nous pouvons citer [Oks07] qui cherche à planifier des trajectoires optimales (*au sens du temps minimal*) pour un ensemble véhicule/remorque. Une difficulté rencontrée est alors le coût de calcul important, qui conduit à des approches difficilement exploitables en temps réel. De même, [VBNF06] propose un algorithme de planification qui génère un ensemble de trajectoires réalisables à partir de deux configurations données (*départ et cible*), puis

qui choisit parmi ces trajectoires celle jugée optimale. Le coût de calcul est également conséquent, en particulier si les contraintes dynamiques du véhicule sont considérées et si des obstacles sont ajoutés. Le problème de la synthèse des lois de commande pour le suivi de telles trajectoires discontinues avec un ensemble véhicule/remorque sur un terrain naturel reste quant à lui un problème ouvert, rarement abordé dans la littérature.

1.4 Conclusion

Dans le cadre général de la navigation autonome des robots mobiles en environnement naturel et de ses nombreuses problématiques associées (*exploration, haute vitesse, coopération*), nous avons commencé par positionner dans ce chapitre la problématique qui nous intéresse plus particulièrement dans ce mémoire, à savoir la commande de robot mobile poly-articulé à roues (RMPA) : l'objectif est de contrôler avec précision les déplacements de RMPA malgré la présence de faibles conditions d'adhérence susceptibles d'être rencontrées sur un terrain naturel. Pour cela, il apparaît nécessaire en premier lieu de relaxer l'hypothèse classique de roulement pur sans glissement des roues sur le sol et au contraire, prendre en compte de manière explicite les phénomènes de glissement au travers de l'estimation de variables de glissement homogènes aux angles de dérive. En second lieu, nous souhaitons proposer des lois de commande latérale permettant de répondre à des problématiques particulières : le suivi de chemin en écarts latéral et angulaire du véhicule « tracteur » du RMPA et le suivi de chemin en écart latéral de la i^{eme} remorque. La loi de commande longitudinale doit quant à elle assurer l'asservissement de la vitesse d'avancement du RMPA le long de la trajectoire à suivre, et gérer les points d'arrêt lors des phases des manœuvres discontinues de demi-tour du RMPA.

Pour le contexte applicatif adossé à cette thèse, i.e. l'agriculture, l'étude de ces différentes problématiques a pour ambition à la fois de contribuer à l'amélioration des performances des systèmes de guidage actuels des machines agricoles (*précision, contrôle du cap*), mais aussi de leur apporter de nouvelles fonctionnalités (*contrôle des outils traînés, demi-tours*), tout en ayant conscience de l'apport pour la robotique mobile agricole, qui est aujourd'hui un domaine en pleine émergence.

Chapitre 2

Modélisation

La première partie de ce chapitre est consacrée à la modélisation cinématique étendue d'un RMPA général, constitué d'un véhicule tracteur à deux trains directeurs et de n remorques passives à un train roulant à attaches déportées. Afin de prendre en compte le contexte tout-terrain, le modèle proposé intègre des variables représentant l'influence du glissement des roues sur le sol sur la dynamique globale du système. Deux approches sont étudiées pour estimer ces variables : la première repose sur la comparaison directe entre les sorties théoriques du modèle sans glissement avec les sorties mesurées du système réel, et la seconde, plus pertinente par rapport aux incertitudes et aux bruits de mesure, repose sur la notion d'observateur. Les autres variables d'état sont mesurées directement ou estimées selon différentes approches, en fonction des informations des capteurs disponibles sur le RMPA considéré. Une stratégie de planification de trajectoires admissibles par le RMPA est ensuite présentée, basée sur la jonction en tangence de courbes à courbure polynomiale, afin de générer les consignes qui devront être suivies par le RMPA durant les phases de manœuvre. La modélisation cinématique étendue associée à la stratégie de planification de trajectoires serviront de base pertinente dans les chapitres suivants à l'étude des algorithmes des commandes latérale et longitudinale permettant de répondre aux problématiques visées.

2.1 Modélisation cinématique étendue

Notre objectif est d'établir un modèle mathématique décrivant les déplacements d'un RMPA général évoluant sur un sol naturel, à partir duquel les lois de commande pourront être synthétisées. Pour cela, un compromis doit être trouvé entre un modèle reflétant avec précision le comportement du système mais dont la complexité rend difficile toute étude de loi de commande (*e.g. modèle dynamique complet avec de nombreux paramètres plus ou moins connus et difficiles à estimer en ligne*), et un modèle plus simple, facile à gérer d'un point de vue commande, mais qui ne représente pas parfaitement le comportement du système (*e.g. modèle cinématique sous hypothèse de roulement pur sans glissement*).

Une approche intermédiaire consiste à enrichir le modèle cinématique d'un robot avec un nombre limité de variables dynamiques, voir [Len05]. C'est cette approche que nous

proposons de suivre en ajoutant des variables de glissement sur chacun des trains directeurs et roulants du RMPA considéré, et qui seront supposées représenter entièrement l'influence des glissements sur la dynamique du robot. Le schéma d'un RMPA général est présenté sur la figure 2.1. Ce schéma met en évidence les contributions de chacun des trains roulants et directeurs par une roue virtuelle unique (*représentation bicyclette*) et les variables de glissement additionnelles sont homogènes à des angles de dérive.

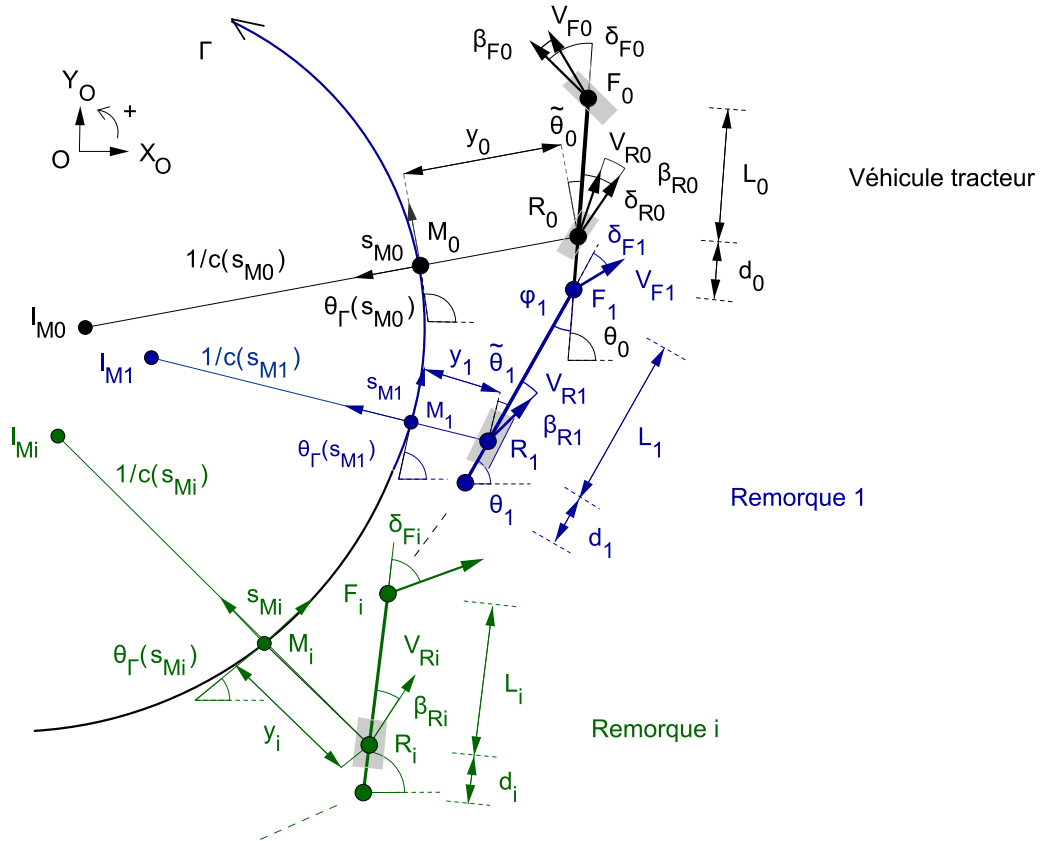


FIGURE 2.1 – Représentation d'un RMPA général par rapport à une trajectoire de référence Γ

2.1.1 Notations

Le système est composé de $n+1$ corps : le véhicule tracteur est le premier corps (indice 0). Les remorques sont ensuite numérotées de 1 à n , l'indice n étant associé à la dernière remorque. La remorque i tracte ainsi la remorque $i+1$, et est tractée par la remorque $i-1$ (ou par le véhicule tracteur si $i=1$). La trajectoire à suivre par le robot est la trajectoire orientée Γ définie dans un repère absolu $[O, X_O, Y_O]$. Les notations utilisées sont listées ci-après et présentées sur la figure 2.1.

- L_i et d_i sont respectivement l'empattement du corps i , ($i = 0, \dots, n$) et la longueur de son attache déportée.
- R_i , β_{Ri} et V_{Ri} , sont respectivement le centre de la roue virtuelle arrière du corps i , ($i = 0, \dots, n$), l'angle de dérive et la vitesse linéaire au point R_i .

- F_i , β_{F_i} et V_{F_i} : lorsque $i = 0$, ce sont respectivement le centre de la roue virtuelle avant du corps 0 (*véhicule tracteur*), l'angle de dérive et la vitesse linéaire en ce point. Lorsque $i > 0$, F_i est le point d'attache du corps i , $\beta_{F_i} = 0$ (*pas de train roulant en ce point*) et V_{F_i} est la vitesse linéaire au point F_i .
- θ_i est l'orientation du corps i par rapport au repère absolu $[O, X_O, Y_O]$.
- δ_{F_0} et δ_{R_0} sont les angles de direction des roues avant et arrière du corps 0 (*véhicule tracteur*). Ils constituent les deux premières variables de commande. V_{R_0} , la vitesse linéaire du véhicule au point R_0 , est la troisième variable de commande.
- Lorsque $i > 0$, δ_{F_i} est l'angle entre l'axe du corps i et l'orientation du vecteur vitesse V_{F_i} .
- $\varphi_i = \theta_i - \theta_{i-1}$ est l'angle de brisure entre le corps i et le corps $i - 1$.
- M_i est le point de la trajectoire de référence Γ qui est le plus proche de R_i .
- s_{M_i} est l'abscisse curviligne du point M_i le long de Γ .
- $c(s_{M_i})$ est la courbure de Γ au point M_i .
- $\theta_\Gamma(s_{M_i})$ est l'orientation de la tangente à Γ au point M_i par rapport à $[O, X_O, Y_O]$.
- $\tilde{\theta}_i = \theta_i - \theta_\Gamma(s_{M_i})$ est l'écart angulaire du corps i par rapport à Γ .
- y_i est l'écart latéral du corps i par rapport à Γ au point R_i .

Tout l'enjeu sera ainsi de considérer un corps i du RMPA, et d'asservir les variables $(y_i, \tilde{\theta}_i, V_{R_i})$ de ce corps au moyen des variables de commande $(\delta_{F_0}, \delta_{R_0}, V_{R_0})$ du véhicule tracteur.

2.1.2 Conventions de signe

Les principales conventions de signe sont illustrées sur la figure 2.2 et listées ci-après.

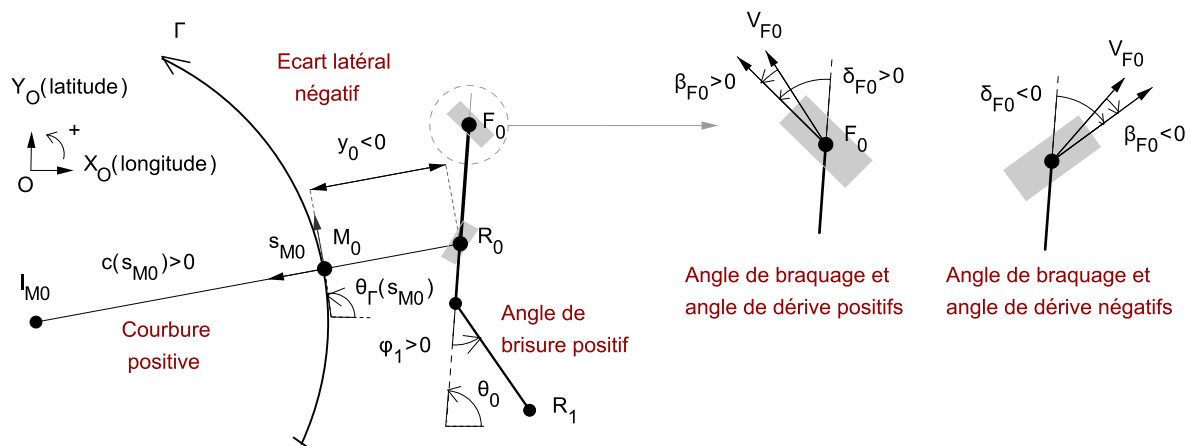


FIGURE 2.2 – Conventions de signe

- *Signe de la courbure* : pour un observateur situé au point M_0 (et par extension au point M_i , $(i=0, \dots, n)$) évoluant dans le sens de la trajectoire orientée Γ , la courbure $c(s_{M_0})$ de Γ en ce point est considérée positive lorsque le centre de rotation I_{M_0} est situé à gauche, et négative lorsque le centre de rotation I_{M_0} est situé à droite.

- *Signe de l'écart latéral* : pour un observateur situé au point M_0 (et par extension au point M_i , ($i=0, \dots, n$)) évoluant dans le sens de la trajectoire orientée Γ , l'écart latéral y_0 du corps 0 au point R_0 est considéré positif lorsque le point R_0 est situé à gauche de la trajectoire Γ , et négatif lorsque le point R_0 est situé à droite.
- *Signes des angles* : les différents angles (*angles de braquage* (δ_{Fi} , δ_{Ri}), *angles de dérive* (β_{Fi} , β_{Ri}), *angles de brisure* (φ_i), et les *orientations* ($\theta_\Gamma(s_{Mi})$, θ_i)) sont considérés positifs dans le sens trigonométrique et négatifs dans le sens anti-trigonométrique.

2.1.3 Modélisation au point de contrôle R_i

En considérant dans un premier temps le point de contrôle situé au point R_0 (*centre de la roue virtuelle arrière du véhicule tracteur*), l'état du système peut être caractérisé par rapport à la trajectoire à suivre Γ , en considérant un repère de Frénet dont l'origine se déplace le long de Γ , et en choisissant les variables suivantes : l'abscisse curviligne s_{M0} , l'écart latéral y_0 , l'écart angulaire $\tilde{\theta}_0$, et les n angles de brisure φ_i ($i = 1, \dots, n$).

Pour obtenir ce modèle, une première étape consiste à calculer les dérivées de l'abscisse curviligne \dot{s}_{M0} et de l'écart latéral \dot{y}_0 en considérant le vecteur vitesse V_{R0} mesuré au point R_0 . En considérant l'évolution de l'état du corps 0 (*véhicule tracteur*), voir la figure 2.3, le théorème de Thalès permet d'écrire :

$$\frac{1/c(s_{M0})}{1/c(s_{M0}) - y_0} = \frac{\dot{s}_{M0}}{V_{R0} \cos(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0})} \quad (2.1)$$

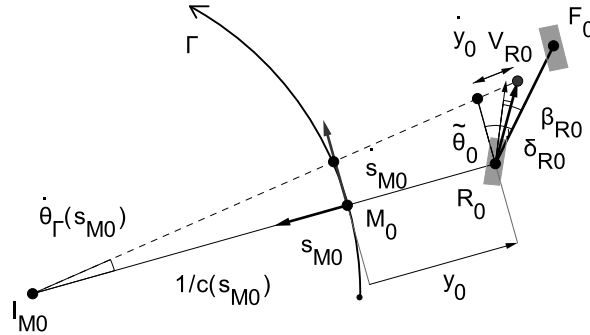


FIGURE 2.3 – Evolution du corps 0

On obtient ainsi l'évolution de l'abscisse curviligne :

$$\dot{s}_{M0} = \frac{V_{R0} \cos(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0})}{1 - c(s_{M0})y_0} \quad (2.2)$$

et l'évolution de l'écart latéral, voir la figure 2.3 :

$$\dot{y}_0 = V_{R0} \sin(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0}) \quad (2.3)$$

Dans une deuxième étape, on s'intéresse au calcul de la dérivée de l'écart angulaire, défini par : $\dot{\theta}_0 = \dot{\theta}_0 - \dot{\theta}_\Gamma(s_{M0})$. La dérivée du cap du véhicule $\dot{\theta}_0$ peut être établie dans un premier temps au regard de la figure 2.4 (*les calculs suivants restent naturellement valables si le point $H \notin [F_0R_0]$*).

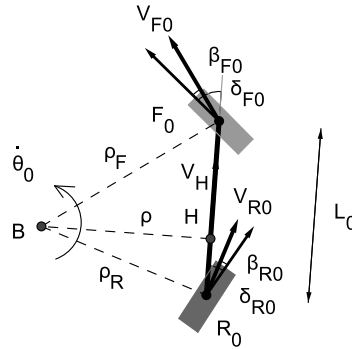


FIGURE 2.4 – Centre instantané de rotation

Par définition, on a :

$$\dot{\theta}_0 = \frac{V_H}{\rho} \quad (2.4)$$

Les relations géométriques nous donnent les équations :

$$\tan(\delta_{F0} - \beta_{F0}) = \frac{\overline{HF_0}}{\rho} \quad (2.5)$$

$$\tan(\delta_{R0} - \beta_{R0}) = \frac{\overline{HR_0}}{\rho} \quad (2.6)$$

En soustrayant (2.5) et (2.6), et en utilisant le fait que la somme des mesures algébriques $\overline{R_0H} + \overline{HF_0} = L_0$, on obtient :

$$\tan(\delta_{F0} - \beta_{F0}) - \tan(\delta_{R0} - \beta_{R0}) = \frac{L_0}{\rho} \quad (2.7)$$

Puis, en réinjectant (2.7) dans (2.4), et en exploitant que $V_H = V_{R0} \cos(\delta_{R0} - \beta_{R0})$ d'après l'équiprojectivité des vecteurs vitesse (*les projections orthogonales des vecteurs vitesse des points d'un solide sur un même axe sont égales*), on obtient alors l'expression de la vitesse de lacet du véhicule :

$$\dot{\theta}_0 = V_{R0} \cos(\delta_{R0} - \beta_{R0}) \frac{\tan(\delta_{F0} - \beta_{F0}) - \tan(\delta_{R0} - \beta_{R0})}{L_0} \quad (2.8)$$

Par ailleurs, connaissant la vitesse de progression \dot{s}_{M0} du point M_0 le long de Γ donnée par (2.2), on établit l'expression de $\dot{\theta}_\Gamma(s_{M0})$, la vitesse angulaire relative à l'orientation de la tangente à Γ . On a par définition (voir la figure 2.3) :

$$\dot{\theta}_\Gamma(s_{M0}) = \frac{\dot{s}_{M0}}{1/c(s_{M0})} \quad (2.9)$$

En réinjectant (2.2) dans (2.9), on obtient :

$$\dot{\theta}_\Gamma(s_{M0}) = c(s_{M0}) \frac{V_{R0} \cos(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0})}{1 - c(s_{M0})y_0} \quad (2.10)$$

En réunissant les relations (2.2), (2.3), (2.8) et (2.10), on obtient finalement les équations d'évolution du corps 0 relativement à Γ en présence des glissements β_{R0} et β_{F0} :

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{s}_{M0} = V_{R0} \frac{\cos(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0})}{1 - c(s_{M0})y_0} \\ \dot{y}_0 = V_{R0} \sin(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0}) \\ \dot{\tilde{\theta}}_0 = V_{R0} \left[\cos(\delta_{R0} - \beta_{R0}) \frac{\tan(\delta_{F0} - \beta_{F0}) - \tan(\delta_{R0} - \beta_{R0})}{L_0} - \frac{c(s_{M0}) \cos(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0})}{1 - c(s_{M0})y_0} \right] \end{array} \right. \quad (2.11)$$

Ce modèle présente une singularité lorsque $y_0 = \frac{1}{c(s_{M0})}$, c'est-à-dire lorsque les points I_{M0} et R_0 sont superposés, voir la figure 2.1. Ce problème n'est pas rencontré en pratique, car les rayons de courbure des trajectoires à suivre sont supposés toujours grands comparé à l'écart latéral y_0 .

Maintenant, si le point de contrôle est considéré au point R_i de la i^{eme} remorque ($i > 0$), le modèle cinématique étendu peut être établi en ce point par simple analogie (*les remorques étant passives, on a $\delta_{Ri} = 0$, et comme il n'y a pas de train roulant au point d'attache, on a $\beta_{Fi} = 0$*), ce qui donne :

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{s}_{Mi, i>0} = V_{Ri} \frac{\cos(\tilde{\theta}_i - \beta_{Ri})}{1 - c(s_{Mi})y_i} \\ \dot{y}_{i, i>0} = V_{Ri} \sin(\tilde{\theta}_i - \beta_{Ri}) \\ \dot{\tilde{\theta}}_{i, i>0} = V_{Ri} \left[\cos \beta_{Ri} \frac{\tan \delta_{Fi} + \tan \beta_{Ri}}{L_i} - \frac{c(s_{Mi}) \cos(\tilde{\theta}_i - \beta_{Ri})}{1 - c(s_{Mi})y_i} \right] \end{array} \right. \quad (2.12)$$

Il nous reste maintenant à calculer l'évolution des angles de brisure φ_i entre chacun des corps. Pour cela, nous allons considérer dans un premier temps l'évolution de l'angle de brisure φ_1 entre le véhicule tracteur et la première remorque.

- D'abord, on déduit de (2.12) que la dérivée du cap de la remorque est :

$$\dot{\theta}_1 = V_{R1} \cos \beta_{R1} \frac{\tan \delta_{F1} + \tan \beta_{R1}}{L_1} = \frac{V_{R1} \sin(\delta_{F1} + \beta_{R1})}{L_1 \cos \delta_{F1}} \quad (2.13)$$

L'équiprojectivité des vecteurs vitesse s'écrit :

$$V_{R1} \cos \beta_{R1} = V_{F1} \cos \delta_{F1} \quad (2.14)$$

$$V_{F1} \cos(\delta_{F1} + \varphi_1) = V_{R0} \cos(\delta_{R0} - \beta_{R0}) \quad (2.15)$$

Soit :

$$\dot{\theta}_1 = \frac{V_{R0} \cos(\delta_{R0} - \beta_{R0}) \sin(\delta_{F1} + \beta_{R1})}{L_1 \cos \beta_{R1} \cos(\delta_{F1} + \varphi_1)} \quad (2.16)$$

- Nous considérons ensuite $\varphi_1 = \theta_1 - \theta_0$, soit $\dot{\varphi}_1 = \dot{\theta}_1 - \dot{\theta}_0$, ce qui donne :

$$\dot{\varphi}_1 = V_{R0} \left[\frac{\cos(\delta_{R0} - \beta_{R0}) \sin(\delta_{F1} + \beta_{R1})}{L_1 \cos \beta_{R1} \cos(\delta_{F1} + \varphi_1)} - \cos(\delta_{R0} - \beta_{R0}) \frac{\tan(\delta_{F0} - \beta_{F0}) - \tan(\delta_{R0} - \beta_{R0})}{L_0} \right] \quad (2.17)$$

En écrivant $\delta_{F1} + \beta_{R1} = (\delta_{F1} + \varphi_1) - (\varphi_1 - \beta_{R1})$, on a :

$$\sin(\delta_{F1} + \beta_{R1}) = \sin(\delta_{F1} + \varphi_1) \cos(\varphi_1 - \beta_{R1}) - \cos(\delta_{F1} + \varphi_1) \sin(\varphi_1 - \beta_{R1}) \quad (2.18)$$

Ce qui donne :

$$\dot{\varphi}_1 = V_{R0} \left[\frac{\cos(\delta_{R0} - \beta_{R0}) [\tan(\delta_{F1} + \varphi_1) \cos(\varphi_1 - \beta_{R1}) - \sin(\varphi_1 - \beta_{R1})]}{L_1 \cos \beta_{R1}} + \frac{\sin(\delta_{R0} - \beta_{R0}) - \cos(\delta_{R0} - \beta_{R0}) \tan(\delta_{F0} - \beta_{F0})}{L_0} \right] \quad (2.19)$$

- Nous considérons ensuite le terme $\tan(\delta_{F1} + \varphi_1)$ de (2.19).

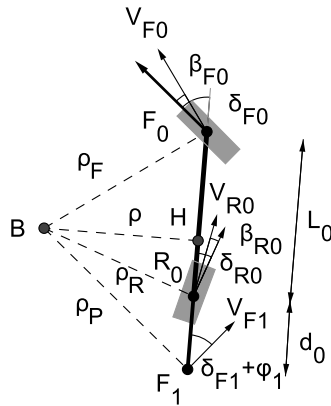


FIGURE 2.5 – Centre instantané de rotation

D'après la figure 2.5, nous pouvons écrire :

$$\tan(\delta_{F1} + \varphi_1) = \frac{\overline{HR_0} + \overline{R_0F_1}}{\rho} = \tan(\delta_{R0} - \beta_{R0}) - \frac{d_0}{\rho} \quad (2.20)$$

(2.7) et (2.20) donnent :

$$\tan(\delta_{F1} + \varphi_1) = \tan(\delta_{R0} - \beta_{R0}) + \frac{d_0}{L_0} [\tan(\delta_{R0} - \beta_{R0}) - \tan(\delta_{F0} - \beta_{F0})] \quad (2.21)$$

- Les équations (2.21) et (2.19) donnent finalement après réorganisation des termes :

$$\begin{aligned}
\dot{\varphi}_1 &= -\frac{V_{R0}}{L_0 L_1} [\lambda_{1a} \tan(\delta_{F0} - \beta_{F0}) + \lambda_{1b}] \quad \text{avec :} \\
\lambda_{1a} &= L_1 \cos(\delta_{R0} - \beta_{R0}) + \frac{\cos(\delta_{R0} - \beta_{R0})}{\cos \beta_{R1}} d_0 \cos(\varphi_1 - \beta_{R1}) \\
\lambda_{1b} &= -L_1 \sin(\delta_{R0} - \beta_{R0}) + \frac{\cos(\delta_{R0} - \beta_{R0})}{\cos \beta_{R1}} [L_0 \sin(\varphi_1 - \beta_{R1}) - \\
&\quad (L_0 + d_0) \cos(\varphi_1 - \beta_{R1}) \tan(\delta_{R0} - \beta_{R0})]
\end{aligned} \tag{2.22}$$

Cette équation (2.22) décrit l'évolution de l'angle de brisure entre le corps 1 (*première remorque*) et le corps 0 (*véhicule tracteur*).

On obtient par analogie l'évolution de l'angle de brisure φ_i ($i > 1$) entre la remorque i et la remorque $i - 1$ (*les seules différences sont $\delta_{R(i-1)} = 0$ et $\beta_{F(i-1)} = 0$ car sur la remorque $i - 1$ il n'y a pas d'essieu directeur sur le train arrière, ni de train roulant au point d'attache*) :

$$\begin{aligned}
\dot{\varphi}_{i,i>1} &= -\frac{V_{R(i-1)}}{L_{(i-1)} L_{(i)}} [\lambda_{ia} \tan(\delta_{F(i-1)}) + \lambda_{ib}] \quad \text{avec :} \\
\lambda_{ia} &= L_i \cos \beta_{R(i-1)} + \frac{\cos \beta_{R(i-1)}}{\cos \beta_{Ri}} d_{(i-1)} \cos(\varphi_i - \beta_{Ri}) \\
\lambda_{ib} &= L_i \sin \beta_{R(i-1)} + \frac{\cos \beta_{R(i-1)}}{\cos \beta_{Ri}} [L_{(i-1)} \sin(\varphi_i - \beta_{Ri}) + \\
&\quad (L_{(i-1)} + d_{(i-1)}) \cos(\varphi_i - \beta_{Ri}) \tan \beta_{R(i-1)}]
\end{aligned} \tag{2.23}$$

Les équations (2.11), (2.12) et (2.22), (2.23) décrivent ainsi les mouvements d'un RMPA général composé d'un véhicule tracteur à deux trains directeurs et de n remorques passives à un train roulant à attaches déportées. Les phénomènes de glissement sont pris en compte dans ce modèle au travers des angles de dérive β_{F0} et β_{Ri} permettant de refléter les directions réelles des vecteurs vitesse sur chacun des trains roulants et directeurs.

2.1.4 Estimation des variables d'état

La modélisation mathématique du comportement du RMPA général étant ainsi établie, il nous faut maintenant disposer des valeurs des différentes variables d'état qui interviennent dans ce modèle.

2.1.4.1 Mesures directes et indirectes

Selon les capteurs embarqués sur le robot, une mesure directe ou indirecte des valeurs de plusieurs de ces variables d'état peut être obtenue. Ainsi, en anticipant un peu sur la présentation de notre RMPA expérimental au chapitre 5, nous supposons que les variables d'état suivantes peuvent être mesurées directement :

- les angles de braquage δ_{F0} et δ_{R0} des trains directeurs avant et arrière, la vitesse d'avancement V_{R0} et les angles de brisure φ_i

De même, nous supposons que les variables d'état suivantes sont accessibles indirectement à partir de mesures et d'un ensemble de calculs :

- les courbures $c(s_{M_i})$ de Γ aux points M_i , les orientations $\theta_\Gamma(s_{M_i})$ de Γ aux points M_i , et les écarts latéraux y_i entre les points R_i du RMPA et les points M_i (*les valeurs de ces variables sont calculées à partir d'une mesure des coordonnées cartésiennes d'un point du robot, des angles de brisure des corps du RMPA et de la connaissance de la trajectoire à suivre*)
- les orientations θ_i des corps i du RMPA (*estimées par filtrage de Kalman*)

Les variables de glissement β_{F0} et β_{Ri} s'avèrent quant à elles particulièrement difficiles à estimer, de surcroît lors de l'évolution du RMPA sur des terrains naturels d'adhérence variable, à différentes vitesses et lors du suivi de trajectoires de formes variées, ce qui nécessite la mise en œuvre d'approches particulières.

2.1.4.2 Estimation des variables de glissement

Nous proposons deux approches pour obtenir une estimation globale de ces variables, à savoir une approche directe par simple comparaison et une approche par observateur.

▷ Approche directe par comparaison

Cette approche consiste à estimer les variables de glissement en comparant les sorties théoriques du modèle sans glissement avec les sorties mesurées sur le système réel (*écarts latéral et angulaire du système par rapport à Γ , vitesses linéaire, angles des trains directeurs et angles de brisure*), en faisant l'hypothèse que les différences enregistrées sont uniquement liées aux phénomènes de glissement.

Ainsi, à partir des expressions de \dot{y}_0 et $\dot{\theta}_0$ de (2.11), et de l'expression $\dot{y}_{i,i>0}$ de (2.12), on obtient les angles de dérive suivant :

$$\left\{ \begin{array}{l} \beta_{Ri,i=0} = \tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \arcsin \frac{\dot{y}_0}{V_{R0}} \\ \beta_{Ri,i>0} = \tilde{\theta}_i - \arcsin \frac{\dot{y}_i}{V_{Ri}} \\ \beta_{Fi,i=0} = \delta_{F0} - \arctan \left[\frac{L_0 \dot{\theta}_0}{V_{R0} \cos(\delta_{R0} - \beta_{R0})} + \tan(\delta_{R0} - \beta_{R0}) \right] \\ \beta_{Fi,i>0} = 0 \end{array} \right. \quad (2.24)$$

Une autre approche pour estimer les angles de dérive $\beta_{Ri,i>0}$ est de partir de l'expression de $\dot{\varphi}_i$. Ainsi, par exemple, pour obtenir l'angle de dérive β_{R1} de la première remorque, (2.19) peut se réécrire sous la forme suivante pour faire ressortir le terme $\tan \beta_{R1}$:

$$\dot{\varphi}_1 = -\frac{V_{R0}}{L_0 L_1} [\lambda_{1c}(\lambda_{1d} + \lambda_{1e} \tan \beta_{R1}) + \lambda_{1f}] \quad (2.25)$$

avec :

$$\begin{aligned}\lambda_{1c} &= -L_0 \cos(\delta_{R0} - \beta_{R0}) \\ \lambda_{1d} &= \tan(\delta_{F1} + \varphi_1) \cos \varphi_1 - \sin \varphi_1 \\ \lambda_{1e} &= \tan(\delta_{F1} + \varphi_1) \sin \varphi_1 + \cos \varphi_1 \\ \lambda_{1f} &= L_1 [\tan(\delta_{F0} - \beta_{F0}) \cos(\delta_{R0} - \beta_{R0}) - \sin(\delta_{R0} - \beta_{R0})]\end{aligned}$$

Ce qui donne :

$$\beta_{R1} = \arctan \frac{1}{\lambda_{1e}} \left[\frac{-\dot{\varphi}_1 L_0 L_1 - \lambda_{1f} V_{R0}}{\lambda_{1e} V_{R0}} - \lambda_{1d} \right] \quad (2.26)$$

Cette approche permet ainsi d'estimer l'angle de dérive β_{R1} à partir de la dérivation numérique $\dot{\varphi}_1$ plutôt que \dot{y}_1 (*cette approche est intéressante car φ_1 est directement mesuré alors que y_1 est reconstruit à partir de considérations géométriques et de plusieurs informations capteurs*). Le calcul des dérivées \dot{y}_0 , $\dot{\theta}_0$ de (2.24) et de $\dot{\varphi}_1$ de (2.26) conduit malgré tout à une estimation bruitée des variables de glissement en conditions réelles (*en particulier en raison de l'imprécision des capteurs et des mouvements du robot*), comme il est illustré sur la figure 2.6. Cette figure présente le suivi d'une trajectoire de forte courbure ($c = 0.2m^{-1}$) à la vitesse de $8km/h$ avec notre robot expérimental sur un sol naturel glissant. Les roues avant du véhicule sont braquées d'un angle $\delta_{F0} = 15^\circ$ pendant le virage. Nous remarquons que l'estimation des angles de dérive β_{F0} et β_{R0} , calculée directement à partir de (2.24), est fortement bruitée (*courbes bleues*). Cependant, l'utilisation du filtre numérique passe-bas (2.27) permet de réduire considérablement le niveau de bruit (*valeur k du filtre fixée à 0.96*), et une estimation plus exploitable des angles de dérive peut être obtenue (*courbes rouges : β_{F0} et β_{R0} atteignent respectivement 2.5° et 3° pour cet essai*).

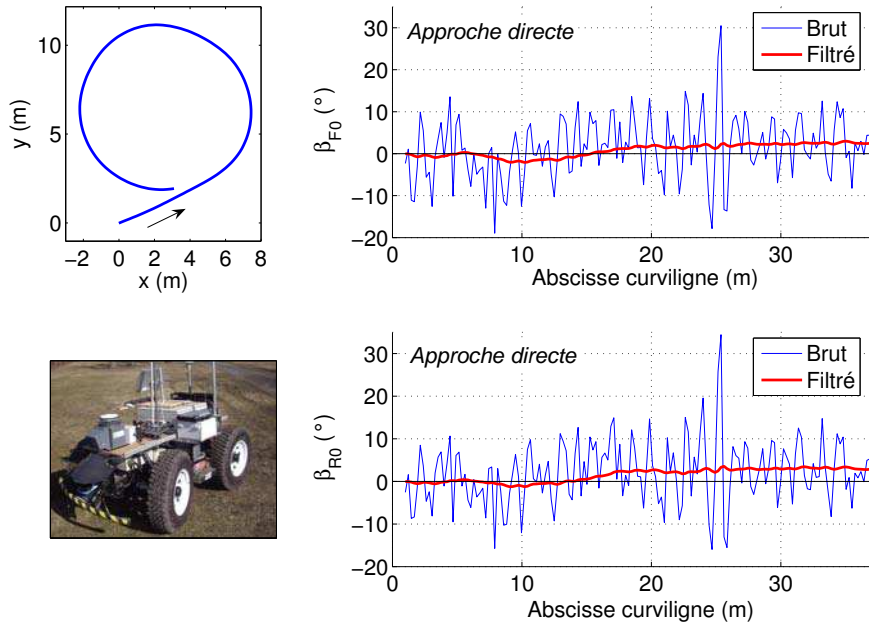


FIGURE 2.6 – Approche directe par comparaison sur terrain plat

$$\beta_{filtre}(i) = k \cdot \beta_{filtre}(i-1) + \frac{1-k}{2} [\beta(i) + \beta(i-1)] \quad (2.27)$$

La figure 2.7 présente un autre essai réalisé avec notre robot expérimental et une remorque à attache déportée, évoluant sur une butte glissante à la vitesse de $3.5 km/h$. Les valeurs calculées à partir de (2.24) et filtrées selon (2.27) sont reportées. Au fur et à mesure que la pente s'accroît, les valeurs estimées des angles de dérives augmentent progressivement pour atteindre respectivement 4° , 2° et 10° pour β_{F0} , β_{R0} et β_{R1} .

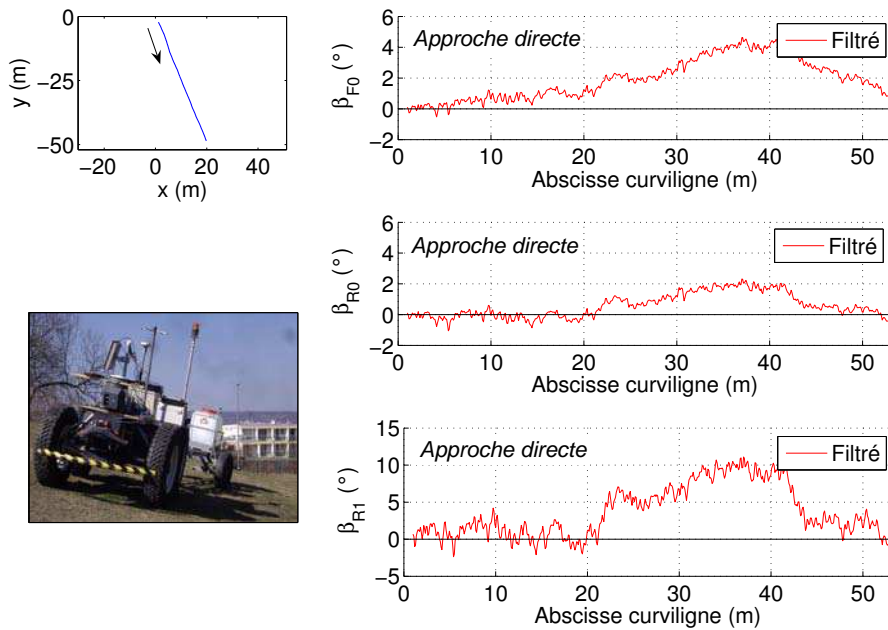


FIGURE 2.7 – Approche directe par comparaison sur terrain en pente

L'estimation des angles de dérives avec cette approche directe par simple comparaison donne ainsi des résultats qui semblent pertinents, tout du moins avec une remorque (*nous n'avons en effet pas pu expérimenter un cas plus général avec plusieurs remorques, n'ayant qu'une seule remorque expérimentale à disposition. Cependant, il est certain que l'accumulation des erreurs et des retards avec le nombre de remorques conduirait à des valeurs de plus en plus difficiles à exploiter*). Cependant, afin de voir si il était possible d'améliorer cette estimation par approche directe, en particulier vis-à-vis des bruits de mesure et du retard inhérent apporté par le filtre passe-bas ($\tau \approx 2.5s$ avec $k = 0.96$ et $T_e = 0.1s$), nous avons exploré une seconde approche, basée cette fois-ci sur la mise en place d'un observateur.

▷ Approche par observateur

Un observateur est généralement un module auxiliaire qui se base sur la connaissance du modèle d'évolution du système, et dont les entrées sont les entrées/sorties du système (*le vecteur de commande U et le vecteur de mesure Y , voir la figure 2.8*), et dont la sortie

est l'estimation \hat{X} des variables d'état recherchées. Les observateurs sont aujourd'hui largement utilisés pour estimer l'état des systèmes linéaires (*observateurs de Kalman et de Luenberger*). Pour les systèmes non linéaires, le problème d'observation est néanmoins plus complexe. Des travaux proposent d'étendre les approches linéaires en linéarisant le modèle autour d'un point de fonctionnement choisi (*filtre de Kalman étendu EKF : le modèle est linéarisé par la formule de Taylor au premier ordre*). D'autres travaux étudient des approches plus spécifiques (*observateur à grand gain, observateur de Luenberger généralisé, observateur basé sur la théorie de la contraction*, voir l'état de l'art [Zem07]).

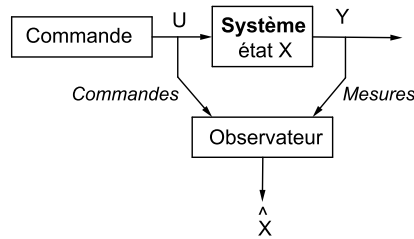


FIGURE 2.8 – Principe général d'un observateur

• **Cas d'une seule remorque** : nous proposons ici de construire un observateur pour estimer les angles de dérive d'un RMPA composé de deux corps, à savoir un véhicule « tracteur » à deux trains directeurs et une remorque à attache déportée. Pour cela, une boucle d'observation est ajoutée à la boucle de commande, voir le schéma de la figure 2.9.

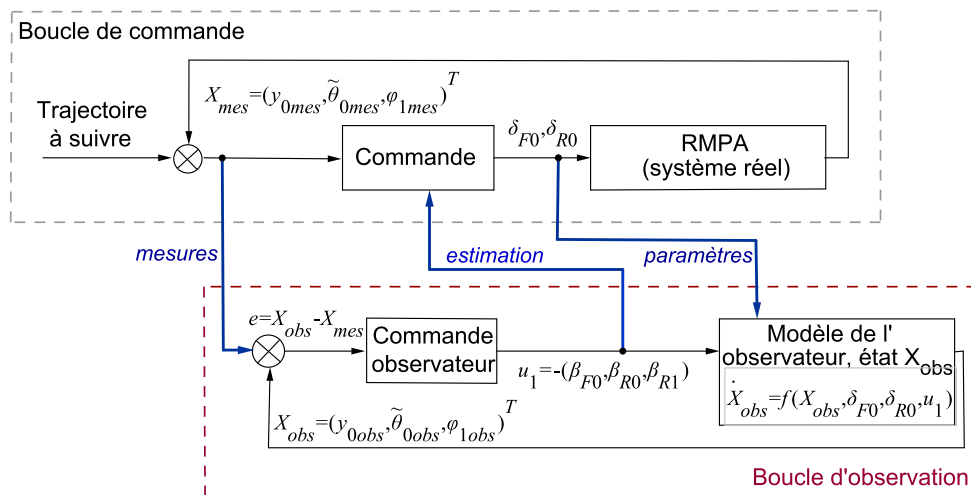


FIGURE 2.9 – Schéma des boucles de commande et d'observation

Elle pose le problème d'observation comme un problème de commande :

- Le vecteur d'état X du système à commander est composé de l'écart latéral y_0 , de l'écart angulaire $\tilde{\theta}_0$, et de l'angle de brisure φ_1 : $X = (y_0, \tilde{\theta}_0, \varphi_1)^T$,
- Les angles de dérive à observer $(\beta_{F0}, \beta_{R0}, \beta_{R1})$ sont considérés comme des variables de commande devant assurer la convergence de l'état du modèle de l'obser-

vateur $X_{obs} = (y_{0obs}, \tilde{\theta}_{0obs}, \varphi_{1obs})^T$ vers les valeurs mesurées, c'est-à-dire $X_{mes} = (y_{0mes}, \tilde{\theta}_{0mes}, \varphi_{1mes})^T$,

- Pour le modèle de l'observateur, les angles de braquage δ_{F0} et δ_{R0} sont traités comme des paramètres connus.

Plus précisément, le modèle étendu (2.11) sans l'équation d'évolution de l'abscisse curviligne et (2.22) peuvent être réécrits pour constituer le modèle de l'observateur (2.29), avec $(\delta_{F0}, \delta_{R0})$ considérés comme des paramètres connus, les variables de commande devenant alors $u_1 = (u_a, u_b, u_c) = -(\beta_{F0}, \beta_{R0}, \beta_{R1})$:

$$\dot{X}_{obs} = f(X_{obs}, \delta_{F0}, \delta_{R0}, u_1) \quad (2.28)$$

$$\dot{X}_{obs} = \begin{cases} \dot{y}_{0obs} = V_{R0} \sin(\tilde{\theta}_{0obs} + \delta_{R0} + u_b) \\ \dot{\tilde{\theta}}_{0obs} = V_{R0} \left[\cos(\delta_{R0} + u_b) \frac{[\tan(\delta_{F0} + u_a) - \tan(\delta_{R0} + u_b)]}{L_0} - \frac{c(s_{M0}) \cos(\tilde{\theta}_{0obs} + \delta_{R0} + u_b)}{1 - c(s_{M0})y_{0obs}} \right] \\ \dot{\varphi}_{1obs} = -\frac{V_{R0}}{L_0 L_1} [\lambda'_{1a} \tan(\delta_{F0} + u_a) + \lambda'_{1b}] \end{cases} \quad (2.29)$$

avec :

$$\lambda'_{1a} = L_1 \cos(\delta_{R0} + u_b) + \frac{\cos(\delta_{R0} + u_b)}{\cos u_c} d_0 \cos(\varphi_{1obs} + u_c)$$

$$\lambda'_{1b} = -L_1 \sin(\delta_{R0} + u_b) + \frac{\cos(\delta_{R0} + u_b)}{\cos u_c} [L_0 \sin(\varphi_{1obs} + u_c) - (L_0 + d_0) \cos(\varphi_{1obs} + u_c) \tan(\delta_{R0} + u_b)]$$

Pour construire la commande de ce système, comme les angles de dérive ne dépassent pas quelques degrés en pratique, le modèle d'état (2.29) peut être linéarisé par rapport au vecteur de commande u_1 au voisinage de zéro (*i.e. pas de glissement*). Cela conduit à :

$$\dot{X}_{obs} = f(X_{obs}, \delta_{F0}, \delta_{R0}, 0) + B_1(X_{obs}, \delta_{F0}, \delta_{R0})u_1 \quad (2.30)$$

B_1 représente la matrice de dérivée partielle de f par rapport à $u_1 = (u_a, u_b, u_c)$, évaluée en $u_1 = (0, 0, 0)$. Cette matrice a pour expression (2.32), et a pour déterminant (2.31) :

$$\det(B_1) = b_1 b_4 V_{R0} \cos(\tilde{\theta}_{0obs} + \delta_{R0}) \quad (2.31)$$

$$B_1(X_{obs}, \delta_{F0}, \delta_{R0}) = \begin{bmatrix} 0 & V_{R0} \cos(\tilde{\theta}_{0obs} + \delta_{R0}) & 0 \\ b_1 & \frac{V_{R0} c(s_{M0}) \sin(\tilde{\theta}_{0obs} + \delta_{R0})}{1 - c(s_{M0})y_{0obs}} - b_2 & 0 \\ -\frac{V_{R0} \cos \varphi_{1obs} d_0 \cos \delta_{R0}}{L_0 L_1 \cos^2 \delta_{F0}} - b_1 & b_3 & b_4 \end{bmatrix} \quad (2.32)$$

avec :

$$\begin{aligned}
b_1 &= \frac{V_{R0} \cos \delta_{R0}}{L_0 \cos^2 \delta_{F0}} & b_2 &= \frac{V_{R0}(\cos \delta_{R0} + \sin \delta_{R0} \tan \delta_{F0})}{L_0} \\
b_3 &= b_2 + \frac{V_{R0} \sin \varphi_{1obs} \sin \delta_{R0}}{L_1} + \frac{V_{R0} \cos \varphi_{1obs} (\cos \delta_{R0} + \frac{d_0}{L_0} (\sin \delta_{R0} \tan \delta_{F0} + \cos \delta_{R0}))}{L_1} \\
b_4 &= \frac{V_{R0} \cos \varphi_{1obs} \cos \delta_{R0}}{L_1} + \frac{V_{R0} \sin \varphi_{1obs} (\sin \delta_{R0} + \frac{d_0}{L_0} (\cos \delta_{R0} \tan \delta_{F0} + \sin \delta_{R0}))}{L_1}
\end{aligned}$$

B_1 est inversible sous les conditions $V_{R0} \neq 0$, $(\tilde{\theta}_{0obs} + \delta_{R0}) \neq \frac{\pi}{2}[\pi]$, $\delta_{R0} \neq \frac{\pi}{2}[\pi]$ et $\delta_{F0} \neq \frac{\pi}{2}[\pi]$. Ces conditions sont remplies en pratique lors du suivi de trajectoire (*vitesse non nulle et angles petits*).

On définit l'erreur d'observation suivante :

$$e_1 = X_{obs} - X_{mes} \quad (2.33)$$

Alors, au vu de (2.30), la loi de commande (2.34) permet d'imposer la convergence de cette erreur vers zéro selon la loi (2.35).

$$\boxed{u_1 = B_1(X_{obs}, \delta_{F0}, \delta_{R0})^{-1} \left\{ G_1 \cdot e_1 - f(X_{obs}, \delta_{F0}, \delta_{R0}, 0) + \dot{X}_{mes} \right\}} \quad (2.34)$$

$$\dot{e}_1 = G_1 \cdot e_1 \quad (2.35)$$

La matrice G_1 fixe la dynamique de l'erreur d'observation, elle constitue le gain de l'observateur. Elle permet de régler notamment une convergence plus ou moins rapide sur chacune des mesures (*écart latéral, écart angulaire, angle de brisure*) en fonction de leur dynamique propre et de la confiance accordée à chacune de ces mesures. Puisque la loi (2.34) permet d'assurer la convergence de l'état observé vers l'état mesuré, on peut considérer qu'elle fournit une estimation réaliste des différents angles de dérive.

Cette expression fait néanmoins intervenir le calcul de dérivées numériques au travers de \dot{X}_{mes} ce qui introduit un bruit important et qui nécessite, de la même manière qu'avec l'approche précédente, la mise œuvre d'un filtre passe-bas. En effet, lors du suivi de la même trajectoire circulaire que celle présentée sur la figure 2.6, l'estimation des angles de dérive β_{F0} et β_{R0} à partir de l'équation d'observation (2.34) est bruitée, voir les signaux bruts et filtrés sur la figure 2.10. Nous observons cependant que le filtre permet de réduire le niveau de bruit et d'obtenir des angles de dérive exploitables, avec des valeurs très similaires par rapport à celles obtenues avec l'approche directe décrite précédemment.

La figure 2.11 présente les résultats obtenus lors du suivi de la même trajectoire en pente que celle présentée sur la figure 2.7. Les valeurs choisies pour la matrice de gain de l'observateur G_1 sont les suivantes.

$$G_1 = \begin{bmatrix} -2 & 0 & 0 \\ 0 & -2 & 0 \\ 0 & 0 & -2 \end{bmatrix} \quad (2.36)$$

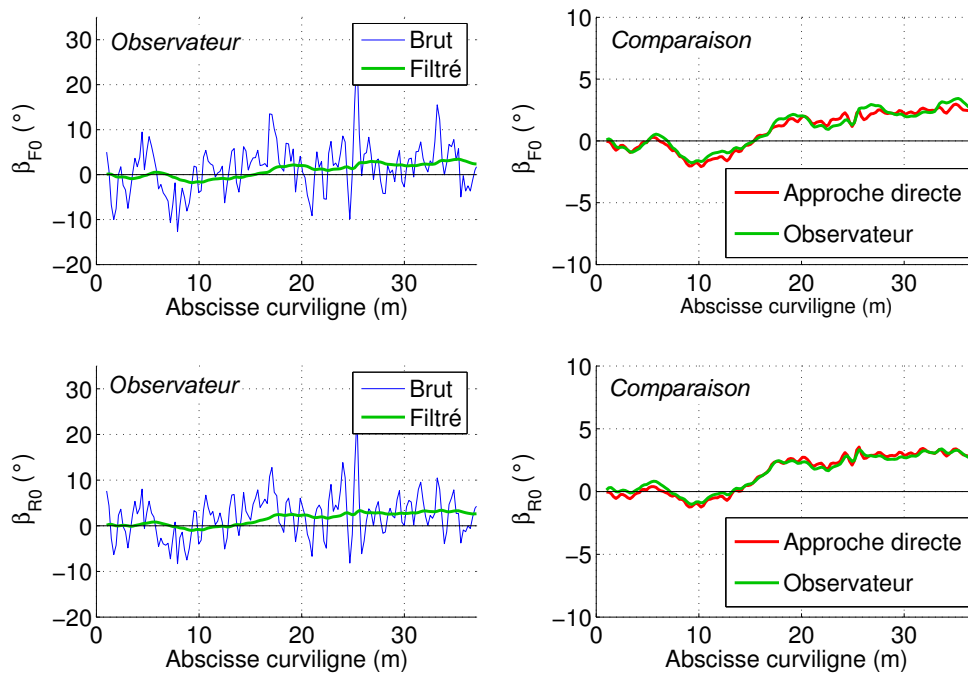


FIGURE 2.10 – Approche par observateur sur terrain plat

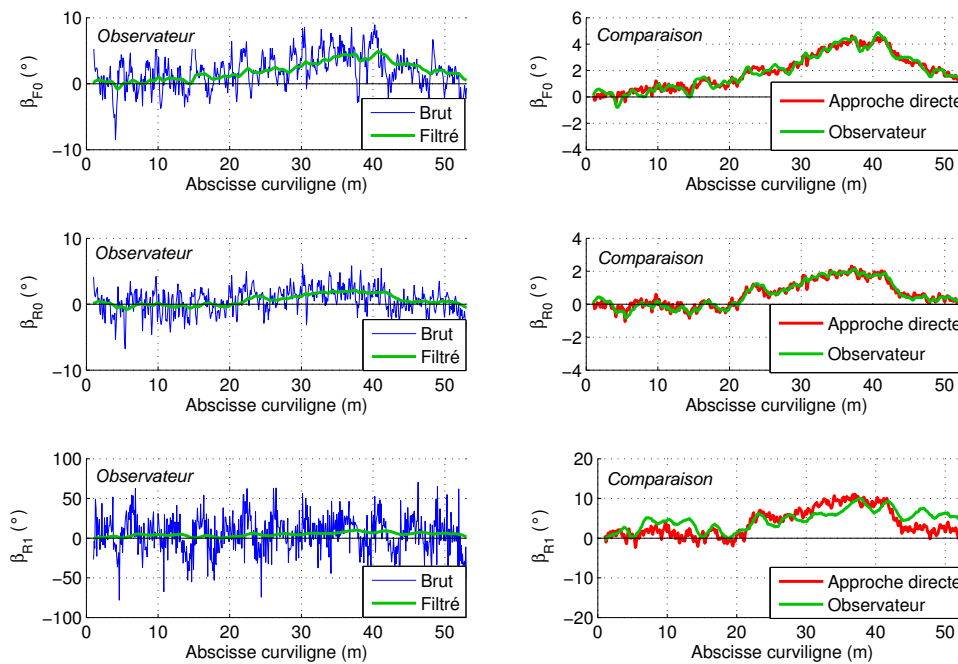


FIGURE 2.11 – Approche par observateur sur terrain en pente

Les deux approches proposées montrent à nouveau des résultats très similaires. L'ob-

servateur permet néanmoins d'obtenir une estimation légèrement moins bruitée des angles de dérive après filtrage par rapport à l'approche directe, c'est-à-dire qu'il conserve une certaine robustesse vis-à-vis des perturbations sur les signaux mesurés (*en particulier sur ce terrain d'évolution en pente*).

• **Extension à plusieurs remorques** : si on voulait étendre l'observateur au cas de plusieurs remorques, une approche serait d'abord de considérer $u_2 = -\beta_{R2}$ comme une variable de commande dans le modèle d'évolution de la deuxième remorque déduit de (2.23). On obtient alors le modèle ci-dessous pour l'observation :

$$\dot{\varphi}_{2obs} = -\frac{V_{R1}}{L_1 L_2} [\lambda'_{2a} \tan \delta_{F1} + \lambda'_{2b}] \quad (2.37)$$

avec :

$$\lambda'_{2a} = L_2 \cos \beta_{R1} + \frac{\cos \beta_{R1}}{\cos u_2} d_1 \cos(\varphi_{2obs} + u_2)$$

$$\lambda'_{2b} = L_2 \sin \beta_{R1} + \frac{\cos \beta_{R1}}{\cos u_2} [L_1 \sin(\varphi_{2obs} + u_2) + (L_1 + d_1) \cos(\varphi_{2obs} + u_2) \tan \beta_{R1}]$$

Ce modèle d'évolution fait intervenir le terme δ_{F1} , qui ne peut pas être mesuré directement (*voir sa représentation sur la figure 2.1*). Il est néanmoins possible de le déterminer à partir de l'équation (2.21), des angles de dérive (β_{F0}, β_{R0}) observés précédemment, et de l'angle de brisure φ_1 . L'angle de dérive β_{R2} de la deuxième remorque peut ainsi être observé en construisant un deuxième observateur en cascade, voir la figure 2.12.

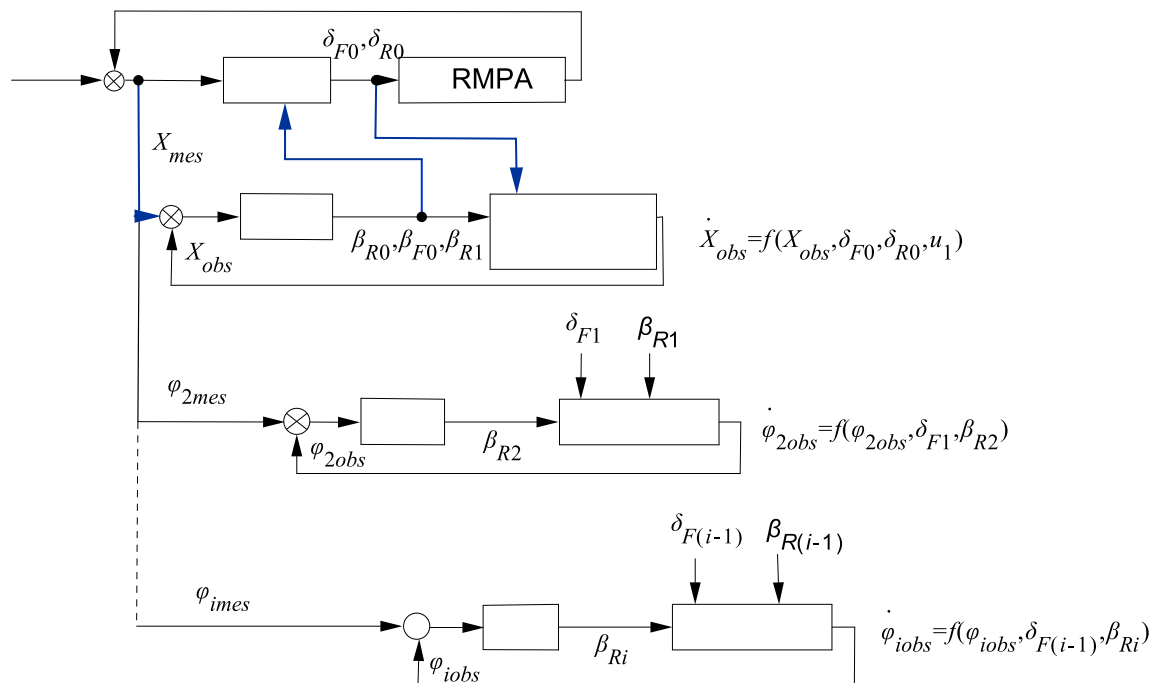


FIGURE 2.12 – Schéma des i observateurs en cascade

Ce principe peut ensuite être généralisé pour la i^{eme} remorque, le modèle pour l'ob-

servation déduit de (2.23) étant, sachant que $\beta_{F(i-1)} = 0$ et $\delta_{R(i-1)} = 0$:

$$\dot{\varphi}_{iobs} = f(\varphi_{iobs}, \delta_{F(i-1)}, \beta_{R(i-1)}, u_i) \quad (2.38)$$

La mise en cascade de i observateurs va permettre d'avoir une estimation des angles de dérive β_{Ri} des i remorques : la construction de l'observateur de la i^{eme} remorque (*quand* $i > 1$) nécessite la connaissance de $\delta_{F(i-1)}$, lui même dépendant des données observées sur le corps $i - 1$.

La linéarisation par rapport à la commande u_i au voisinage de zéro conduit à :

$$\dot{\varphi}_{iobs} = f(\varphi_{iobs}, \delta_{F(i-1)}, \beta_{R(i-1)}, 0) + B_i(\varphi_{iobs}, \delta_{F(i-1)}, \beta_{R(i-1)})u_i \quad (2.39)$$

B_i représente la dérivée partielle de f par rapport à u_i , évaluée en $u_i = 0$. Elle a pour expression (2.40), et est non nulle sous les conditions $V_{R(i-1)} \neq 0$, $\varphi_{iobs} \neq \frac{\pi}{2}[\pi]$, et $\beta_{R(i-1)} \neq \frac{\pi}{2}[\pi]$, conditions satisfaites en pratique lors du suivi de trajectoire.

$$B_i = \left[\frac{V_{R(i-1)} \sin \varphi_{iobs}}{L_{(i-1)} L_i} (d_{(i-1)} \tan \delta_{F(i-1)} \cos \beta_{R(i-1)} + (L_{(i-1)} + d_{(i-1)}) \sin \beta_{R(i-1)}) \dots \right. \\ \left. \dots - \frac{V_{R(i-1)} \cos \varphi_{iobs} \cos \beta_{R(i-1)}}{L_i} \right] \quad (2.40)$$

L'erreur d'observation est définie par :

$$e_i = \varphi_{iobs} - \varphi_{imes} \quad (2.41)$$

La loi de commande (2.42) permet alors d'imposer la convergence de cette erreur selon la loi (2.43), où G_i fixe la dynamique de l'erreur d'observation.

$$u_i = \frac{1}{B_i(\varphi_{iobs}, \delta_{F(i-1)}, \beta_{R(i-1)})} \{ G_i \cdot e_i - f(\varphi_{iobs}, \delta_{F(i-1)}, \beta_{R(i-1)}, 0) + \dot{\varphi}_{imes} \} \quad (2.42)$$

$$\dot{e}_i = G_i \cdot e_i \quad (2.43)$$

Puisque la loi (2.42) permet d'assurer la convergence de l'état observé vers l'état mesuré, on peut considérer qu'elle fournit une estimation réaliste de l'angle de dérive β_{Ri} . En mettant n observateurs en cascade selon le principe de la figure 2.12, il est par conséquent possible d'obtenir une estimation des angles de dérives β_{Ri} des n remorques (*il est cependant certain qu'en pratique, la propagation des erreurs va conduire à des valeurs de plus en plus bruitées, voire difficilement exploitables*).

Nous venons de voir que les différentes variables d'état intervenant dans le modèle d'évolution du RMPA pourront être mesurées directement ou indirectement, ou estimées selon une approche directe ou par la mise en place d'un observateur. Cependant, avant d'aborder l'étude des algorithmes de commande permettant le suivi de trajectoires de référence Γ par le RMPA en exploitant la modélisation cinématique étendue proposée

ci-dessus, il nous faut au préalable construire ces trajectoires Γ , en particulier lors des phases de manœuvres. Pour cela, il est nécessaire d'aborder le problème particulier de la planification des trajectoires pour les RMPA.

2.2 Planification des trajectoires des RMPA

2.2.1 Deux approches de construction

La construction de trajectoires admissibles par les robots mobiles non holonomes (*principalement de type voiture*) a fait l'objet de nombreux travaux dans la littérature, voir par exemple l'état de l'art présenté dans [Lav06]. Loin des premières approches qui connectaient simplement des arcs de cercle tangentiellement avec des segments de droite, ce qui engendre des discontinuités de courbure préjudiciables aux lois de commande, les approches ont progressivement évoluées vers la construction de trajectoires à courbure continue qui tiennent compte des limitations intrinsèques du robot (*angle de braquage maximal, vitesse maximale de braquage*), se traduisant notamment par des contraintes sur la courbure de la trajectoire et sur la dérivée de la courbure (*voir par exemple les travaux de [Sch98]*). Deux approches se distinguent aujourd'hui :

- **Les trajectoires à coordonnées polynomiales** : les trajectoires à coordonnées polynomiales sont des trajectoires pour lesquelles les coordonnées cartésiennes ou polaires des points sont calculées à l'aide d'un polynôme (*c'est le cas par exemple des B-splines*). Le degré du polynôme dépend du nombre de points de passage et de la continuité imposée ou non à la tangente ou à la courbure en ces points. Le principal avantage de cette approche est de fournir les coordonnées analytiques des points de la trajectoire. Cependant, il est nécessaire de s'assurer que la trajectoire générée par le polynôme vérifie les différentes contraintes (*bornes sur la courbure et sur sa dérivée*), entraînant une phase de vérification pouvant se révéler particulièrement fastidieuse.
- **les trajectoires à courbure polynomiale** : les trajectoires à courbure polynomiale se distinguent par le fait que la courbure de la trajectoire s'écrit sous la forme d'un polynôme qui est fonction de l'abscisse curviligne (*par exemple les clothoïdes et les spirales cubiques*). Avec cette approche, il est ainsi plus facile de prendre en compte les contraintes du robot, et de calculer une trajectoire pour connecter par exemple un segment de droite avec un arc de cercle en assurant la continuité de courbure. Néanmoins, les coordonnées cartésiennes sont difficiles à obtenir de manière précise, car les calculs impliquent une intégration pouvant souffrir d'imprécision.

2.2.2 Objectif et approche choisie

Notre objectif est de disposer de trajectoires de référence, admissibles par le RMPA considéré, servant de consignes aux différents algorithmes de commande développés. Pour cela, l'approche choisie consiste à enregistrer une trajectoire de référence Γ à l'aide d'un

récepteur GPS à précision centimétrique, dont l'antenne est positionnée à la verticale du point R_0 , lors d'un premier passage effectué en mode manuel avec notre RMPA expérimental. La trajectoire Γ est ensuite décalée selon une distance choisie pour former la trajectoire de retour Γ' (*l'objectif final est de quadriller une parcelle de terrain pour répondre aux besoins du contexte agricole*). Le problème de planification se pose alors seulement pour la phase de demi-tour qui nécessite de construire les trajectoires permettant de relier Γ et Γ' . Ces trajectoires doivent être d'une part admissibles par le RMPA considéré en prenant en compte ses contraintes intrinsèques (*géométrie, cinématique, dynamique*) et d'autre part former une manœuvre permettant de limiter la largeur de la zone de terrain nécessaire pour réaliser le demi-tour, tout en conservant un certain compromis entre plusieurs facteurs (*par exemple la distance parcourue, le nombre de manœuvres à effectuer*). N'ayant pas à gérer de contraintes géométriques fortes de l'environnement (*collision avec des obstacles*) et les contraintes intrinsèques du RMPA étant directement liées à la courbure de la trajectoire, nous avons privilégié la construction de trajectoires à courbure polynomiale en utilisant des arcs de clothoïde.

2.2.3 Calcul des coordonnées cartésiennes d'une clothoïde

La clothoïde (ou spirale de Cornu) est une courbe de l'espace affine de dimension 2, dont la courbure c varie linéairement en fonction de l'abscisse curviligne s , voir l'équation générique (2.44). La dérivée de la courbure (*notée g , avec $g \neq 0$*) est constante sur la longueur de la clothoïde.

$$c(s) = g \cdot s \quad (2.44)$$

Cependant, pour pouvoir utiliser une clothoïde, les coordonnées cartésiennes de ses points doivent être calculées. Pour cela, dans un repère absolu $[O, X_O, Y_O]$, considérons l'arc de clothoïde fonction de l'abscisse curviligne s défini sur $[s_0, s_P]$ illustré sur la figure 2.13, tel que l'axe \vec{X}_O soit tangent à la clothoïde au point O . Nous supposons la courbure de l'arc de clothoïde nulle à son origine (*i.e.* $c(s_0) = 0$) et on cherche dans un premier temps à calculer $\theta_\Gamma(s_P)$, l'angle entre l'axe \vec{X}_O et la tangente \vec{T} à la courbe au point $P(s_P)$ à l'abscisse curviligne s_P .

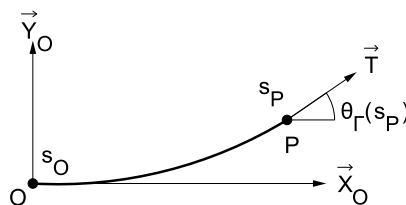


FIGURE 2.13 – Arc de clothoïde

La courbure à l'abscisse curviligne s s'écrit par définition :

$$\forall s \in [s_0, s_P] \quad c(s) \triangleq \frac{d\theta_\Gamma(s)}{ds} \quad (2.45)$$

soit :

$$\theta_{\Gamma}(s_P) = \int_0^{s_P} c(s)ds + K \quad (2.46)$$

En remplaçant $c(s)$ par (2.44) et en considérant que $\theta_{\Gamma}(s_0) = 0$ (ce qui donne $K = 0$), on obtient :

$$\theta_{\Gamma}(s_P) = g \int_0^{s_P} s ds \quad (2.47)$$

Le calcul de l'intégrale donne un premier résultat, qui est la valeur de l'angle de la tangente de la clothoïde à l'abscisse curviligne s_P en fonction de g :

$$\theta_{\Gamma}(s_P) = g \frac{s_P^2}{2} \quad (2.48)$$

D'autre part, les variations du vecteur \vec{OP} sont définies par :

$$d\vec{OP}(s) = \begin{cases} \cos \theta(s) ds \\ \sin \theta(s) ds \end{cases} \quad (2.49)$$

En intégrant, on peut obtenir les coordonnées du point P à l'abscisse curviligne s_P :

$$\vec{OP}(s_P) = \begin{cases} x(s_P) = \int_0^{s_P} \cos \theta_{\Gamma}(s) ds + K_x \\ y(s_P) = \int_0^{s_P} \sin \theta_{\Gamma}(s) ds + K_y \end{cases} \quad (2.50)$$

En utilisant le résultat précédent (2.48), et en considérant que les coordonnées du point P sont nulles à l'origine (*ce qui conduit à $K_x = K_y = 0$*), on obtient finalement l'expression analytique des coordonnées cartésiennes du point P à l'abscisse curviligne s_P :

$$\vec{OP}(s_P) = \begin{cases} x(s_P) = \int_0^{s_P} \cos(g \frac{s^2}{2}) ds \\ y(s_P) = \int_0^{s_P} \sin(g \frac{s^2}{2}) ds \end{cases} \quad (2.51)$$

Le problème est qu'on ne sait pas calculer de manière analytique les primitives de (2.51). Cependant, avec un changement de variable ($u = \sqrt{\frac{g}{\pi}}s$, soit encore $du = \sqrt{\frac{g}{\pi}}ds$), les équations (2.51) se réécrivent :

$$\vec{OP}(s_P) = \begin{cases} x(s_P) = \sqrt{\frac{\pi}{g}} \int_0^{s_P} \cos \frac{\pi u^2}{2} du \\ y(s_P) = \sqrt{\frac{\pi}{g}} \int_0^{s_P} \sin \frac{\pi u^2}{2} du \end{cases} \quad (2.52)$$

permettant ainsi de faire apparaître les intégrales de Fresnel $C(u)$ et $S(u)$:

$$\boxed{\vec{OP}(s_P) = \begin{cases} x_P(s) = \sqrt{\frac{\pi}{g}} C(u) \\ y_P(s) = \sqrt{\frac{\pi}{g}} S(u) \end{cases} \quad \text{avec} \quad \begin{cases} C(u) = \int_0^{s_P} \cos \frac{\pi u^2}{2} du \\ S(u) = \int_0^{s_P} \sin \frac{\pi u^2}{2} du \end{cases}} \quad (2.53)$$

Il existe plusieurs méthodes plus ou moins complexes pour obtenir une approximation des intégrales de Fresnel (*méthode des trapèzes, développement en séries de Taylor*). Nous utiliserons l'approche particulièrement simple proposée dans [Mie97], qui exprime l'approximation des intégrales de Fresnel de la manière suivante :

$$\begin{cases} C(u) = \frac{1}{2} + f(u) \sin\left(\frac{\pi u^2}{2}\right) - g(u) \cos\left(\frac{\pi u^2}{2}\right) \\ S(u) = \frac{1}{2} - f(u) \cos\left(\frac{\pi u^2}{2}\right) - g(u) \sin\left(\frac{\pi u^2}{2}\right) \\ f(u) = \frac{1+0.926u}{2+1.792u+3.104u^2} \\ g(u) = \frac{1}{2+4.142u+3.492u^2+6.670u^3} \end{cases} \quad (2.54)$$

Ainsi, à l'aide de (2.53) et (2.54), les coordonnées cartésiennes des points d'un arc de clothoïde peuvent être calculées en définissant simplement la dérivée de la courbure g et la longueur de l'arc s_P , voir l'exemple de la figure (2.14).

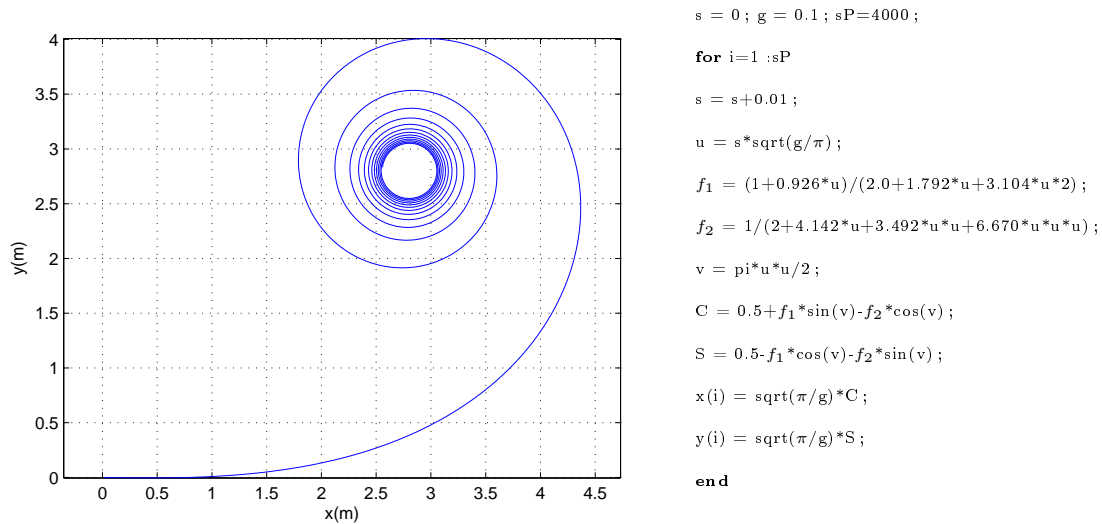


FIGURE 2.14 – Arc de clothoïde de longueur 40m

2.2.4 Génération d'une trajectoire élémentaire

Une trajectoire élémentaire à courbure continue, composée d'un segment de droite relié à un arc de cercle à l'aide d'un arc de clothoïde, peut maintenant être construite. Pour cela, nous avons besoin de calculer la position de deux points remarquables : le point P de jonction entre l'arc de clothoïde et l'arc de cercle, voir la figure 2.15, et le centre C de l'arc de cercle. La position de ces points va dépendre à la fois de la courbure du cercle ainsi que de la dérivée de la courbure définie pour la clothoïde.

- **Coordonnées du point P :**

Considérons ainsi un segment de droite AO et un arc de cercle PN de centre C et de courbure $\frac{1}{r}$, voir la figure 2.15. L'objectif est d'effectuer la transition à l'aide d'un

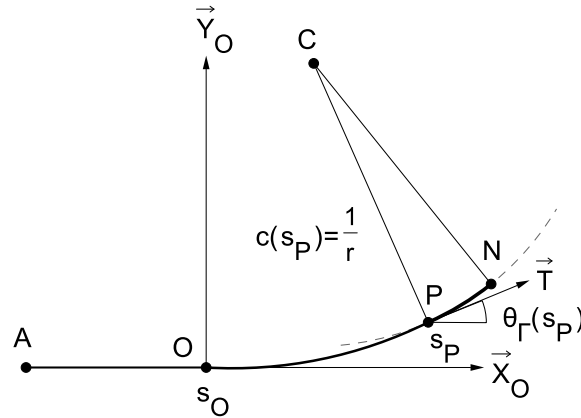


FIGURE 2.15 – Jonction d'un segment de droite et d'un arc de cercle avec un arc de clothoïde

arc de clothoïde défini sur $s \in [s_0, s_P]$ tel que la courbure d'entrée au point O soit nulle (i.e. $c(s_0) = 0$) et que la courbure de sortie au point P soit égale à celle du cercle (i.e. $c(s_P) = \frac{1}{r}$) (le point de jonction P appartient à la fois à l'arc de cercle et à l'arc de clothoïde). D'après (2.53), on a :

$$\vec{OP}(s_P) = \begin{cases} x(s_P) = \sqrt{\frac{\pi}{g}} C(\sqrt{\frac{g}{\pi}} s_P) \\ y(s_P) = \sqrt{\frac{\pi}{g}} S(\sqrt{\frac{g}{\pi}} s_P) \end{cases} \quad (2.55)$$

En utilisant :

$$s_P = \frac{c(s_P)}{g} = \frac{1}{g} \cdot \frac{1}{r} \quad (2.56)$$

on obtient l'expression des coordonnées du point de jonction P à l'abscisse curviligne s_P en fonction de la courbure du cercle $\frac{1}{r}$ et de la dérivée g de la courbure de la clothoïde.

$$\vec{OP}(s_P) = \begin{cases} x(s_P) = \sqrt{\frac{\pi}{g}} C\left(\frac{1}{r} \cdot \frac{1}{\sqrt{\pi g}}\right) \\ y(s_P) = \sqrt{\frac{\pi}{g}} S\left(\frac{1}{r} \cdot \frac{1}{\sqrt{\pi g}}\right) \end{cases} \quad (2.57)$$

• **Coordonnées du point C :**

On a d'une part :

$$\vec{OC} = \vec{OP} + \vec{PC} \quad (2.58)$$

Or :

$$\vec{PC} = \begin{cases} -r \sin \theta_{\Gamma}(s_P) \\ r \cos \theta_{\Gamma}(s_P) \end{cases} \quad (2.59)$$

En réunissant (2.57), (2.58) et (2.59), on obtient :

$$\vec{OC} = \begin{cases} x_C = \sqrt{\frac{\pi}{g}} C\left(\frac{1}{r} \frac{1}{\sqrt{\pi g}}\right) - r \sin \theta_{\Gamma}(s_P) \\ y_C = \sqrt{\frac{\pi}{g}} S\left(\frac{1}{r} \frac{1}{\sqrt{\pi g}}\right) + r \cos \theta_{\Gamma}(s_P) \end{cases} \quad (2.60)$$

D'autre part, (2.48) et (2.56) donnent :

$$\theta(s_P) = \frac{1}{2gr^2} \quad (2.61)$$

On obtient ainsi l'expression des coordonnées du point C du centre du cercle en fonction de la courbure du cercle $\frac{1}{r}$ et de la dérivée g de la courbure de la clothoïde.

$$\vec{OC} = \begin{cases} x_C = \sqrt{\frac{\pi}{g}} C\left(\frac{1}{r} \frac{1}{\sqrt{\pi g}}\right) - r \sin\left(\frac{1}{2gr^2}\right) \\ y_C = \sqrt{\frac{\pi}{g}} S\left(\frac{1}{r} \frac{1}{\sqrt{\pi g}}\right) + r \cos\left(\frac{1}{2gr^2}\right) \end{cases} \quad (2.62)$$

La figure 2.16 représente un résultat obtenu avec un cercle de courbure $\frac{1}{r} = 0.25m^{-1}$ et une dérivée de courbure de la clothoïde $g = 0.04m^{-2}$:

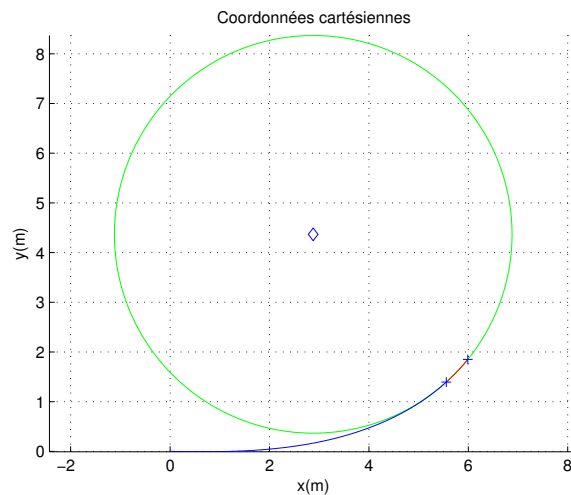


FIGURE 2.16 – Trajectoire élémentaire à courbure continue

Avec cette approche, nous pouvons ainsi facilement générer en premier lieu des trajectoires élémentaires à courbure continue, en lien avec les paramètres intrinsèques du RMPA considéré : le paramètre $\frac{1}{r}$ est en effet à choisir en fonction de la courbure maximale que

peut suivre le système, et le paramètre g en fonction des variations de courbure admissibles par le robot (*dépend de sa vitesse d'avancement et de la vitesse de braquage maximale de ses roues directrices*). En second lieu, il s'agit maintenant d'assembler ces trajectoires élémentaires selon différentes stratégies, afin de générer des manœuvres de demi-tour limitant la largeur de la zone de terrain nécessaire pour réaliser le demi-tour, tout en conservant un compromis en terme de distance parcourue et d'efforts de commande. Pour cela, nous allons considérer une manœuvre-type composée de trois mouvements successifs (*Mvt1, Mvt2 qui se fait en marche arrière, et Mvt3*) dans une zone de terrain ZM , afin de connecter deux trajectoires de référence adjacentes Γ et Γ' séparées d'une distance d (*paramètre de l'algorithme*) et supposées rectilignes en leur extrémité, voir la figure 2.17. Selon l'architecture du RMPA considéré, différentes stratégies de planification peuvent alors être proposées.

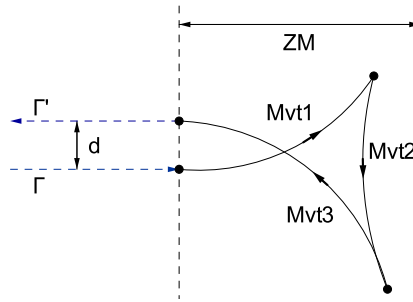


FIGURE 2.17 – Manœuvre de demi-tour décomposée en 3 mouvements

2.2.5 Stratégies de planification

- **1 corps** : le cas le plus simple est celui où le RMPA se compose uniquement du corps 0 (*pas de remorques associées*). Nous simplifierons de plus cette phase de planification en considérant que l'angle du train directeur arrière du corps 0 reste nul : $\delta_{R0} = 0$ (*bien que la planification des véhicules à deux trains directeurs offrent beaucoup de possibilités, nous souhaitons adresser le problème de planification pour l'ensemble des véhicules, donc en considérant $\delta_{R0} = 0$*). Dans ce cas, une manœuvre en forme de queue d'hirondelle peut être facilement construite, voir la figure 2.18 : elle est composée de deux arcs de clothoïde $Cl1 (BP_1)$ et $Cl2 (CP_2)$ à partir des points B et C pour aller des courbures $c = 0$ à $c = \frac{1}{r}$, et de trois arcs de cercles (P_1S_1 , S_1S_2 et S_2P_2) de même rayon r et de centres respectifs I_1 , I_2 et I_3 (*le principe de construction est le suivant : calcul des deux arcs de clothoïdes et des deux cercles de centres I_1 et I_3 selon l'approche développée à la section 2.2.4, puis le cercle de centre I_2 est construit de manière à venir en tangence par rapport aux deux autres cercles ce qui définit les points S_1 et S_2*). Aux points d'arrêt S_1 et S_2 (*les points de tangence des cercles*), les roues directrices avant du corps 0 sont réorientées afin de changer le centre instantané de rotation du véhicule de I_1 à I_2 , et de I_2 à I_3 .

Une référence de vitesse est ensuite associée en chacun des points des trajectoires ainsi planifiées. Cette référence est choisie de manière à ne pas dépasser l'accélération

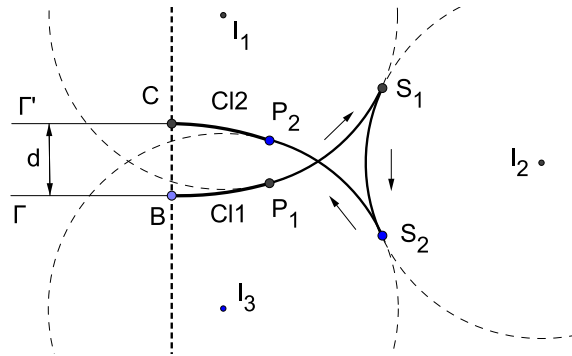


FIGURE 2.18 – Manœuvre avec un corps

longitudinale admissible par le robot. Les méthodes proposées (*accélération constante ou courbe de vitesse selon une fonction sigmoïde pour obtenir des accélérations plus modérées, en particulier à chaque début et fin de mouvement*) seront présentées ultérieurement lors de la synthèse des lois de commande pour l'asservissement longitudinal au chapitre 4.

Pour exemples, les figures 2.19(a) et 2.19(b) présentent des résultats de simulation pour les cas $d = 0m$ et $d = -2m$. Le corps 0 du RMPA est représenté par un rectangle de dimensions $L_0 \times l_0$ ($L_0 = 1.2m$ est l'empattement et $l_0 = 1m$ la voie). La valeur de la dérivée de courbure des clothoïdes est $g = 0.15m^{-2}$ et les cercles ont un rayon r de $3.3m$. Nous remarquons que la largeur de la zone de manœuvre h reste proche de $5m$, avec une distance parcourue d'environ $12m$ dans les deux cas. Pour comparer ces résultats avec une manœuvre continue en forme de boucle, la figure 2.20 présente une telle manœuvre dans le cas où $d = 0m$ et avec les mêmes valeurs pour g et r : la largeur h est alors de plus de $11m$, avec une distance parcourue de $26m$, soit des valeurs deux fois plus grandes par rapport à la manœuvre en queue d'hirondelle de la figure 2.19(a).

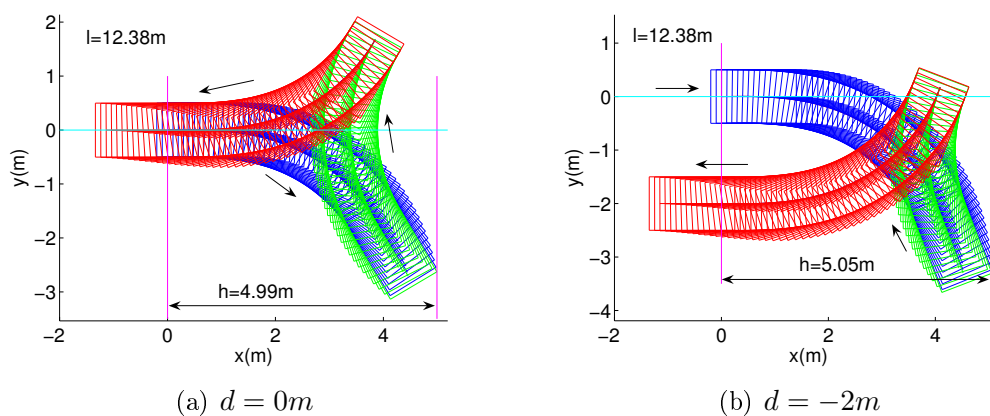
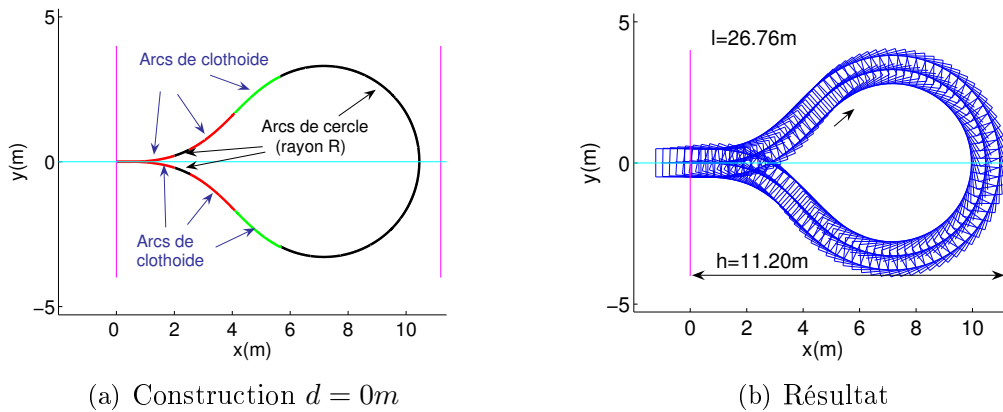
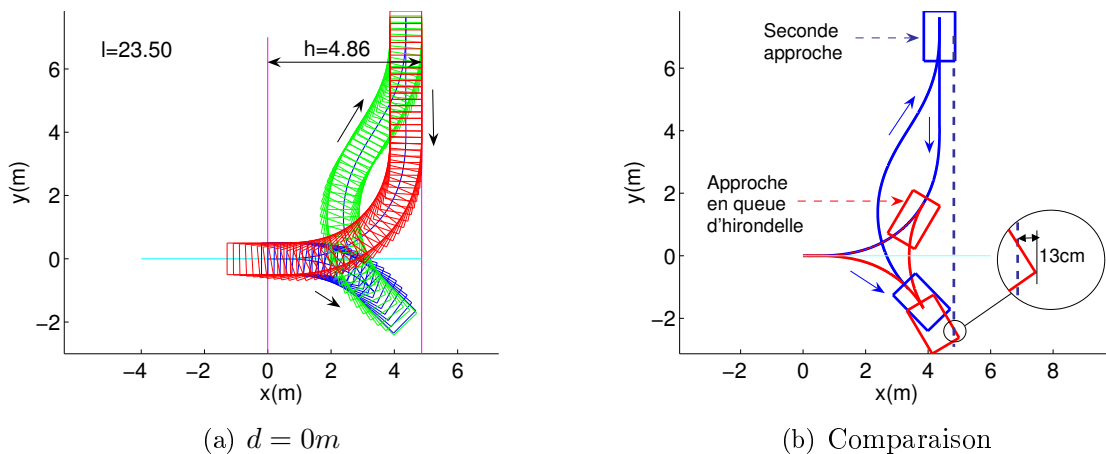


FIGURE 2.19 – Manœuvre en queue d'hirondelle

Notons cependant que d'autres formes de manœuvre pourraient être définies, réduisant légèrement h par rapport à la manœuvre en queue d'hirondelle (*ce qui montre que celle-ci n'est pas optimale par rapport à h*). En effet, dans l'exemple présenté sur la figure 2.21(a), le troisième mouvement est d'abord construit afin de positionner le véhicule parallèlement

FIGURE 2.20 – Manœuvre continue en forme de boucle, $d = 0m$

à la limite de la zone de manœuvre. Les premiers et seconds mouvements sont ensuite construits de manière à ne pas dépasser cette limite. La largeur de la zone de manœuvre est dans ce cas de $h = 4m86$, soit une réduction de $13cm$ par rapport à la manœuvre en queue d'hirondelle. La raison de cette légère différence est illustrée sur la figure 2.21(b) : la trajectoire du véhicule est plus courte lors du premier mouvement avec cette seconde approche par rapport à la manœuvre en queue d'hirondelle. Cependant, cette solution conduit à une distance parcourue importante ($23m$ au lieu de $12m$).

FIGURE 2.21 – Seconde approche, $d = 0m$

• **2 corps** : si le RMPA est maintenant composé du corps 0 et du corps 1 (*une remorque attelée*), une nouvelle stratégie de planification doit être étudiée car il devient impossible de modifier instantanément le centre instantané de rotation du système aux points d'arrêt. L'approche proposée est décrite sur la figure 2.22. Elle comprend les étapes suivantes :

- Le premier mouvement BS_1 est composé d'un arc de clothoïde BP_1 pour aller de la courbure $c = 0$ à $c = \frac{1}{r}$, d'un arc de cercle P_1P_2 de centre I_1 et de rayon r (le point P_2 est choisi de manière à ce que l'orientation du corps 0 atteigne une valeur

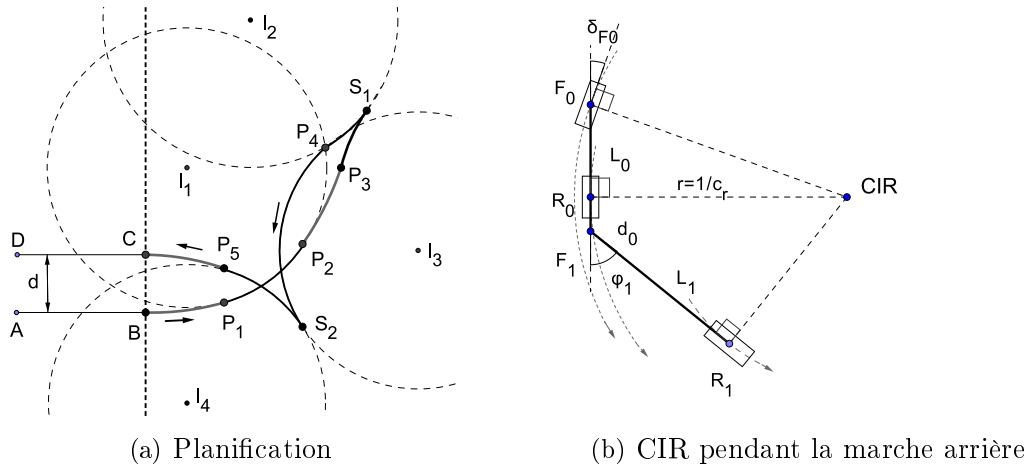


FIGURE 2.22 – Manœuvre avec deux corps

déjà conséquente, par exemple 65°), d'un deuxième arc de clothoïde P_2P_3 pour aller de la courbure $c = \frac{1}{r}$ à $c = 0$, et d'une partie d'un troisième arc de clothoïde P_3S_1 nécessaire pour aligner le corps 1 avec le corps 0 à la fin de ce premier mouvement (pour cela, le point d'arrêt S_1 est déterminé par la simulation de l'évolution du RMPA sur cette trajectoire). Cet alignement des corps du RMPA au point S_1 a pour objectif de placer le système dans une configuration pertinente pour aborder le second mouvement en marche arrière. Finalement, au point d'arrêt S_1 , les roues sont réorientées pour changer le centre instantané de rotation du véhicule tracteur vers I_2 .

- Le mouvement arrière S_1S_2 est ensuite construit, composé d'abord d'un arc de cercle S_1P_4 qui a pour objectif d'augmenter l'angle de brisure φ_1 entre le corps 0 et le corps 1. Le point P_4 est déterminé par simulation de manière à ce que le système atteigne la configuration présentée sur la figure 2.22(b). Les centres instantanés de rotation des corps 0 et 1 sont confondus, ce qui correspond à la configuration permettant un mouvement circulaire de rayon r en marche arrière dans le cas d'un roulement pur sans glissement. Elle sert de configuration cible. Au point P_4 , les roues sont alors réorientées pour changer le centre instantané de rotation du véhicule tracteur de I_2 vers I_3 . Ensuite, un arc de cercle P_4S_2 de centre I_3 et de rayon r est construit.
- Au point d'arrêt S_2 , les roues sont réorientées pour changer le centre instantané de rotation du véhicule tracteur vers I_4 . Le troisième mouvement S_2C est alors composé d'un arc de cercle S_2P_5 de centre I_4 et de rayon r , et d'un arc de clothoïde P_5C pour aller de la courbure $c = \frac{1}{r}$ à $c = 0$. Le point S_2 est le point d'intersection entre les cercles de centres I_3 et I_4 .

Une référence de vitesse est également associée en chacun des points des trajectoires ainsi planifiées. A titre d'exemple, la figure 2.23 présente un résultat de simulation d'une telle manœuvre. De la même manière que précédemment, le corps 0 du RMPA

est représenté par un rectangle de dimensions $L_0 \times l_0$ ($L_0 = 1.2m$ est l'empattement et $l_0 = 1m$ la voie). La valeur de la dérivée de courbure des clothoïdes est $g = 0.15m^{-2}$ et les cercles ont un rayon r de $3.3m$. Le déport de l'attache pour le corps 1 est $d_0 = 0.46m$ et l'empattement du corps 1 est $L_1 = 2.34m$. Avec ces valeurs de paramètres, la largeur de la zone de manœuvre h obtenue est $7.1m$ et la distance parcourue est $20.7m$.

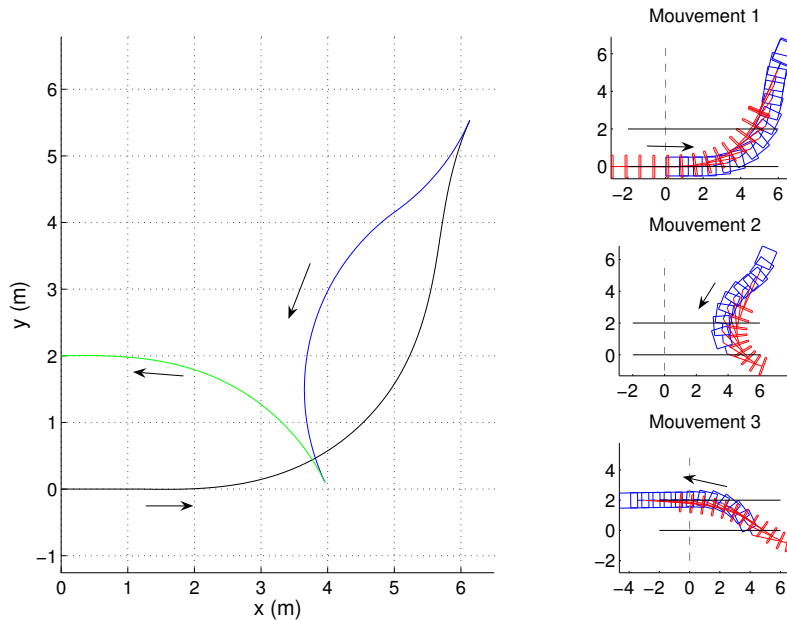


FIGURE 2.23 – Manœuvre d'un RMPA composé de deux corps, $d = 2m$

- **(n+1) corps** : la généralisation de la planification d'une telle forme de manœuvre de demi-tour (*manœuvre discontinue avec trois mouvements successifs*) pour un RMPA composé de $n + 1$ corps ($n > 1$, n représente le nombre de remorques) est un problème complexe à appréhender, principalement en raison de l'instabilité d'un tel système sous-actionné lors du guidage en marche arrière, qui vient s'ajouter aux difficultés inhérentes au contexte tout terrain (*perturbations diverses, glissements, bruits de mesure*). Ce problème, dépassant largement le cadre de cette thèse, ne sera pas traité dans ce mémoire. Ainsi, en pratique, si il était nécessaire d'effectuer une manœuvre de demi-tour avec un RMPA composé de $n + 1$ corps ($n > 1$), une manœuvre continue en forme de boucle serait préférée et construite de la même manière que celle présentée sur la figure 2.20(a).

2.3 Conclusion

En premier lieu, ce chapitre nous a permis de présenter la construction du modèle cinématique étendu d'un RMPA général, constitué d'un véhicule « tracteur » à deux trains directeurs et de n remorques passives à un train roulant à attaches déportées, intégrant des variables, homogènes à des angles de dérive, représentant l'influence du glissement des roues sur le sol sur la dynamique globale du système. Deux approches aux résultats

similaires sont proposées pour estimer ces variables additionnelles : la première est une approche directe qui compare les sorties du modèle et les mesures sur le système réel, la seconde est une approche qui repose sur la mise en place d'un observateur.

En second lieu, la planification des trajectoires pour les RMPA est abordé pour la réalisation de manœuvres de demi-tour. Afin de limiter la largeur de la zone de manœuvre, celles-ci sont composées de trois mouvements successifs avec une phase de marche arrière. Au final, ces deux contributions, modélisation cinématique étendue et planification des trajectoires de référence, vont servir de base pertinente pour la synthèse des algorithmes de commande latérale et longitudinale.

Chapitre 3

Synthèse des lois de commande pour l'asservissement latéral

Ce chapitre est consacré à l'étude des lois de commande pour l'asservissement latéral des RMPA (*robot mobile poly-articulé*). Deux cas sont distingués dans ce chapitre :

Le premier est celui où le corps 0 du RMPA doit suivre une trajectoire de référence Γ avec précision, non seulement au regard de l'écart latéral mais aussi vis-à-vis de l'écart angulaire (*compensation de la marche en crabe sur les terrains en pente glissant*). Pour cela, nous proposons d'exploiter les deux trains directeurs du véhicule « tracteur ». L'idée est de réécrire le modèle cinématique étendu du corps 0 sous une forme chaînée, à partir de laquelle la loi de commande du train directeur avant est établie, en considérant l'orientation du train directeur arrière comme un paramètre mesuré. Cette loi de commande assure la régulation latérale du système par rapport à la trajectoire à suivre et est théoriquement indépendante de la vitesse d'avancement du robot. Ensuite, la dynamique de l'écart angulaire est exploitée pour établir la loi de commande du train directeur arrière qui va asservir cet écart sur un point de fonctionnement choisi. Des techniques de commande prédictive à modèle interne complètent cette approche pour anticiper les variations de courbure de la trajectoire à suivre vis-à-vis des temps de réponse des actionneurs.

Le deuxième cas est celui où c'est cette fois le i^{eme} corps ($i > 0$) du RMPA qui doit suivre la trajectoire de référence Γ avec précision, au regard uniquement de l'écart latéral. Pour cela, l'approche proposée considère le corps à contrôler comme étant un véhicule virtuel : une première loi de commande, qui reprend les principes de commande déjà développés, calcule la direction du vecteur vitesse au point d'attache qui permettrait la convergence du véhicule virtuel vers la trajectoire de référence. Ensuite, un angle de brisure de référence qui conduirait à un tel vecteur vitesse est établi, puis une seconde loi de commande est construite pour piloter le corps $i - 1$ pour venir stabiliser le système sur cet angle de brisure. Le principe est ré-itéré lorsque le nombre de corps est supérieur à deux. Plusieurs simulations permettent de faire une première validation du principe proposé.

3.1 Contrôle des écarts latéral et angulaire du corps 0

Notre premier objectif est donc de contrôler l'écart latéral y_0 et l'écart angulaire $\tilde{\theta}_0$ du corps 0 d'un RMPA par rapport à une trajectoire de référence Γ , voir la figure 3.1(a), en exploitant la commande des deux trains directeurs du RMPA. La principale difficulté est de construire des lois de commande permettant de compenser les dérives liées au manque d'adhérence des roues sur le sol (*dérive latérale du corps 0 vers le bas de la pente, dérive angulaire du corps 0 conduisant à une marche en crabe*). Le point de fonctionnement pour ces sorties $(y_0, \tilde{\theta}_0)$ sera choisi constant et égal à $(0, \tilde{\theta}_{0cons})$, c'est-à-dire que l'écart latéral doit converger et être maintenu autour de zéro, et l'écart angulaire doit converger vers une valeur constante : $\tilde{\theta}_{0cons} = 0^\circ$ représente un déplacement du robot avec une orientation parallèle à la trajectoire de référence Γ , voir la figure 3.1(b), tandis que $\tilde{\theta}_{0cons} \neq 0^\circ$ représente un déplacement du robot avec un offset angulaire par rapport à Γ (*marche en crabe contrôlée*).

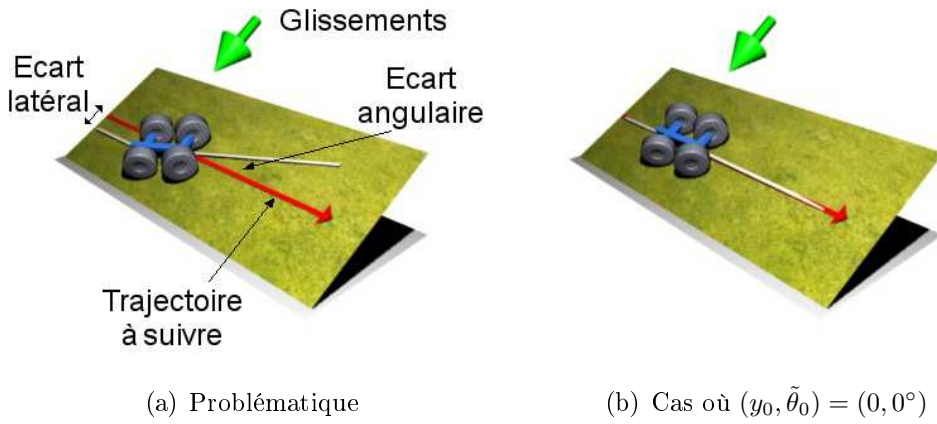


FIGURE 3.1 – Contrôle des écarts latéral et angulaire du corps 0

Pour construire les lois de commande répondant à cet objectif, rappelons d'abord les équations non linéaires établies précédemment pour le modèle du corps 0 d'un RMPA disposant de deux trains directeurs, voir (2.11) :

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{s}_{M0} = V_{R0} \frac{\cos(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0})}{1 - c(s_{M0}) y_0} \\ \dot{y}_0 = V_{R0} \sin(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0}) \\ \dot{\tilde{\theta}}_0 = V_{R0} \left[\cos(\delta_{R0} - \beta_{R0}) \frac{\tan(\delta_{F0} - \beta_{F0}) - \tan(\delta_{R0} - \beta_{R0})}{L_0} - \frac{c(s_{M0}) \cos(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0})}{1 - c(s_{M0}) y_0} \right] \end{array} \right. \quad (3.1)$$

Le vecteur d'état $X = (s_{M0}, y_0, \tilde{\theta}_0)^T$ est formé respectivement de l'abscisse curviligne du point M_0 le long de Γ , et des erreurs latérale et angulaire du corps 0 par rapport à Γ . Le vecteur de commande $U = (V_{R0}, \delta_{F0}, \delta_{R0})^T$ est composé respectivement de la vitesse linéaire du robot au point R_0 et des angles de braquage des trains directeurs avant et arrière.

Comme le modèle (3.1) est non linéaire, une première approche pourrait être de le linéariser autour d'un point de fonctionnement nominal (*méthode du linéarisé tangent*), puis de construire une commande en utilisant la théorie des systèmes linéaires. Le principal inconvénient de cette approche est de ne proposer qu'une commande valide localement autour du point de fonctionnement choisi. Si le système s'écarte de ce point (*conditions initiales éloignées, fortes perturbations*), le système linéarisé tangent ne reflète plus correctement le comportement du système, et la commande n'est plus valable. Une autre approche serait de construire une loi de commande non linéaire directement à partir du modèle non linéaire (*à l'aide des méthodes de Lyapunov*). Cependant, comme l'étude de la loi de commande non linéaire et le réglage des paramètres peuvent se révéler particulièrement délicats à appréhender avec cette approche, nous avons préféré une troisième solution, qui repose sur la théorie des systèmes chaînés, voir [Sam95]. Cette approche vise à transformer sans approximation le système non linéaire en une forme linéaire (*linéarisation exacte*), ce qui permet d'appliquer les méthodes classiques de l'automatique linéaire, avec l'avantage de pouvoir régler les paramètres de commande de manière explicite, en ayant l'assurance que la commande reste valide même loin de la consigne (*car il n'y a pas d'approximations*).

L'idée que nous allons suivre est ainsi de transformer le modèle cinématique étendu du système en une forme chaînée, à partir de laquelle sera construite une première loi de commande pilotant le train directeur avant du robot δ_{FO} pour contrôler l'écart latéral y_0 du robot par rapport à Γ , quelle que soit l'orientation des roues arrière δ_{RO} (*considérée alors comme une variable mesurée*). Une deuxième loi de commande va ensuite traiter l'orientation du train directeur arrière du robot δ_{RO} comme une entrée de commande pour asservir l'écart angulaire $\tilde{\theta}_0$ sur le point de fonctionnement choisi. Il en résulte ainsi une commande en cascade, voir le schéma de principe présenté sur la figure 3.2.

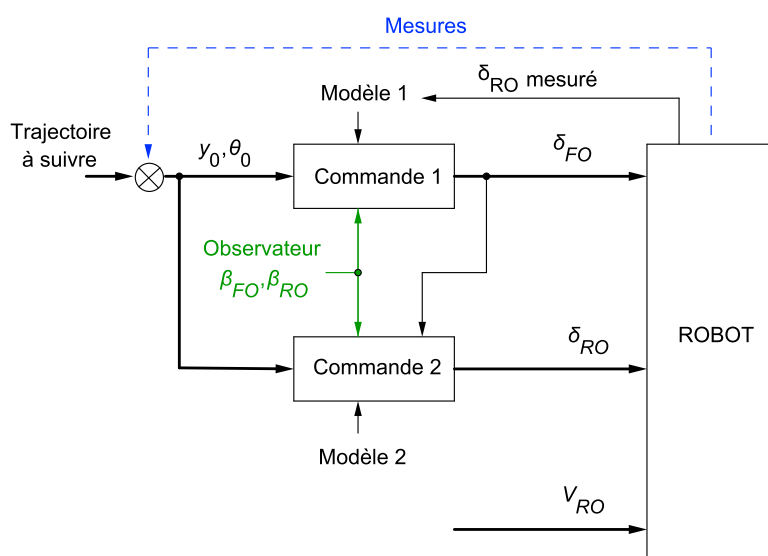


FIGURE 3.2 – Schéma de principe

3.1.1 Etude de la commande du train directeur avant

3.1.1.1 Chaînage du système

Nous allons d'abord nous intéresser au chaînage du système (3.1). Si δ_{R0} est considéré dans un premier temps comme une variable mesurée, les deux entrées du modèle (3.1) sont V_{R0} et δ_{F0} . L'expression générale pour une forme chaînée de dimension trois (a_1, a_2, a_3) comportant deux entrées (m_1, m_2) s'exprime comme suit, voir [Sam95] :

$$\begin{cases} \dot{a}_1 = \frac{da_1}{dt} = m_1 \\ \dot{a}_2 = \frac{da_2}{dt} = a_3 m_1 \\ \dot{a}_3 = \frac{da_3}{dt} = m_2 \end{cases} \quad (3.2)$$

En utilisant les notations $m_3 = \frac{m_2}{m_1}$ et $a'_i = \frac{da_i}{da_1}$ (*i.e.* changement d'échelle en remplaçant la dérivation par rapport au temps par une dérivation par rapport à la variable a_1), la forme chaînée (3.2) devient (3.3), dont les deux dernières équations constituent un système linéaire :

$$\begin{cases} a'_1 = 1 \\ a'_2 = a_3 \\ a'_3 = m_3 \end{cases} \quad (3.3)$$

Il faut ainsi trouver les transformations d'état et de commande qui vont convertir le système non linéaire (3.1) en la forme chaînée (3.3). Puisque l'on désire que les performances de la loi de commande soient indépendantes de la vitesse d'avancement du robot, la variable a_1 qui pilote l'évolution du système linéaire (3.3) doit être homogène à la distance couverte par le robot. Un choix naturel est alors :

$$a_1 = s_{M0} \quad (3.4)$$

ce qui impose immédiatement, au vu de (3.2), que :

$$m_1 = \dot{a}_1 = V_{R0} \frac{\cos(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0})}{1 - c(s_{M0}) y_0} \quad (3.5)$$

La commande virtuelle m_1 est ainsi directement associée à l'évolution de l'abscisse curviligne s_{M0} du robot. Cette commande va donc agir sur les performances longitudinales du système.

Pour continuer la conversion, posons :

$$a_2 = y_0 \quad (3.6)$$

Il suit :

$$\dot{a}_2 = V_{R0} \sin(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0}) = a_3 m_1 \quad (3.7)$$

En reportant (3.7) dans (3.5), on en déduit la variable a_3 :

$$a_3 = (1 - c(s_{M0}) y_0) \tan(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0}) \quad (3.8)$$

Il reste à définir la variable de commande m_2 , qui est donnée par :

$$m_2 = \dot{a}_3 = \frac{d}{dt} [(1 - c(s_{M0}) y_0) \tan(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0})] \quad (3.9)$$

soit :

$$m_2 = -c(s_{M0}) \tan(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0}) \dot{y}_0 - y_0 \tan(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0}) \dot{c}(s_{M0}) + (1 - c(s_{M0}) y_0) \frac{d}{dt} \tan(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0}) \quad (3.10)$$

Afin de simplifier l'expression de la loi de commande et de s'affranchir des bruits de dérivation numérique, très pénalisants en pratique, les hypothèses suivantes sont introduites : $\dot{c}(s_{M0}) = 0$ et $\dot{\delta}_{R0} - \dot{\beta}_{R0} = 0$ (*ces hypothèses ne sont pas restrictives puisqu'en pratique, la courbure de la trajectoire de référence varie lentement, ainsi que β_{R0} et donc δ_{R0} . On verra en outre dans la section 3.1.2 que δ_{R0} est supposé compenser β_{R0} dans le cas particulier où $\tilde{\theta}_{0cons} = 0$*). En reportant (3.1) dans (3.10), il est finalement obtenu :

$$m_2 = -c(s_{M0}) \tan(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0}) V_{R0} \sin(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0}) + \frac{V_{R0}(1 - c(s_{M0}) y_0)}{\cos^2(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0})} \left[\cos(\delta_{R0} - \beta_{R0}) \frac{\tan(\delta_{F0} - \beta_{F0}) - \tan(\delta_{R0} - \beta_{R0})}{L_0} - \frac{c(s_{M0}) \cos(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0})}{1 - c(s_{M0}) y_0} \right] \quad (3.11)$$

L'expression (3.11) montre que la variable de commande m_2 est associée à l'évolution des erreurs latérale et angulaire du robot. Cette commande va donc être dédiée au contrôle des performances latérales du système.

Ainsi, le modèle non linéaire (3.1) peut être converti de manière exacte en une forme chaînée (3.3) en utilisant les transformations d'état et de commande suivantes :

$$[s_{M0}, y_0, \tilde{\theta}_0] \rightarrow [a_1, a_2, a_3] = [s_{M0}, y_0, (1 - c(s_{M0}) y_0) \tan(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0})] \quad (3.12)$$

$$[V_{R0}, \delta_{F0}] \rightarrow [m_1, m_2] = \left[\frac{V_{R0} \cos(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0})}{1 - c(s_{M0}) y_0}, \frac{da_3}{dt} \right] \quad (3.13)$$

Ces transformations sont inversibles tant que $y_0 \neq \frac{1}{c(s_{M0})}$, $V_{R0} \neq 0$ et $(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0}) \neq \frac{\pi}{2}[\pi]$. Notons que ces trois conditions ne sont pas rencontrées en pratique lors du suivi nominal d'une trajectoire de référence Γ .

3.1.1.2 Loi de commande

Maintenant que le modèle non linéaire du robot a été converti sous la forme chaînée (3.3), les techniques classiques de l'automatique linéaire peuvent être appliquées. L'objectif est de faire converger vers zéro l'écart latéral du robot par rapport à la trajectoire à suivre. Au vu de (3.6), il faut donc amener et maintenir à zéro la variable a_2 . Pour cela, puisque dans la forme chaînée (3.3) l'évolution de a_2 et a_3 forme un double intégrateur piloté par la commande virtuelle m_3 définie par (3.3), un choix de commande pour m_3 est :

$$m_3 = -K_d a_3 - K_p a_2 \quad (K_d, K_p > 0) \quad (3.14)$$

En effet, en reportant (3.14) dans (3.3), cette loi de commande conduit à l'équation différentielle du second ordre suivante, qui impose bien que a_2 et a_3 convergent vers zéro :

$$a_2'' + K_d a_2' + K_p a_2 = 0 \quad (3.15)$$

De plus, puisque les dérivées dans l'équation d'évolution de l'écart latéral $a_2 = y_0$ (3.15) sont exprimées par rapport à $a_1 = s_{M0}$, les gains (K_p, K_d) permettent d'imposer une distance d'établissement et non pas un temps de réponse. Par conséquent, pour une configuration initiale donnée, la trajectoire effectuée par le robot sera identique quelle que soit sa vitesse d'avancement. Les gains (K_p, K_d) peuvent être interprétés en terme d'amortissement ξ et de pulsation naturelle ω : $(K_p, K_d) = (\omega^2, 2\xi\omega)$. On peut imposer un amortissement critique $\xi = 1$ en choisissant $K_p = \frac{K_d^2}{4}$. ω est alors un pôle double et l'évolution de l'erreur latérale en fonction de l'abscisse curviligne est donnée par l'équation (3.16), et représentée sur la figure

$$y_0(s_{M0}) = (1 + \omega \cdot s_{M0}) \exp^{-\omega \cdot s_{M0}} \quad (3.16)$$

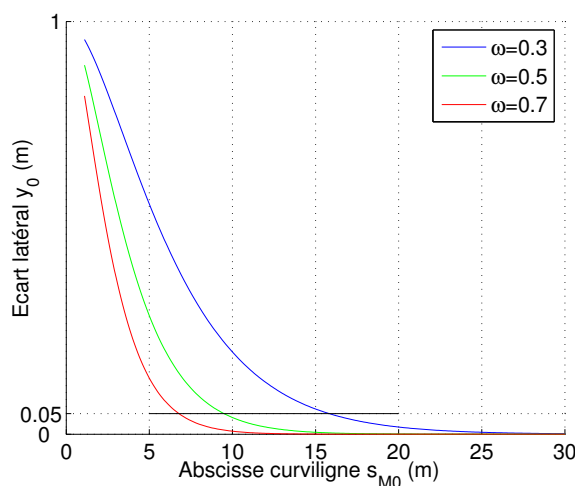


FIGURE 3.3 – Amortissement critique $\xi = 1$

L'expression de la loi de commande du train directeur avant du robot est finalement obtenue en réécrivant la commande virtuelle (3.14) avec les expressions des variables a_2 ,

a_3 et $m_3 = \frac{m_2}{m_1}$ en fonction des variables d'état du robot $X = (s_{M0}, y_0, \tilde{\theta}_0)^T$. On obtient ainsi la loi de commande non linéaire suivante :

$$\boxed{\delta_{F0} = \beta_{F0} + \arctan \left(\tan(\delta_{R0} - \beta_{R0}) + \frac{L_0}{\cos(\delta_{R0} - \beta_{R0})} \left(\frac{c(s_{M0}) \cos \tilde{\theta}_0}{\alpha} + \frac{A \cos^3 \tilde{\theta}_0}{\alpha^2} \right) \right)} \quad (3.17)$$

$$\text{avec : } \begin{cases} \tilde{\theta}_0 &= \tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0} \\ \alpha &= 1 - c(s_{M0})y_0 \\ A &= -K_p y_0 - K_d \alpha \tan \tilde{\theta}_0 + c(s_{M0})\alpha \tan^2 \tilde{\theta}_0 \end{cases}$$

Cette loi de commande assure que l'écart latéral $a_2 = y_0$ converge vers zéro. De plus, la convergence de a_3 vers zéro impose, compte tenu de (3.8), que l'écart $\tilde{\theta}_0 = \tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0}$ converge vers zéro. Cela signifie que l'écart angulaire $\tilde{\theta}_0$ converge vers $\beta_{R0} - \delta_{R0}$. Ainsi, on remarquera que lorsque $\delta_{R0} = 0$ (*train arrière non commandé*), le cap du robot compense le glissement arrière ($\tilde{\theta}_0 \rightarrow \beta_{R0}$), ce qui est observé en pratique : le robot évolue typiquement avec un offset angulaire lors du suivi d'une ligne droite sur une pente glissante (*marche en crabe*).

3.1.2 Etude de la commande du train directeur arrière

La loi de commande (3.17) que nous venons de définir, pilote le train directeur avant du robot pour amener et maintenir à zéro les écarts latéral et angulaire y_0 et $\tilde{\theta}_0$, en considérant l'orientation des roues arrière δ_{R0} comme une variable mesurée. L'objectif est maintenant d'établir une seconde loi de commande, agissant sur le train directeur arrière du robot (δ_{R0} est alors considéré comme une entrée de commande), dans le but de réguler l'écart angulaire $\tilde{\theta}_0$ du robot sur une valeur de consigne $\tilde{\theta}_{0cons}$.

Pour cela, nous allons considérer la dynamique de l'écart angulaire par rapport à l'abscisse curviligne, qui s'écrit comme suit à partir de (3.1) :

$$\tilde{\theta}'_0 = \frac{d\tilde{\theta}_0}{ds} = \frac{d\tilde{\theta}_0}{dt} \frac{dt}{ds} = \frac{(\tan(\delta_{F0} - \beta_{F0}) - \tan(\delta_{R0} - \beta_{R0}))\alpha \cos(\delta_{R0} - \beta_{R0})}{L_0 \cos \tilde{\theta}_0} - c(s_{M0}) \quad (3.18)$$

La dynamique imposée par δ_{F0} sur l'écart angulaire peut alors être exprimée comme suit, en injectant (3.17) dans (3.18) :

$$\tilde{\theta}'_0 = \frac{A}{\alpha} \cos^2 \tilde{\theta}_0 \quad (3.19)$$

$$\text{soit : } \tilde{\theta}'_0 = \left(-\frac{K_d^2 y_0}{4\alpha} - K_d \tan \tilde{\theta}_0 + c(s_{M0}) \tan^2 \tilde{\theta}_0 \right) \cos^2 \tilde{\theta}_0 \quad (3.20)$$

Cependant, comme la loi de commande (3.17) assure que $\tilde{\theta}_0$ demeure proche de zéro, le terme $\cos^2 \tilde{\theta}_0$ peut être considéré comme égal à 1. On obtient alors l'expression suivante :

$$\boxed{\tilde{\theta}'_0 = -\frac{K_d^2 y_0}{4\alpha} - K_d \tan \tilde{\theta}_0 + c(s_{M0}) \tan^2 \tilde{\theta}_0} \quad (3.21)$$

Au regard de (3.21), deux cas peuvent être considérés selon la valeur de la courbure $c(s_{M0})$. On envisage tout d'abord le cas d'un suivi de trajectoires rectilignes ($c(s_{M0}) = 0$), puis celui d'un suivi de trajectoires courbes ($c(s_{M0}) \neq 0$).

3.1.2.1 Suivi de trajectoires rectilignes

Dans le cas où $c(s_{M0}) = 0$, l'équation (3.21) devient :

$$\tilde{\theta}'_0 = -\frac{K_d^2 y_0}{4} - K_d \tan \tilde{\theta}_0 \quad (3.22)$$

soit en développant l'expression de $\tilde{\theta}_0$:

$$\tilde{\theta}'_0 = -\frac{K_d^2 y_0}{4} - K_d \tan(\tilde{\theta}_0 + \delta_{R0} - \beta_{R0}) \quad (3.23)$$

L'équation (3.23) fait apparaître le terme δ_{R0} . Une dynamique d'erreur $\tilde{\theta}'_0 = K_{d2} (\tilde{\theta}_{0cons} - \tilde{\theta}_0)$ avec $K_{d2} > 0$ assurant la convergence de $\tilde{\theta}_0$ vers $\tilde{\theta}_{0cons}$, peut alors être imposée avec la loi de commande suivante :

$$\boxed{\delta_{R0} = \beta_{R0} - \tilde{\theta}_0 + \arctan\left(\frac{-K_d y_0}{4} - \frac{K_{d2} (\tilde{\theta}_{0cons} - \tilde{\theta}_0)}{K_d}\right)} \quad (3.24)$$

3.1.2.2 Suivi de trajectoires courbes

Lorsque $c(s_{M0}) \neq 0$, on introduit la notation $\Theta = \tan \tilde{\theta}_2$. L'équation (3.21) devient :

$$-\tilde{\theta}'_0 - \frac{K_d^2 y_0}{4\alpha} - K_d \Theta + c(s_{M0}) \Theta^2 = 0 \quad (3.25)$$

Si on pouvait imposer comme précédemment la dynamique d'erreur $\tilde{\theta}'_0 = K_{d2} (\tilde{\theta}_{0cons} - \tilde{\theta}_0)$ avec $K_{d2} > 0$, alors le discriminant de l'équation (3.25) s'écrirait :

$$\Delta = K_d^2 + \frac{c(s_{M0}) K_d^2 y_0}{\alpha} + 4 c(s_{M0}) K_{d2} (\tilde{\theta}_{0cons} - \tilde{\theta}_0) \quad (3.26)$$

soit :

$$\Delta = K_d^2 \left(1 + \frac{c(s_{M0}) y_0}{\alpha}\right) + 4 c(s_{M0}) K_{d2} (\tilde{\theta}_{0cons} - \tilde{\theta}_0) \quad (3.27)$$

Or, comme $\alpha = 1 - c(s_{M0}) y_0$, on obtient finalement :

$$\Delta = \frac{K_d^2}{\alpha} + 4 c(s_{M0}) K_{d2} (\tilde{\theta}_{0cons} - \tilde{\theta}_0) \quad (3.28)$$

Il est possible, en choisissant les valeurs respectives des gains (K_d, K_{d2}) d'imposer que $\Delta > 0$. En effet, les rayons de courbure des trajectoires à suivre sont toujours grands comparés aux écarts à la trajectoire, soit :

$$\frac{1}{|c(s_{M0})|} > |y_0| \quad \Rightarrow \quad 1 - c(s_{M0})y_0 > 0 \quad (3.29)$$

ce qui signifie que α est toujours strictement positif. Par conséquent, on a $\Delta > 0$ si :

$$K_d > \sqrt{|-4\alpha c(s_{M0}) K_{d2} (\tilde{\theta}_{0cons} - \tilde{\theta}_0)|} \quad (3.30)$$

En pratique, le gain K_d sera toujours choisi de manière à obtenir une distance d'établissement maximale de $15.8m$ (voir la figure 3.3), soit une valeur $K_d \geq 0.6$. Comme la courbure de la trajectoire de référence $c(s_{M0})$ maximale n'excédera pas en pratique $0.3m^{-1}$, et en considérant que les écarts y_0 et $(\tilde{\theta}_0 - \tilde{\theta}_{0cons})$ restent proches de zéro, l'inéquation (3.30) est largement vérifiée si le gain $K_{d2} \leq 1$ ce qui est tout à fait acceptable d'un point de vue pratique puisqu'en prenant $K_{d2} = 1$, la distance de réponse pour l'écart angulaire est de $\frac{\ln(0.05)}{-K_{d2}} = 3m$. En respectant ces conditions pour les valeurs des gains, on a $\Delta > 0$ et les deux racines de (3.28) s'écrivent alors :

$$\Theta_1 = \frac{K_d + \sqrt{\Delta}}{2c(s_{M0})} \quad \text{et} \quad \Theta_2 = \frac{K_d - \sqrt{\Delta}}{2c(s_{M0})} \quad (3.31)$$

Lorsque les erreurs latérale et angulaire sont faibles ($y_0 \rightarrow 0$ et $\tilde{\theta}_{0cons} - \tilde{\theta}_0 \rightarrow 0$), on a $\sqrt{\Delta} \rightarrow K_d$, soit $\Theta_1 \rightarrow \frac{K_d}{c(s_{M0})}$ et $\Theta_2 \rightarrow 0$. La solution Θ_1 conduirait à des valeurs importantes pour $\tilde{\theta}_0$, et donc pour δ_{R0} : cette solution n'est donc pas valide au regard des limites de l'actionneur de direction (*de plus il est préférable de tourner faiblement les roues arrière pour venir compenser l'écart angulaire*). La solution Θ_2 est donc celle retenue, ce qui conduit en reportant (3.28) dans (3.31) à la loi de commande suivante :

$$\delta_{R0} = \beta_{R0} - \tilde{\theta}_0 + \arctan \left(\frac{K_d - \sqrt{\frac{K_d^2}{1 - c(s_{M0})y_0} + 4c(s_{M0}) K_{d2} (\tilde{\theta}_{0cons} - \tilde{\theta}_0)}}{2c(s_{M0})} \right) \quad (3.32)$$

Les expressions (3.24) et (3.32) constituent les lois de commande du train directeur arrière du robot pour respectivement le suivi de lignes droites et de courbes. La continuité de ces expressions a été vérifiée numériquement. En pratique, la commutation entre les expressions (3.24) et (3.32) se fera sur une valeur seuil de $c(s_{M0})$ fixée à $0.001m^{-1}$.

3.1.2.3 Analyse de la stabilité

La stabilité de la stratégie de commande non linéaire globale, reposant sur les lois de commande des trains directeurs avant et arrière que nous venons de définir, peut être vérifiée en utilisant la théorie de Lyapunov. Pour cela, considérons la fonction candidate de Lyapunov suivante :

$$V = \frac{1}{2} \left(K_p y_0^2 + (\alpha \tan \tilde{\theta}_0)^2 + \epsilon^2 \right) \quad \text{avec} \quad \epsilon = \tilde{\theta}_{0cons} - \tilde{\theta}_0 \quad (3.33)$$

Pour établir la stabilité globale du système, la méthode de Lyapunov consiste à étudier le signe de la dérivée de cette fonction. Celle-ci s'écrit :

$$\frac{dV}{ds_{M0}} = K_p y_0 \frac{dy_0}{ds_{M0}} + \epsilon \frac{d\epsilon}{ds_{M0}} + \alpha \tan \tilde{\theta}_0 \left(\frac{d\alpha}{ds_{M0}} \tan \tilde{\theta}_0 + \alpha \frac{d \tan \tilde{\theta}_0}{ds_{M0}} \right) \quad (3.34)$$

Les dérivées intervenant dans l'expression (3.34) sont calculées ci-après (*en supposant toujours que $\dot{c}(s_{M0}) = 0$ et $\dot{\delta}_{R0} - \dot{\beta}_{R0} = 0$. La quatrième équation ci-dessous est obtenue à partir de (3.20)*) :

$$\begin{aligned} \frac{dy_0}{ds_{M0}} &= \frac{dy_0}{dt} \frac{dt}{ds_{M0}} = \alpha \tan \tilde{\theta}_0 \\ \frac{d\epsilon}{ds_{M0}} &= -\frac{d\tilde{\theta}_0}{ds_{M0}} = -K_{d2} \epsilon \\ \frac{d\alpha}{ds_{M0}} &= -c(s_{M0}) \frac{dy_0}{ds_{M0}} = -c(s_{M0}) \alpha \tan \tilde{\theta}_0 \\ \frac{d \tan \tilde{\theta}_0}{ds_{M0}} &= \frac{d\tilde{\theta}_0}{ds_{M0}} \frac{1}{\cos^2 \tilde{\theta}_0} = -\frac{K_p y_0}{\alpha} - K_d \tan \tilde{\theta}_0 + c(s_{M0}) \tan^2 \tilde{\theta}_0 \end{aligned} \quad (3.35)$$

ce qui conduit à l'expression suivante qui est toujours négative, ce qui assure que le système est stable au sens de Lyapunov :

$$\frac{dV}{ds_{M0}} = -K_d \alpha^2 \tan^2 \tilde{\theta}_0 - K_{d2} \epsilon^2 \quad (3.36)$$

La relation (3.36) assure de plus que ϵ et $\tilde{\theta}_0$ convergent vers 0. On déduit alors de la dernière équation de (3.35) que $y_0 \rightarrow 0$, ce qui établit la stabilité asymptotique de la stratégie de commande.

3.1.3 Anticipation des variations de courbure

Pour permettre au corps 0 du RMPA de suivre avec précision une trajectoire de référence Γ , il est cependant nécessaire de compléter les lois de commande précédemment établies. En effet, les retards des actionneurs de direction, non pris en compte jusqu'à présent, peuvent conduire à d'importants dépassements transitoires vis-à-vis de l'écart latéral, en particulier lorsque Γ présente de fortes variations de courbure, voir [Len05]. Une solution pour compenser ces phénomènes transitoires est d'ajouter une action prédictive, en se basant sur la connaissance des performances du système de direction du robot et sur la réponse désirée du système sur un horizon de prédiction donné, voir la théorie de la commande prédictive à modèle interne [Ric93] et le schéma de principe de la figure 3.4. Le principe général est, à partir de la prédiction du comportement du système en réponse à une entrée de commande (*c'est le rôle du modèle interne*), de calculer la séquence de commande optimale $\delta_{traj}^{pred}(n+i)$ qui amènera l'état du système de l'état actuel (*instant n*) à l'état voulu après un horizon de prédiction (*instant $n+h$*) en suivant une trajectoire de référence ζ .

3.1.3.1 Séparation de la commande

Pour mettre cette action prédictive en place, la loi de commande du train directeur avant (3.17) est partagée en deux termes (*nommés δ_{traj} et δ_{dev}*), afin de séparer ce qui

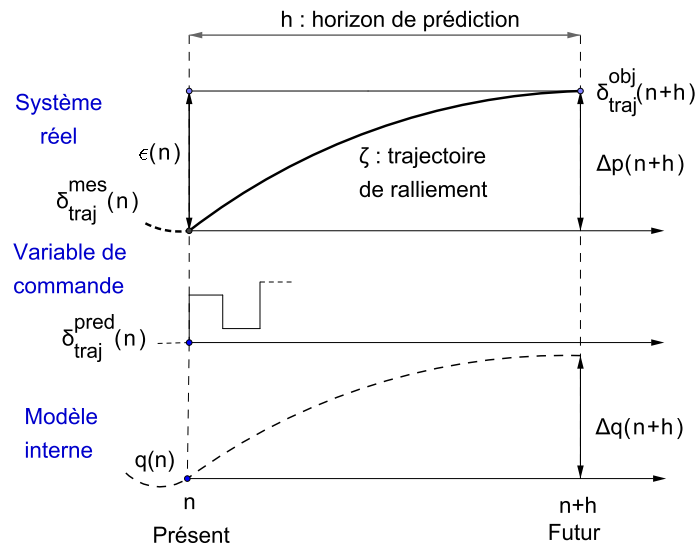


FIGURE 3.4 – Principe de la commande prédictive

peut être prédit et anticipé (*les variations de la courbure de la trajectoire de référence*) de ce qui ne l'est pas (*les erreurs de suivi*).

La loi de commande (3.17) peut en effet s'écrire de la manière suivante :

$$\delta_{F0} = \arctan(u + v) + \beta_{F0} \quad (3.37)$$

$$\text{avec : } \begin{cases} u = \frac{L_0}{\cos(\delta_{R0} - \beta_{R0})} c(s_{M0}) \frac{\cos \tilde{\theta}_0}{\alpha} + \tan(\delta_{R0} - \beta_{R0}) \\ v = \frac{L_0}{\cos(\delta_{R0} - \beta_{R0})} A \frac{\cos^3 \tilde{\theta}_0}{\alpha^2} \end{cases}$$

En utilisant la relation $\arctan(u + v) = \arctan(u) + \arctan(\frac{v}{1+uv+u^2})$, on obtient la séparation de la loi de commande en deux termes :

$$\delta_{F0} = \delta_{traj} + \delta_{dev} \quad (3.38)$$

$$\text{avec : } \begin{cases} \delta_{traj} = \arctan(u) \\ \delta_{dev} = \arctan(\frac{v}{1+uv+u^2}) + \beta_{F0} \end{cases}$$

- δ_{traj} : ce terme dépend principalement de la courbure de la trajectoire de référence $c(s_{M0})$: lors d'un suivi parfait, c'est-à-dire $(y_0, \tilde{\theta}_0, \beta_{F0}, \beta_{R0}) = (0, 0, 0, 0)$, on a : $\delta_{traj} = \arctan(\frac{L_0 c(s_{M0}) + \sin \delta_{R0}}{\cos \delta_{R0}})$. C'est sur ce terme que sera appliqué l'algorithme de prédiction afin d'anticiper les variations connues de la courbure de la trajectoire de référence.
- δ_{dev} : ce terme rassemble les contributions des erreurs de suivi (*écarts latéral et angulaire y_0 et $\tilde{\theta}_0$*) et des dérives liées au glissement (*paramètres de glissement β_{F0} et β_{R0}*). Ce terme est nul lors d'un suivi parfait ($\delta_{dev} = 0$). Comme ces erreurs et ces dérives ne sont pas prévisibles, il est inutile d'intégrer ce terme dans une action

prédictive. Ce terme restera donc inchangé par l'algorithme de prédiction.

3.1.3.2 Commande prédictive à modèle interne

- **Consigne future** : une première étape consiste à calculer la consigne future à l'instant $n + h$ (nommée $\delta_{traj}^{obj}(n + h)$, voir la figure 3.4). C'est l'angle de braquage qui devra être atteint par le véhicule à cet instant. Il est calculé avec la courbure de référence future $c(s_{M0,n+h})$ à l'instant $n + h$, qui est simplement obtenue à partir de la connaissance de l'état actuel du robot (*position, orientation, vitesse*) et de son évolution prédite par rapport à Γ . Ainsi :

$$\delta_{traj}^{obj}(n + h) = \arctan \left[\frac{L_0}{\cos(\delta_{R0} - \beta_{R0})} c(s_{M0,n+h}) \frac{\cos \tilde{\theta}_0}{\alpha} + \tan(\delta_{R0} - \beta_{R0}) \right] \quad (3.39)$$

- **Trajectoire de ralliement** : le principe est ensuite de construire la trajectoire de ralliement ζ , qui va de l'angle de direction actuel mesuré $\delta_{traj}^{mes}(n)$ à la consigne future $\delta_{traj}^{obj}(n + h)$, sous la forme (*généralement*) d'un premier ordre :

$$\delta_{traj}^{ref}(n + i) = \delta_{traj}^{obj}(n + h) - \gamma^i [\delta_{traj}^{obj}(n + h) - \delta_{traj}^{mes}(n)], \quad \gamma \in [0, 1] \quad (3.40)$$

- **Séquence de commande** : ensuite, en s'appuyant sur la connaissance du modèle de l'actionneur de direction, on détermine la séquence de commande « optimale » $\delta_{traj}^{pred}(n), \dots, \delta_{traj}^{pred}(n + h)$ à appliquer sur l'horizon h , pour permettre au processus de converger vers ζ et rejoindre $\delta_{traj}^{obj}(n + h)$. La séquence de commande est calculée en minimisant un critère quadratique, et la première commande de la séquence $\delta_{traj}^{pred}(n)$ est appliquée à l'instant présent (*plus de détails seront donnés sur cet aspect lors de la présentation de la commande longitudinale*).

La commande de l'angle de braquage du train directeur avant envoyée au robot est ainsi au final :

$$\delta_{F0}(n) = \delta_{traj}^{pred}(n) + \delta_{dev}(n) \quad (3.41)$$

3.2 Contrôle de l'écart latéral du i^{eme} corps ($i > 0$)

Bien qu'il soit intéressant de pouvoir contrôler avec précision le corps 0 d'un RMPA, certaines applications nécessitent de contrôler l'écart latéral du i^{eme} corps d'un RMPA ($i > 0$) dans des conditions d'évolution difficiles telles que les terrains glissants en pente ou lors de la prise de virages à forte courbure, voir les illustrations sur la figure 3.5.

Dans un souci de clarté et sans perte de généralité, nous allons d'abord considérer le cas du contrôle du corps 1 d'un RMPA, évoluant indifféremment en marche avant ou en marche arrière, en pilotant uniquement l'angle de direction avant du robot ($\delta_{R0} = 0$, la

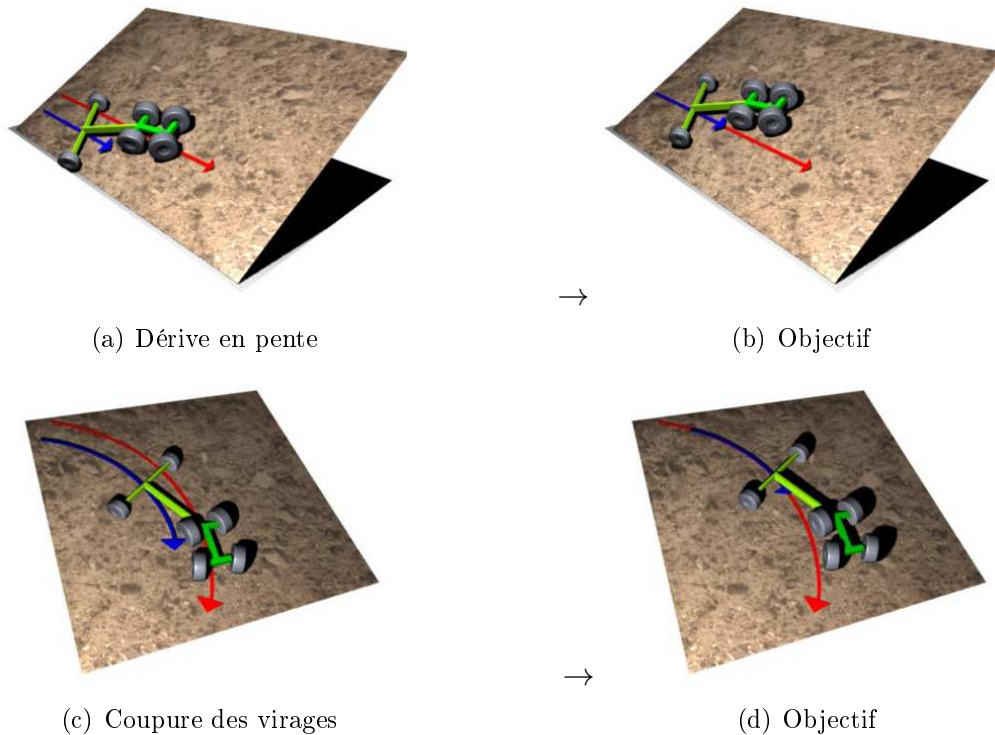


FIGURE 3.5 – Illustration des problématiques avec le corps 1 d'un RMPA

majorité des véhicules ne disposant aujourd'hui que d'un seul train directeur). L'extension de l'approche proposée pour le contrôle du i^{eme} corps sera ensuite abordée.

3.2.1 Contrôle du corps 1

L'objectif de commande est que le corps 1 à attache déportée suive avec précision la trajectoire de référence Γ , c'est-à-dire que l'écart latéral y_1 du point R_1 du corps 1 converge vers zéro (voir les notations sur la figure 2.1). Pour cela, l'approche poursuivie est de considérer le corps 1 comme un véhicule virtuel disposant d'un train directeur situé au point d'attache. Cette approche se décompose en trois étapes, voir le schéma de principe sur la figure 3.6 :

- Dans une première étape, le corps 1 est considéré comme un véhicule virtuel indépendant, avec une roue virtuelle directrice située au point F_1 (en marche avant, cette roue directrice est supposée située à l'avant du véhicule virtuel, et à l'arrière du véhicule virtuel dans le cas de la marche arrière). Une loi de commande, reposant sur les approches décrites précédemment lors du contrôle du corps 0, est alors établie pour piloter l'angle de direction avant virtuel δ_{F_1} de manière à ce que y_1 converge vers 0.
- Ensuite, l'angle de brisure entre les corps 0 et 1 qui conduirait à un vecteur vitesse V_{F_1} au point F_1 orienté dans la direction donnée par δ_{F_1} est déduit et appelé φ_1^{ref} .
- Finalement, une commande de l'angle de direction avant δ_{F_0} du corps 0 est construite de manière à imposer que l'angle de brisure réel φ_1 converge vers φ_1^{ref} .

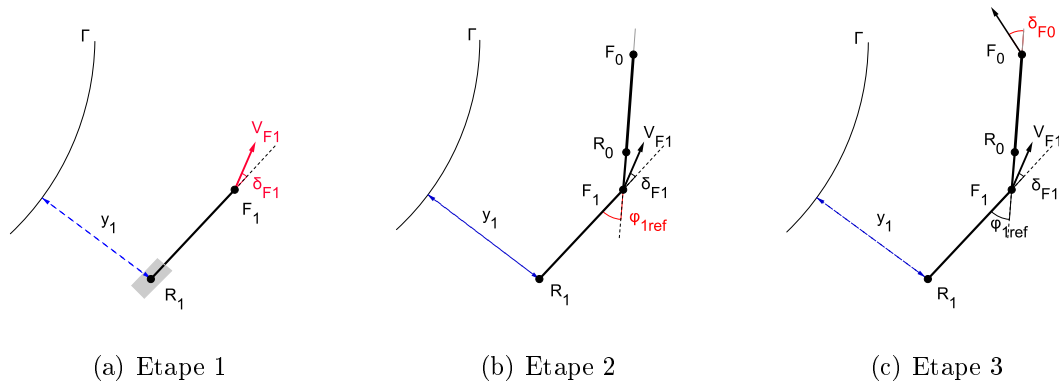


FIGURE 3.6 – Illustration des trois étapes dans le cas de la marche avant

• *Etape 1. Le corps 1 comme véhicule virtuel* : le corps 1 est d'abord considéré comme un véhicule virtuel indépendant, avec une roue fixe située au point R_1 et une roue directrice virtuelle située au point F_1 (*représentation bicyclette*). L'objectif est alors de calculer l'angle de direction virtuel δ_{F1} , formé entre l'axe du véhicule virtuel et le vecteur vitesse linéaire \vec{V}_{F1} , qui assurerait la convergence de ce véhicule vers la trajectoire de référence Γ . En marche avant, le modèle pour ce véhicule virtuel correspond à l'équation (2.12) :

$$\begin{cases} \dot{s}_{M1} &= V_{R1} \frac{\cos(\tilde{\theta}_1 - \beta_{R1})}{1 - c(s_{M1}) y_1} \\ \dot{y}_1 &= V_{R1} \sin(\tilde{\theta}_1 - \beta_{R1}) \\ \dot{\tilde{\theta}}_1 &= V_{R1} \left[\cos \beta_{R1} \frac{\tan \delta_{F1} + \tan \beta_{R1}}{L_1} - \frac{c(s_{M1}) \cos(\tilde{\theta}_1 - \beta_{R1})}{1 - c(s_{M1}) y_1} \right] \end{cases} \quad (3.42)$$

En suivant la même approche que pour le contrôle du corps 0, et en considérant que l'angle de dérive β_{R1} est accessible avec le calcul direct (2.24) ou l'équation d'observation (2.34), ce modèle (3.42) peut être converti de manière exacte sous une forme chaînée, en appliquant les transformations d'état et de commande suivantes :

$$\begin{aligned} [s_{M1}, y_1, \tilde{\theta}_1] &\rightarrow [a_1, a_2, a_3] = [s_{M1}, y_1, (1 - c(s_{M1}) y_1) \tan(\tilde{\theta}_1 - \beta_{R1})] \\ [V_{R1}, \delta_{F1}] &\rightarrow [m_1, m_2] = \left[\frac{V_{R1} \cos(\tilde{\theta}_1 - \beta_{R1})}{1 - c(s_{M1}) y_1}, \frac{da_3}{dt} \right] \end{aligned} \quad (3.43)$$

Finalement, en exprimant les dérivées par rapport à l'abscisse curviligne s_{M1} , la forme chaînée suivante est obtenue :

$$\begin{cases} a'_2 &= \frac{da_2}{da_1} = a_3 \\ a'_3 &= \frac{da_3}{da_1} = m_3 = \frac{m_2}{m_1} \end{cases} \quad (3.44)$$

De la même manière que précédemment, une expression pour la loi de commande virtuelle m_3 est :

$$m_3 = -K_{d1} a_3 - K_{p1} a_2 \quad (K_{p1}, K_{d1}) \in \mathfrak{R}^{+2} \quad (3.45)$$

qui conduit à :

$$a_2'' + K_{d1}a_2' + K_{p1}a_2 = 0 \quad (3.46)$$

ce qui assure que a_2 et a_3 convergent vers zéro, c'est-à-dire que $y_1 \rightarrow 0$ et $\tilde{\theta}_1 \rightarrow \beta_{R1}$, les gains (K_{d1}, K_{p1}) imposant une distance de réponse. Avec les hypothèses simplificatrices $\dot{\beta}_{R1} = 0$ et $\dot{c}(s_{M1}) = 0$, l'inversion des transformations de commande conduit finalement à une expression similaire à (3.17) pour la direction souhaitée δ_{F1} du vecteur vitesse linéaire \vec{V}_{F1} :

$$\delta_{F1} = \arctan \left(\frac{L_1}{\cos \beta_{R1}} \left(\frac{c(s_{M1}) \cos \tilde{\theta}_1}{\alpha_1} + \frac{A_1 \cos^3 \tilde{\theta}_1}{\alpha_1^2} \right) - \tan \beta_{R1} \right) \quad (3.47)$$

$$\text{avec : } \begin{cases} \tilde{\theta}_1 &= \tilde{\theta}_1 - \beta_{R1} \\ A_1 &= -K_{p1} y_1 - K_{d1} \alpha_1 \tan \tilde{\theta}_1 + c(s_{M1}) \alpha_1 \tan^2 \tilde{\theta}_1 \\ \alpha_1 &= 1 - c(s_{M1}) y_1 \end{cases}$$

• *Etape 2. Angle de brisure de référence φ_1^{ref}* : la seconde étape consiste à calculer l'angle de brisure φ_1^{ref} entre les corps 0 et 1 assurant que le vecteur vitesse \vec{V}_{F1} au point F_1 présente l'orientation δ_{F1} . Plusieurs solutions sont possibles. Cependant, afin de répondre au cas du contrôle du RMPA à la fois en marche avant mais aussi en marche arrière, nous choisissons φ_1^{ref} de manière à situer les corps 0 et 1 du RMPA dans une configuration particulière où le centre instantané de rotation du corps 1 coïncide avec celui du corps 0, voir la figure 3.7.

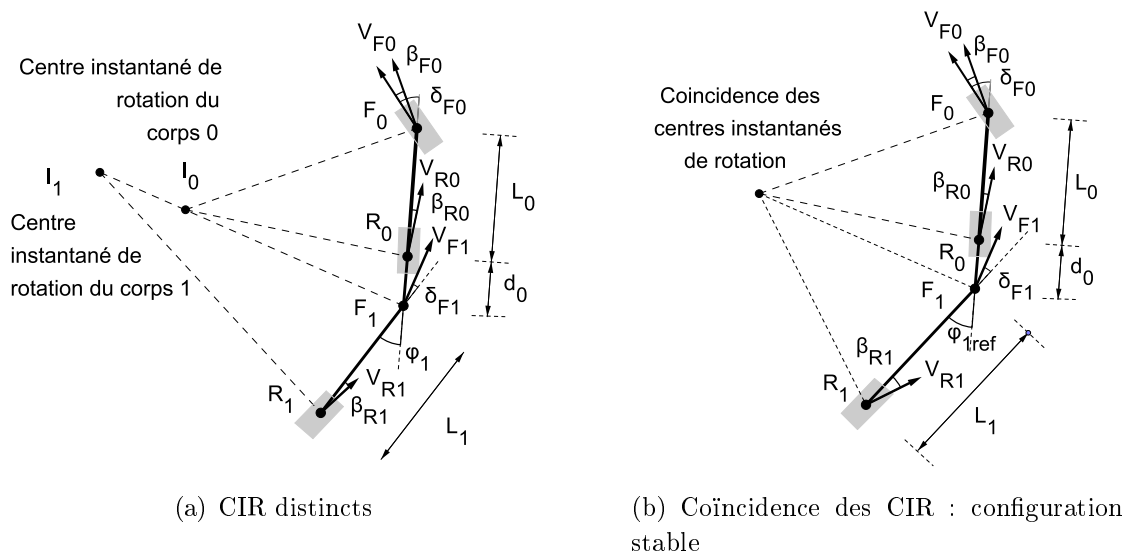


FIGURE 3.7 – Centres instantanés de rotation

Cette configuration est acceptable dans les deux sens de marche, et correspond de surcroît à un état stable pour la marche arrière. Le centre instantané de rotation est rejeté à l'infini dans le cas d'un mouvement rectiligne.

La relation (3.48) entre φ_1^{ref} et δ_{F1} dans la configuration choisie peut facilement être déduite à partir de considérations géométriques. Cette relation est identique, que le centre instantané de rotation soit rejeté à l'infini ou non.

$$\varphi_1^{ref} = \delta_{F1} + \beta_{R0} + \arcsin \frac{d_0 \cos \beta_{R0} \sin(\delta_{F1} + \beta_{R1})}{L_1 \cos \beta_{R1}} \quad (3.48)$$

• *Etape 3. Loi de commande du train directeur avant δ_{F0} du corps 0* : finalement, l'angle de brisure entre les corps 0 et 1 est stabilisé sur φ_1^{ref} obtenu par la relation (3.48). Pour assurer cette convergence, considérons l'équation (2.22) qui décrit l'évolution de l'angle de brisure φ_1 . Celle-ci s'écrit de la façon suivante avec $\delta_{R0} = 0$:

$$\begin{aligned} \dot{\varphi}_1 &= -\frac{V_{R0}}{L_0 L_1} [\lambda_{1a} \tan(\delta_{F0} - \beta_{F0}) + \lambda_{1b}] \quad \text{avec :} \\ \lambda_{1a} &= L_1 \cos \beta_{R0} + \frac{\cos \beta_{R0}}{\cos \beta_{R1}} d_0 \cos(\varphi_1 - \beta_{R1}) \\ \lambda_{1b} &= L_1 \sin \beta_{R0} + \frac{\cos \beta_{R0}}{\cos \beta_{R1}} [L_0 \sin(\varphi_1 - \beta_{R1}) + (L_0 + d_0) \cos(\varphi_1 - \beta_{R1}) \tan \beta_{R0}] \end{aligned} \quad (3.49)$$

En imposant la dynamique de l'erreur suivante :

$$\dot{\varphi}_1 = K_{b1} (\varphi_1^{ref} - \varphi_1) \quad K_{b1} > 0 \quad (3.50)$$

nous obtenons la loi de commande de direction du train directeur avant δ_{F0} :

$$\delta_{F0} = \beta_{F0} + \arctan \frac{-L_0 L_1 K_{b1} (\varphi_1^{ref} - \varphi_1) - \lambda_{1b} V_{R0}}{\lambda_{1a} V_{R0}} \quad (3.51)$$

La loi de commande (3.51) est définie sous les conditions $\lambda_{1a} \neq 0$ et $V_{R0} \neq 0$, supposées vérifiées en pratique. En effet, au regard de l'expression de λ_{1a} dans (3.49), les angles de dérive étant petits et l'angle de brisure étant limité en pratique ($\varphi_1 \in]-70^\circ, +70^\circ[$), on a nécessairement $\lambda_{1a} > 0$. Enfin, la vitesse V_{R0} est supposée non-nulle lors du contrôle de l'écart latéral des corps du RMPA. Par ailleurs, les gains (K_{p1} , K_{d1}) de la commande du corps 1 sont choisis de manière à imposer une distance d'établissement de 15.8m ($K_{p1} = 0.09$ et $K_{d1} = 0.6$, voir la figure 3.3), et le gain K_{b1} est fixé à une valeur plus importante ($K_{b1} = 2$) de manière à obtenir un contrôle de l'angle de brisure plus réactif (*distance d'établissement de 1.7m*).

Ainsi, à partir du calcul de l'angle de direction δ_{F1} de la roue directrice du véhicule virtuel assurant la convergence de y_1 vers zéro, il est possible de déduire l'angle de brisure de référence φ_1^{ref} qu'il faudrait obtenir entre les corps 0 et 1, et de calculer au final la loi de commande du train directeur avant δ_{F0} du corps 0 assurant la convergence de l'angle de brisure φ_1 vers cette valeur.

3.2.2 Extension au contrôle du corps i ($i > 1$)

L'approche que nous venons de décrire pourrait également être envisagée pour le contrôle latéral du i^{eme} ($i > 1$) corps du RMPA, avec un principe itératif : pour calculer la commande δ_{F0} du train directeur avant du corps 0 afin d'asservir à zéro l'écart latéral du corps i par rapport à la trajectoire Γ , on commence par calculer la commande virtuelle δ_{Fi} . On en déduit l'angle de brisure φ_i^{ref} entre les corps i et $i - 1$, ce qui permet le calcul de la commande $\delta_{F(i-1)}$ du train directeur du corps $i - 1$. Le processus est ensuite réitéré jusqu'à $i = 0$, c'est-à-dire jusqu'à l'obtention de la commande δ_{F0} du train directeur du corps 0, voir la figure 3.8.

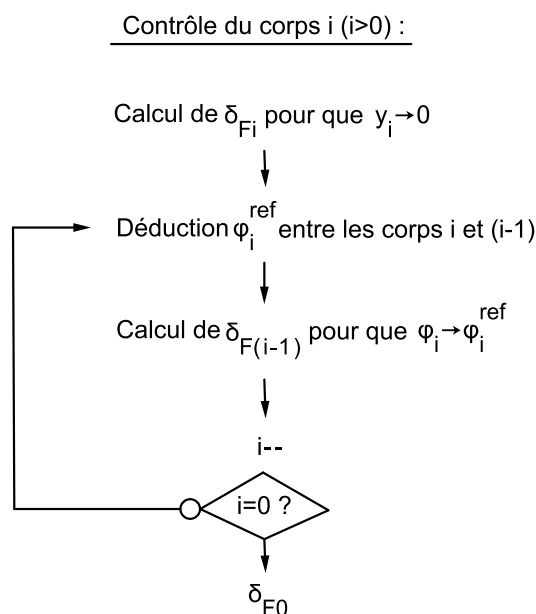


FIGURE 3.8 – Schéma de principe du contrôle du corps i

3.2.3 Quelques simulations

Nous avons effectué une première phase de validation de l'approche ainsi proposée à l'aide d'un simulateur développé à cet effet (*environnement de programmation Borland C++ BuilderTM*). Les résultats obtenus sont présentés ci-après.

Une trajectoire de référence Γ est d'abord définie sous la forme d'un cercle de rayon de courbure $r = 4m$. Un RMPA est ensuite construit, composé de 3 corps, avec les caractéristiques géométriques suivantes : $L_0 = 1.2m$, $L_1 = L_2 = 2.3m$, $d_0 = d_1 = 0.5m$. Seul le train directeur avant est commandé ($\delta_{R0} = 0$), et les glissements ne sont pas considérés dans ces simulations ($\beta_{Fi} = \beta_{Ri} = 0$). La période d'échantillonnage du calcul de la commande est $T_e = 0.1s$, et la vitesse linéaire imposée au point R_0 (*point arrière du corps 0*) est $V_{R0} = 1m/s$.

La figure 3.9 présente le résultat obtenu lorsque l'objectif est le contrôle de l'écart

latéral du corps 0 du RMPA par rapport à Γ . La loi de commande utilisée est l'équation (3.17). En position de départ, le point R_0 du RMPA est situé sur le premier point de Γ , et les corps du RMPA sont alignés. Le corps 0 est représenté avec la couleur rouge, le corps 1 avec la couleur bleue et le corps 2 avec la couleur verte. La simulation montre que le corps 0 suit parfaitement Γ . Il est néanmoins intéressant d'observer le décalage important des corps 1 et 2 vers l'intérieur de Γ : le corps 1 se décale de plus de 70cm , et le corps 2 de plus d' 1.5m , ce qui met bien en évidence la nécessité de contrôler les outils agricoles traînés passifs dans de telles conditions.

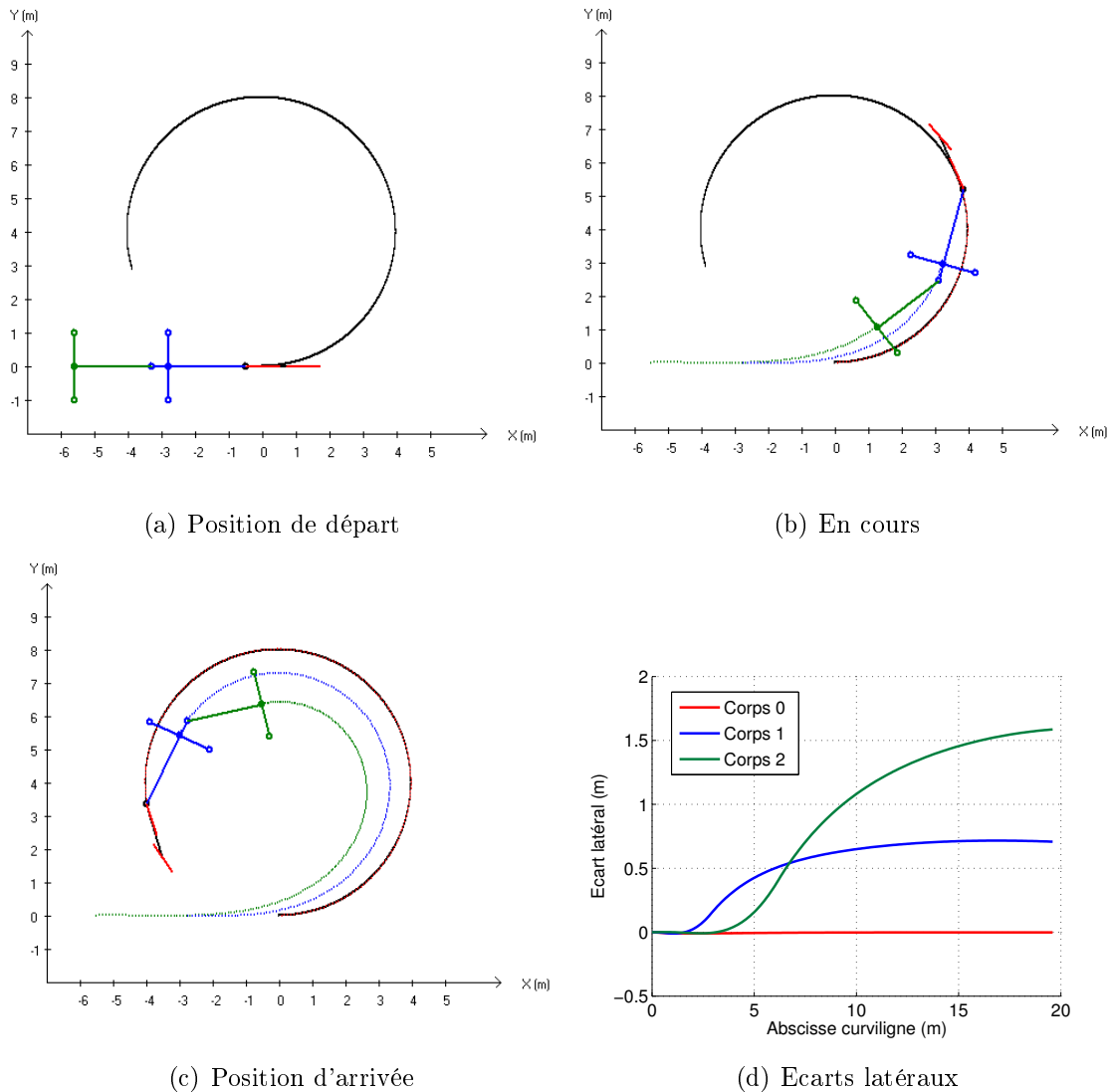


FIGURE 3.9 – Contrôle du corps 0 (marche avant)

La figure 3.10 présente maintenant le résultat obtenu lorsque l'objectif est le contrôle de l'écart latéral du corps 1 du RMPA par rapport à Γ . La loi de commande utilisée est l'approche proposée en trois phases, à savoir l'équation (3.51). En position de départ, c'est le point R_1 du RMPA qui est situé sur le premier point de Γ , et les corps du RMPA sont alignés (*l'écart angulaire du corps 0 avec Γ est donc particulièrement important*). La

simulation montre que le corps 0 rejoint progressivement une position d'équilibre décalée de Γ (écart latéral d'environ $-0.6m$) pour stabiliser le corps 1 sur Γ . Le corps 2 quant à lui se stabilise autour d'un écart latéral de $0.7m$. Cette simulation montre ainsi que l'approche proposée permet de contrôler de façon pertinente l'écart latéral du corps 1.

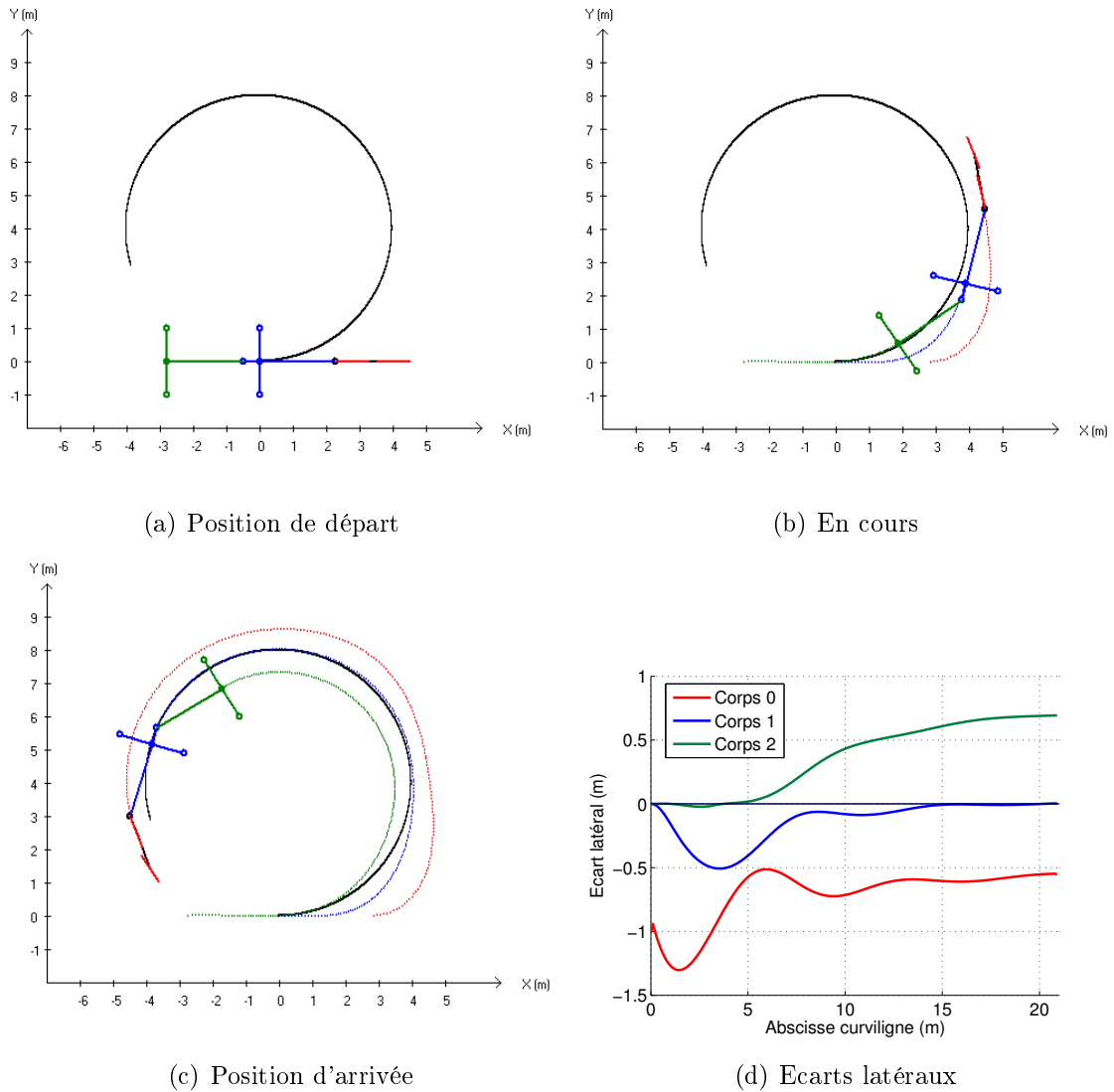


FIGURE 3.10 – Contrôle du corps 1 (marche avant)

La simulation suivante présentée sur la figure 3.11 a cette fois pour objectif de contrôler l'écart latéral du corps 2 du RMPA par rapport à Γ . La loi de commande utilisée est l'approche itérative proposée sur la figure 3.8. En position de départ, c'est le point R_2 du RMPA qui est situé sur le premier point de Γ , et les corps du RMPA sont alignés (*les écarts angulaires des corps 0 et 1 avec Γ sont alors particulièrement importants*). La simulation montre qu'après une phase transitoire pour récupérer les écarts angulaires et latéraux du RMPA, le corps 0 met progressivement le RMPA dans une position d'équilibre dans laquelle le corps 2 va venir se stabiliser sur Γ . Pour cela, le corps 0 se décale d'environ $1m$ à l'extérieur de Γ . L'approche itérative proposée permet ainsi de contrôler l'écart latéral

du corps 2.

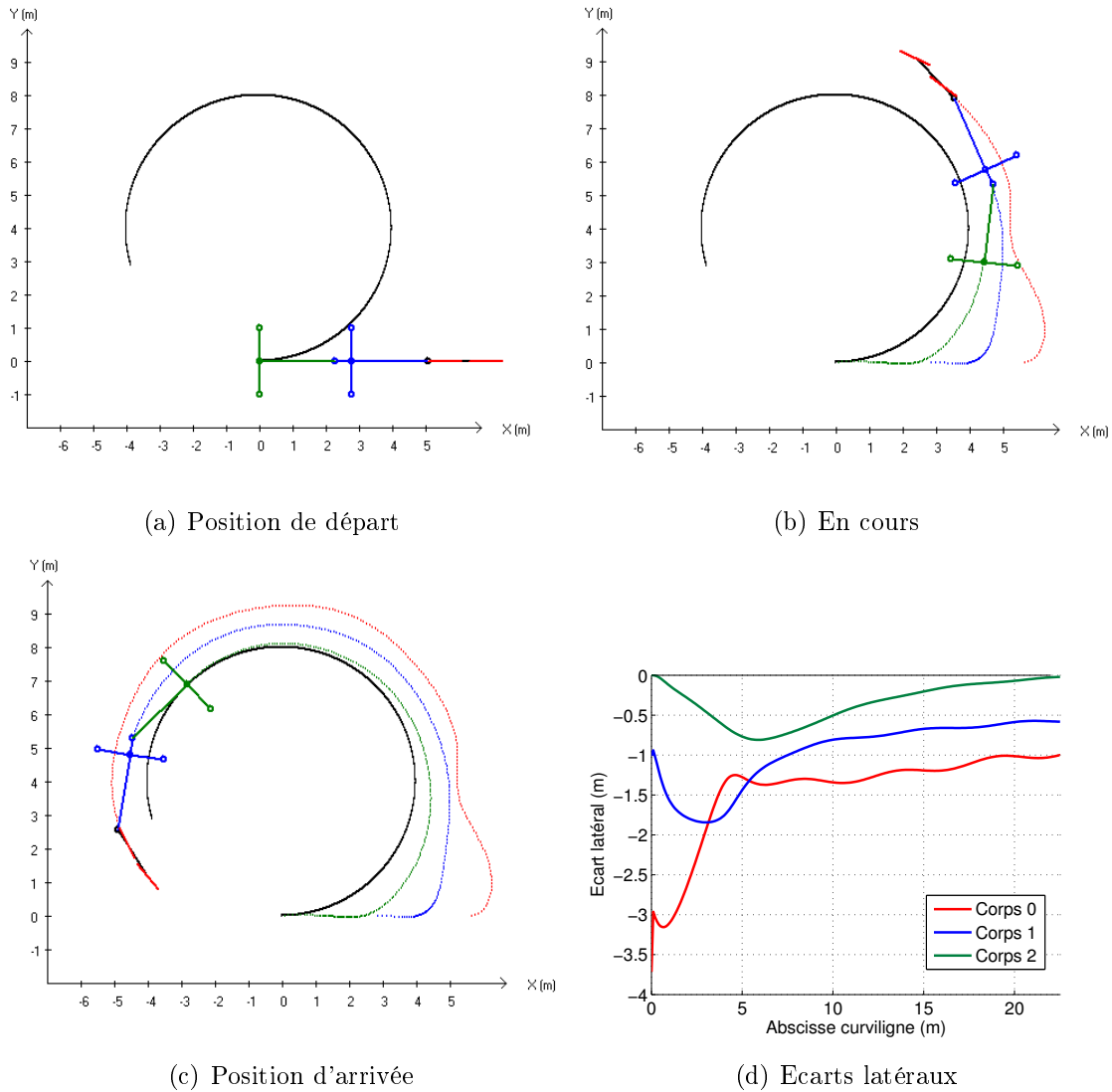


FIGURE 3.11 – Contrôle du corps 2 (marche avant)

La figure 3.12 présente maintenant le contrôle de l'écart latéral du corps 1 du RMPA évoluant cette fois en marche arrière. La loi de commande utilisée est l'approche proposée en trois phases, à savoir l'équation (3.51). En position de départ, le point R_1 du RMPA est situé sur le premier point de Γ . La simulation montre que le corps 1 est correctement stabilisé sur Γ . Pour cela, le corps 0 se positionne à environ $57\text{cm} \pm 4\text{cm}$ à l'extérieur de Γ . Nous avons de plus ajouté sur cette simulation l'affichage du prolongement des axes des trains roulants (aux points R_1 et R_0) et directeur (point F_0), ce qui permet d'observer que le système évolue bien en faisant coïncider les centres instantanés de rotation des deux corps.

Ces simulations n'ont pour prétention que de présenter une première phase de validation de l'approche proposée pour contrôler latéralement les différents corps d'un RMPA. Cependant, commander un RMPA général multi-corps en conditions réelles, à des vitesses

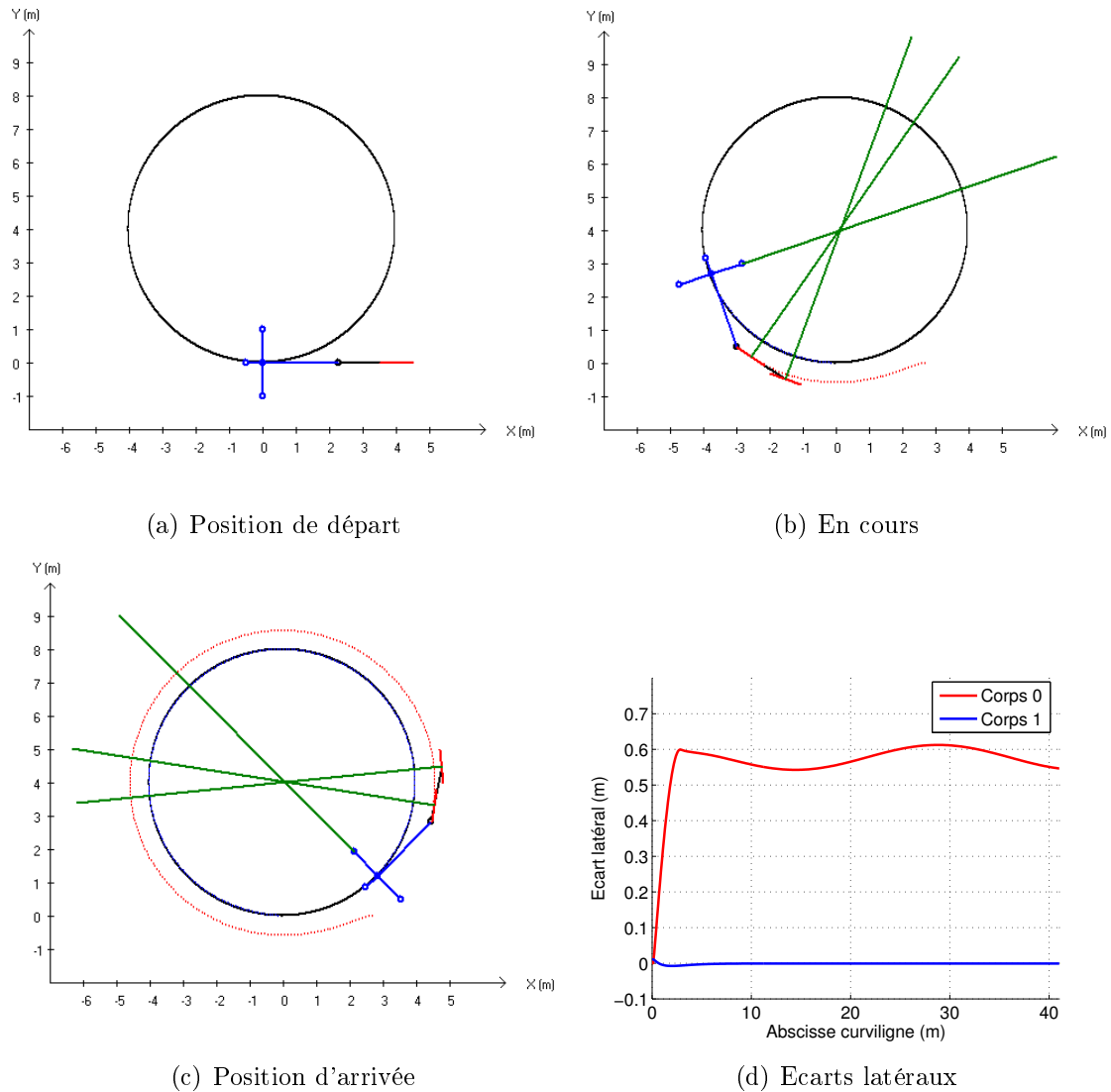


FIGURE 3.12 – Contrôle du corps 1 (marche arrière)

de quelques km/h, nécessite de savoir appréhender un certain nombre d'aspects qui peuvent devenir rapidement complexes et problématiques en fonction du nombre de corps considéré (*par exemple gestion et accumulation des bruits de mesure, des retards des actionneurs, des erreurs de suivi, phénomènes de glissement*). Ainsi, bien que l'approche proposée soit envisageable d'un point de vue théorique pour commander tout RMPA, nous nous limiterons dans ce mémoire à la valider expérimentalement seulement dans le cadre du contrôle d'un RMPA composé de deux corps (*un véhicule « tracteur » et une remorque*), évoluant soit en marche avant, soit en marche arrière.

3.3 Conclusion

Ce chapitre présente différentes stratégies de commande pour l'asservissement latéral d'un RMPA sur une trajectoire de référence Γ .

La commande des deux trains directeurs du corps 0 est d'abord étudiée, afin de compenser les dérives inhérentes aux phénomènes de glissement, et assurer pour le corps 0 un suivi précis à la fois au regard de l'écart latéral mais également de l'écart angulaire par rapport à Γ (*typiquement, compensation de la marche en crabe en pente*). Pour cela, en se basant sur le modèle cinématique étendu du système qui intègre des variables de glissement homogènes à des angles de dérive, la loi de commande proposée est construite en deux étapes : le modèle est d'abord transformé en une forme chaînée afin d'établir la commande du train directeur avant qui va venir contrôler l'écart latéral du système, l'orientation du train directeur arrière étant à ce stade considérée comme une variable mesurée. Ensuite, la dynamique de l'écart angulaire est exploitée pour établir la loi de commande du train directeur arrière qui va asservir l'écart angulaire sur un point de fonctionnement choisi. Des techniques de commande prédictive à modèle interne viennent compléter cette approche pour anticiper les variations de courbure de la trajectoire à suivre et conserver un suivi précis de Γ .

La problématique de la commande du corps 0 pour contrôler latéralement le i^{eme} corps d'un RPMA ($i > 0$) sur une trajectoire de référence Γ est ensuite abordée. L'approche proposée considère le corps à contrôler comme un véhicule virtuel et le même principe de commande que pour le contrôle du corps 0 est appliqué, permettant d'établir la commande de l'angle de direction d'une roue directrice virtuelle située au point d'attache de ce véhicule avec le corps précédent. L'angle de brisure de référence, entre le véhicule virtuel et le corps précédent, qui conduirait à une telle direction pour la roue directrice virtuelle est calculé. Une seconde loi de commande est ensuite établie pour asservir le système sur cet angle de brisure. Le principe peut être ré-itéré lorsque le nombre de corps est supérieur à deux. Une première validation d'un tel schéma de commande est réalisé au travers de résultats de simulation.

Après avoir abordé l'étude des lois de commande pour l'asservissement latéral d'un RMPA sur une trajectoire, nous allons maintenant nous intéresser à l'étude des lois de commande pour l'asservissement longitudinal sur des vitesses de référence.

Chapitre 4

Synthèse des lois de commande pour l'asservissement longitudinal

Les performances des lois de commande latérales développées au chapitre 3 sont exprimées par rapport à la distance curviligne s_{Mi} parcourue le long de la trajectoire de référence Γ . Elles sont donc indépendantes de la vitesse du RMPA (*dans une certaine limite bien sûr*) qui peut alors être contrôlée librement. Jusqu'à présent, cette dernière était considérée comme un paramètre non nul fixé à l'avance. Cependant, la réalisation de déplacements particuliers (*manœuvres de demi-tour par exemple*) nécessite d'agir sur cette vitesse. Nous proposons alors d'associer à la trajectoire de référence Γ un profil de vitesse établi en fonction de la variable d'évolution s_{Mi} , et de construire une loi de commande longitudinale permettant d'asservir la vitesse d'avancement du RMPA sur ce profil.

4.1 Asservir la vitesse du RMPA plutôt que sa position

Une nuance existe entre l'asservissement de la position du RMPA sur Γ et l'asservissement de la vitesse du RMPA le long de Γ . Le premier est un point de vue qui est souvent adopté pour contrôler la vitesse d'avancement des robots mobiles, notamment lorsque ceux-ci se déplacent en convoi le long d'une trajectoire commune. Le second est plus spécifique à l'évolution de véhicules isolés, sans contraintes temporelles particulières, avec simplement l'objectif de réguler la vitesse du véhicule le long d'une trajectoire à suivre.

4.1.1 Asservissement de la position du RMPA sur Γ

Dans ce premier cas, l'objectif est de réguler l'erreur de suivi longitudinal entre un point situé sur le robot mobile et un point se déplaçant le long de la trajectoire de référence Γ selon une loi horaire prédéfinie ou produite en temps réel par un autre véhicule. Par exemple, une trajectoire Γ peut être planifiée avec une loi horaire et la vitesse du robot est contrôlée pour que celui-ci rejoigne une position particulière à un moment précis sur Γ , voir l'illustration de la figure 4.1(a). Dans le cadre d'un convoi dont les véhicules suivent

une trajectoire commune (*un autre cas serait des véhicules qui s'asservissent de proche en proche à partir de mesures relatives, voir [KMB11]*), l'objectif est de piloter la vitesse des véhicules pour que chacun régule sa distance avec son prédécesseur, voir l'illustration de la figure 4.1(b) et [Bom06].

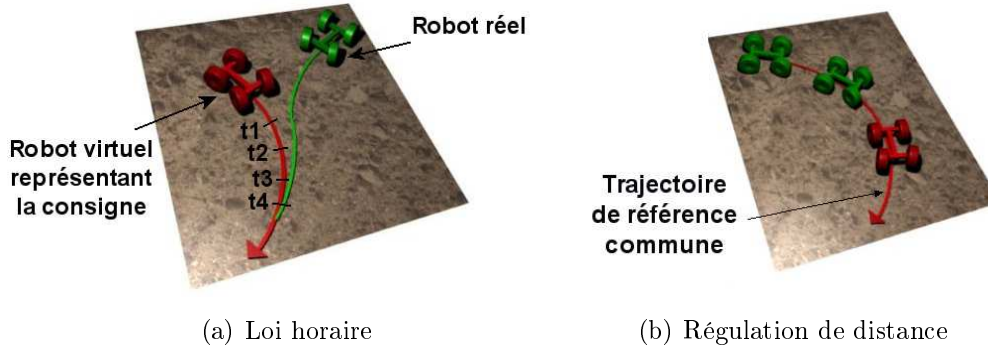


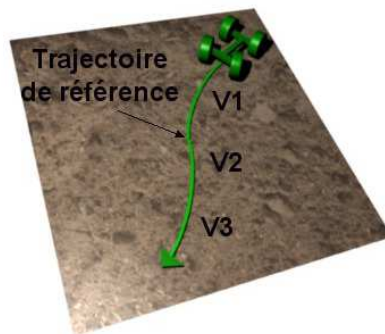
FIGURE 4.1 – Asservissement de la position du robot sur Γ

Pour asservir la position du véhicule sur Γ , des lois de commande non-linéaires basées sur un modèle cinématique du robot peuvent être envisagées (*approche par fonction de Lyapunov [SA90] ou approche reposant sur les systèmes chaînés [Sam95], [Bom06]*). Des correcteurs de type Proportionnel Intégral Dérivés ont également été proposés dans [HTMT07], complétés avec des actions anticipatives pour améliorer les performances de suivi longitudinal en se basant sur la prédiction de l'erreur de suivi après un horizon temporel (*l'hypothèse d'une accélération constante du véhicule est posée durant ce laps de temps*). D'autres travaux visent quant à eux à modéliser le comportement dynamique longitudinal du véhicule pour améliorer les performances de suivi, et des techniques de commande robuste et de commande adaptative sont étudiées pour compenser les inévitables imperfections de modèle, voir par exemple [HCC99] et [HLBM03]. Nous ne sommes alors plus très loin des travaux sur les dispositifs de sécurité active, voir par exemple les systèmes ESP (*Electronic Stability Program*) et ABS (*Antilock Brake System*) qui agissent sur les freins pour éviter les phénomènes respectivement de survirage/sousvirage et de blocage des roues [Ped03].

4.1.2 Asservissement de la vitesse du RMPA le long de Γ

Un autre point de vue est d'asservir la vitesse du RMPA le long de la trajectoire Γ à laquelle des références de vitesse sont associées, voir l'illustration de la figure 4.2.

L'objectif de commande est ainsi différent, car il ne s'agit pas d'accélérer pour rattraper une position, suite par exemple à un ralentissement du véhicule lors du passage dans une zone d'évolution difficile, mais simplement d'asservir la vitesse du véhicule sur la consigne de vitesse attachée à la trajectoire, définie par exemple par rapport à l'abscisse curviligne le long de celle-ci. Pour répondre à notre cadre applicatif où les vitesses d'avancement des véhicules agricoles doivent être les plus régulières possibles, c'est cette seconde approche

FIGURE 4.2 – Asservissement de la vitesse du robot le long de Γ

qui sera considérée. Plusieurs travaux cherchent aujourd'hui à estimer le taux de glissement longitudinal du robot pour améliorer ses performances de traction en régulant la vitesse de rotation des roues sur un taux de glissement désiré, voir [CLM05], [IW09]. Cependant, comme la majorité des véhicules agricoles mesurent déjà ce taux de glissement longitudinal et agissent de manière efficace sur la gestion du moteur et le relevage de l'outil pour optimiser l'effort de traction et limiter les pertes de puissance (*antipatinage* « *ASR Anti Slip Regulation* » et *contrôle de traction* « *TCS Traction Control System* »), nous nous intéresserons uniquement à la génération des vitesses de référence et à la mise en œuvre d'actions anticipatives sur les consignes de vitesse, afin de prendre en compte les effets du retard des actionneurs et de l'inertie du RMPA dans l'algorithme de l'asservissement longitudinal.

4.1.3 Profils de vitesse

Nous allons ainsi compléter la phase de planification des trajectoires de référence Γ à suivre par le RMPA (*voir la section précédente 2.2*) avec un profil de vitesse qui sera associé à l'abscisse curviligne le long de Γ , et construit en fonction de l'accélération longitudinale maximale du RMPA. Deux profils de vitesse ont été considérés.

- **Profil de vitesse linéaire** : le profil de vitesse linéaire correspond à une accélération constante. La figure 4.3(a) présente ce type de profil avec une accélération constante de $0.9m/s^2$. Dans ce cas, il faut seulement $2s$ pour atteindre la vitesse de référence (*dite aussi « vitesse de croisière »*) $v_{ref} = 1.8m/s$. En terme de distance parcourue, il faut $1.8m$ pour passer d'une vitesse nulle à v_{ref} . Cependant, comme les phases d'accélération et de décélération du RMPA vont intervenir principalement durant les phases de manœuvres, c'est-à-dire lors du suivi de trajectoires à forte courbure, cette approche basée sur une accélération constante peut avoir deux inconvénients : d'une part un patinage important des roues sur le sol au démarrage (*consigne d'accélération de type échelon*) et d'autre part, une accélération centrifuge difficile à maîtriser (*tendance au sous virage*).

- **Profil de vitesse en sigmoïde** : afin de limiter les inconvénients mentionnés précédemment, une autre approche consiste à définir un profil de vitesse sous la forme d'une fonction sigmoïde :

$$f(t) = \frac{v_{ref}}{1 + e^{-\lambda(t-1.5s)}} \quad (4.1)$$

En choisissant le gain λ de la sigmoïde égal à 2, une accélération progressive est obtenue avec une valeur maximale ne dépassant pas les $0.9m/s^2$, voir la figure 4.3(b). La durée et la distance pour atteindre la vitesse de référence v_{ref} sont certes plus longues, respectivement $3s$ et $2.7m$, mais ce profil de vitesse est plus adapté aux phases de manœuvres.

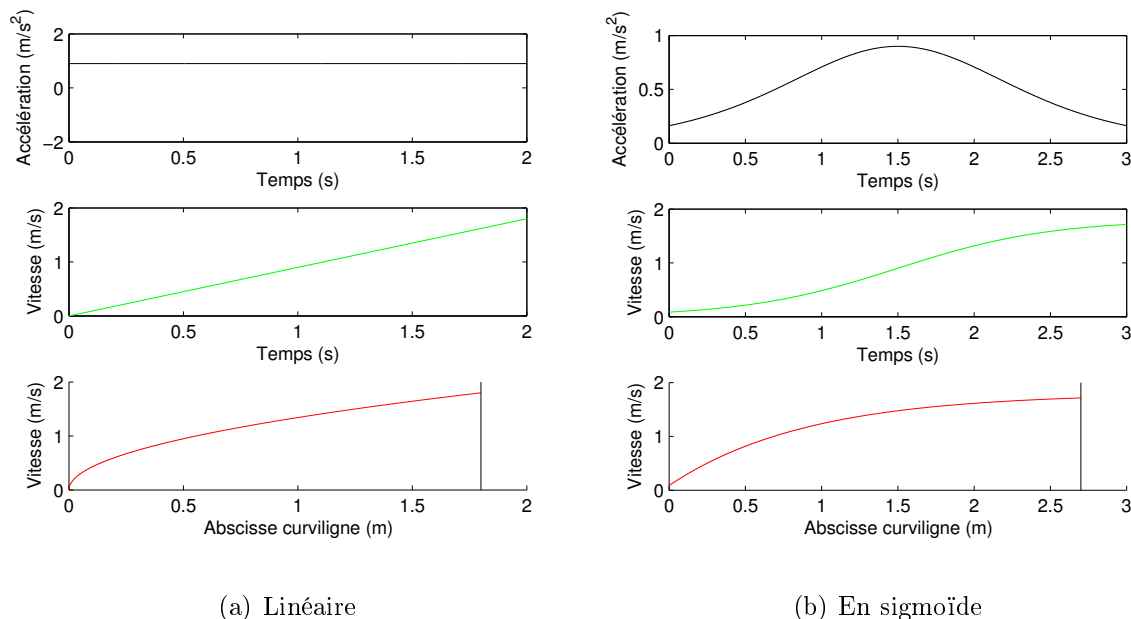


FIGURE 4.3 – Profils de vitesse

A partir du profil de vitesse ainsi défini, il est maintenant possible de mettre en œuvre des actions longitudinales prédictives pour compenser les effets liés au retard pur et à l'inertie du système, notamment durant les phases d'accélération et de décélération. C'est ce que nous nous proposons de faire en mettant en place une approche par commande prédictive à modèle interne.

4.1.4 Commande prédictive à modèle interne

4.1.4.1 Modèle du premier ordre

La commande prédictive à modèle interne repose sur les éléments fondamentaux suivants (*voir l'ouvrage de référence [Ric93] qui définit ses principes*) :

- **Un modèle interne** : le modèle du système à commander est l'élément clé de la commande prédictive : il permet à l'algorithme de commande d'avoir une estimation du comportement futur du système en réponse à une entrée de commande connue. Ce modèle fait ainsi partie intégrante de l'algorithme de commande (*d'où son nom « interne »*). Il est soit réaligné en temps réel (*c'est-à-dire réajusté en permanence avec les mesures*

courantes), soit indépendant : dans ce cas, comme les sorties du modèle et du système réel peuvent diverger avec le temps, le modèle est utilisé pour trouver la séquence de commande qui permettra d'obtenir un incrément de sortie du modèle égal à l'incrément de sortie désiré pour le système, voir la figure 4.4. Sur cette figure, nT_e est l'instant courant, avec T_e la période d'échantillonnage, la sortie du modèle est notée q , celle du système réel p . L'objectif est de trouver la séquence de commande $C(n+i)$ telle que, après un horizon de prédiction h , $\Delta q(n+h)$ corresponde à la valeur souhaitée pour $\Delta p(n+h)$.

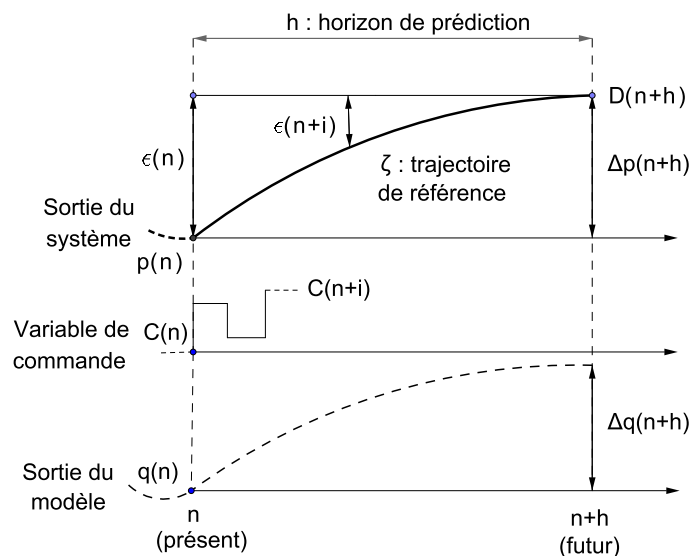


FIGURE 4.4 – Principe de la commande prédictive

Nous considérons dans un premier temps le cas élémentaire d'un modèle interne du premier ordre de constante de temps τ et de gain K , c'est-à-dire décrit par l'équation différentielle :

$$\tau \frac{dq(t)}{dt} + q(t) = K.C(t) \quad (4.2)$$

La réponse du modèle interne dépend des conditions initiales (*régime libre*) et de la réponse du système à la commande appliquée (*régime forcé*).

– Le régime libre est obtenu en considérant $C(t) = 0$ (*pas de sollicitation future*). En posant une solution test de la forme $q(t) = Ae^{st}$, on obtient :

$$\tau \frac{dq(t)}{dt} + q(t) = (\tau s + 1)Ae^{st} = 0 \quad (4.3)$$

Pour que la solution soit générale, il faut que $\tau s + 1 = 0$ et $Ae^{st} \neq 0$, soit $s = -\frac{1}{\tau}$. Enfin, à $t = 0$, on trouve $q(0) = A$, par conséquent la solution du régime libre est :

$$q_{libre}(t) = q(0)e^{-\frac{t}{\tau}} \quad (4.4)$$

– Pour déterminer le régime forcé (*réponse à une excitation à partir de conditions initiales nulles*), considérons une entrée en échelon ($C(t) = 0$ pour $t < 0$ et $C(t) = C$ pour $t \geq 0$). On déduit immédiatement de (4.2) que le régime forcé se stabilise asymptotiquement sur la valeur $q_\infty = K.C$.

On introduit alors $Q(t) = q(t) - q_\infty$ et on déduit de (4.2) que :

$$\tau \frac{dQ(t)}{dt} + Q(t) = 0 \quad (4.5)$$

dont la solution est au vu de (4.4) : $Q(t) = Q(0)e^{-\frac{t}{\tau}}$. On en déduit $q(t) = q_\infty + (q(0) - q_\infty)e^{-\frac{t}{\tau}}$ et puisque $q(0) = 0$, on obtient finalement :

$$q_{forcée}(t) = K.C(1 - e^{-\frac{t}{\tau}}) \quad (4.6)$$

– Selon le principe de superposition, la réponse du système est la somme du régime libre et du régime forcé, soit :

$$q(t) = q_{libre}(t) + q_{forcée}(t) = q(0)e^{-\frac{t}{\tau}} + K.C(1 - e^{-\frac{t}{\tau}}) \quad (4.7)$$

En considérant $t = hT_e$, on obtient la réponse du système à l'instant $n + h$ en réponse à un échelon de commande d'amplitude $C(n)$ appliqué à l'instant n :

$$\boxed{q(n + h) = q(n)e^{-\frac{hT_e}{\tau}} + K.C(n)(1 - e^{-\frac{hT_e}{\tau}})} \quad (4.8)$$

Cette décomposition est intéressante car elle permet de bien isoler ce qui dépend du passé (*la réponse libre qu'on ne peut pas changer*) et ce qui dépend du futur sur lequel on va pouvoir agir à l'aide de la commande $C(n)$ pour atteindre un objectif donné. Cet objectif est défini par la construction d'une trajectoire de référence ζ .

• **Une trajectoire de référence** : cette trajectoire ζ spécifie comment rallier $p(n)$, la valeur de la sortie du système réel à l'instant présent, à la consigne future $D(n + h)$ définie à un horizon de prédiction h , voir la figure 4.4 (*pour simplifier, on choisira une consigne constante, soit $D(n) = D(n + h)$*). La trajectoire ζ est recalculée à chaque itération. Elle est généralement choisie de manière à avoir une dynamique de l'écart $\epsilon(n + i) = D(n + h) - \zeta(n + i)$ du premier ordre :

$$\epsilon(n + i) = \epsilon(n) \lambda^i \quad \text{avec } 0 < \lambda < 1 \quad (4.9)$$

A l'instant $n + i$, l'incrément désiré de la sortie du système est donc :

$$\Delta\zeta(n + i) = \epsilon(n) - \epsilon(n + i) \quad (4.10)$$

Les équations (4.9) et (4.10) donnent :

$$\Delta\zeta(n + i) = \epsilon(n)(1 - \lambda^i) \quad (4.11)$$

Puisqu'on choisit $\zeta(n) = p(n)$, on en déduit l'incrément désiré du système :

$$\Delta\zeta(n+i) = (D(n+h) - p(n))(1 - \lambda^i) \quad (4.12)$$

L'objectif est maintenant de calculer la commande $C(n)$ de manière à ce que le modèle suive au mieux la trajectoire ζ .

• **Une séquence de commande** : dans le cas général, la commande $C(n)$ est calculée en minimisant un critère $J(n)$ qui représente l'écart entre la sortie prédite du système et la trajectoire de référence ζ , voir la figure 4.5.

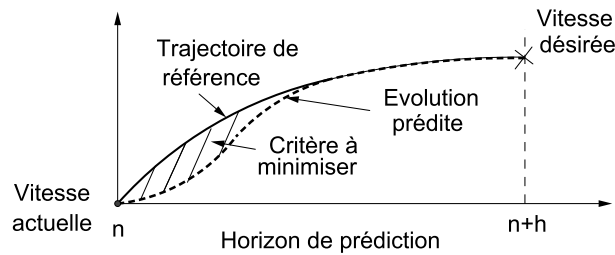


FIGURE 4.5 – Représentation graphique du critère $J(n)$ à minimiser

Plus précisément, le critère $J(n)$ s'écrit :

$$J(n) = \sum_{i=1}^h [\Delta q(n+i) - \Delta\zeta(n+i)]^2 \quad (4.13)$$

Cependant, dans un premier temps, on peut envisager un cas beaucoup plus simple où le critère $J(n)$ est minimisé sur un seul point de coïncidence placé à l'instant futur $n+h$, c'est-à-dire on recherche la commande $C(n)$ qui minimise le critère $J_1(n) = \Delta q(n+h) - \Delta\zeta(n+h)$. D'après (4.8), on a :

$$\Delta q(n+h) = q(n+h) - q(n) = q(n)e^{-\frac{hT_e}{\tau}} + K.C(n)(1 - e^{-\frac{hT_e}{\tau}}) - q(n) \quad (4.14)$$

Si le modèle est réajusté à chaque instant, c'est-à-dire si $q(n) = p(n)$, alors on déduit de (4.12) et (4.14) que le critère $J_1(n)$ peut être annulé au moyen de la commande $C(n)$ suivante :

$$C(n) = \frac{(D(n+h) - p(n))(1 - \lambda^h) + p(n)\left(1 - e^{-\frac{hT_e}{\tau}}\right)}{K\left(1 - e^{-\frac{hT_e}{\tau}}\right)} \quad (4.15)$$

Nous proposerons dans un premier temps d'utiliser cette équation élémentaire (4.15) comme loi de commande longitudinale du RMPA. Nous verrons en effet dans le chapitre suivant que le comportement longitudinal de notre RMPA expérimental peut être raisonnablement identifié à un système du premier ordre. Ainsi, à partir de ce modèle et de la connaissance du profil de vitesse associé à la trajectoire Γ , il sera possible d'anticiper les variations de vitesse sur un horizon de prédiction h .

4.1.4.2 Modèle du second ordre

Cependant, la modélisation du comportement longitudinal du RMPA peut être raffinée en considérant un système du second ordre. Ecrivons celui-ci à l'aide cette fois d'une équation aux différences :

$$q(n) = b_1 q(n-1) + b_2 q(n-2) + a_0 C(n-1) + a_1 C(n-2) \quad (4.16)$$

qui peut elle-même s'écrire sous la forme du système d'état suivant :

$$\begin{cases} X(n) = A_m \cdot X(n-1) + B_m \cdot C(n-1) \\ Y(n) = C_m \cdot X(n) \end{cases} \quad (4.17)$$

$$\text{avec : } X(n) = \begin{bmatrix} q(n) \\ q(n-1) \\ C(n-1) \end{bmatrix}, Y(n) = [q(n)],$$

$$A_m = \begin{bmatrix} b_1 & b_2 & a_1 \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, B_m = \begin{bmatrix} a_0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}, C_m = [1 \ 0 \ 0]$$

- Le régime libre à l'instant $n+i$ est :

$$q_{\text{libre}}(n+i) = C_m A_m^i X(n) \quad (4.18)$$

- Le régime forcé à l'instant $n+i$ est, en supposant un échelon de consigne $C(n)$:

$$q_{\text{forcée}}(n+i) = C(n) \sum_{j=1}^i C_m A_m^{i-j} B_m \quad (4.19)$$

- Selon le principe de superposition, on obtient la sortie du modèle :

$$\boxed{q(n+i) = C_m A_m^i X(n) + C(n) \sum_{j=1}^i C_m A_m^{i-j} B_m} \quad (4.20)$$

Si le modèle est réajusté à chaque itération, c'est-à-dire que $q(n) = p(n)$, et si on considère toujours la trajectoire ζ définie par (4.12), alors on déduit de (4.20) que le critère $J_1(n)$ où l'on ne considère qu'un point de coïncidence à l'instant $n+h$ peut être annulé au moyen de la commande $C(n)$ ci-dessous :

$$\boxed{C(n) = \frac{(D(n+h)-p(n))(1-\lambda^h)+p(n)-C_m A_m^h X(n)}{\sum_{j=1}^h C_m A_m^{h-j} B_m}} \quad (4.21)$$

4.1.4.3 Minimisation sur plusieurs points de coïncidence

Le calcul de la commande $C(n)$ peut encore être raffiné en exploitant plusieurs points de coïncidence plutôt que la seule erreur au terme de l'horizon de prédiction, c'est-à-dire en minimisant $J(n)$ plutôt que $J_1(n)$. Si l'on reporte le modèle du second ordre (4.20) et la trajectoire de référence ζ définie par (4.12) dans l'expression (4.13) du critère $J(n)$, on obtient :

$$J(n) = \sum_{i=1}^h [(C_m A_m^i X(n) + C(n) \sum_{j=1}^i C_m A_m^{i-j} B_m - p(n)) - (D(n+h) - p(n))(1 - \lambda^i)]^2 \quad (4.22)$$

En posant :

$d_1(n+i) = \sum_{j=1}^i C_m A_m^{i-j} B_m$: le régime forcé unitaire

$d_2(n+i) = (D(n+h) - p(n))(1 - \lambda^i) - (C_m A_m^i X(n) - p(n))$: la différence entre la trajectoire de référence et le régime libre.

le critère $J(n)$ s'écrit au final :

$$J(n) = \sum_{i=1}^h [C(n)d_1(n+i) - d_2(n+i)]^2 \quad (4.23)$$

Minimiser ce critère revient à annuler le gradient par rapport à la variable de commande $C(n)$, soit :

$$\frac{\partial J(n)}{\partial C(n)} = 2 \sum_{i=1}^h [C(n)d_1(n+i) - d_2(n+i)]d_1(n+i) = 0 \quad (4.24)$$

c'est-à-dire :

$$C(n) \sum_{i=1}^h [d_1^2(n+i)] - \sum_{i=1}^h [d_2(n+i)d_1(n+i)] = 0 \quad (4.25)$$

Nous obtenons ainsi la loi de commande longitudinale suivante :

$$C(n) = \frac{\sum_{i=1}^h [d_2(n+i)d_1(n+i)]}{\sum_{i=1}^h [d_1^2(n+i)]} \quad (4.26)$$

En pratique, il faut néanmoins mentionner que peu de différences notables ont été observées entre l'utilisation des lois de commande (4.15) (*modèle du premier ordre, 1 point de coïncidence*), (4.21) (*modèle du second ordre, 1 point de coïncidence*) et (4.26) (*modèle du second ordre, n points de coïncidence*). Par contre, le choix de l'horizon de prédiction h est déterminant car cela fixe la dynamique de la trajectoire de référence. Il est à choisir en fonction des capacités d'accélération du RMPA et du comportement longitudinal désiré (*en boucle fermée*) sous l'effet d'un changement de consigne.

4.2 Immobilisation pratique aux points d'arrêt

4.2.1 Choix de l'approche

Les manœuvres discontinues de demi-tour, telles que nous les avons planifiées à la section 2.2, comportent deux points d'arrêt S_1 et S_2 sur lesquels le RMPA doit venir s'immobiliser pour inverser son sens de marche. Pour gérer ces phases d'arrêt, une première approche serait de chercher à stabiliser le RMPA de manière précise, en position et en orientation, sur le point d'arrêt considéré (*problème de stabilisation de robots mobiles non-holonomes en une configuration fixe*). Comme mentionné à la section 1.2.1, c'est un problème délicat, même dans le cas idéal d'un roulement pur sans glissement des roues sur le sol et avec des capteurs parfaits. Dans le domaine d'application considéré ici, la variabilité des conditions d'adhérence en milieu naturel, la variabilité des bruits de mesures (*les capteurs embarqués peuvent subir des chaos importants dans certaines situations*), mais aussi les dynamiques parfois difficiles à modéliser (*dépôts de charges par exemple*) rendent encore plus complexe la synthèse d'une loi de commande assurant l'immobilisation du RMPA en un point d'arrêt précis, quelles que soient les conditions d'évolution rencontrées, et de surcroît avec une convergence rapide et sans oscillations.

Une autre approche pour aborder les points d'arrêt est de considérer une immobilisation pratique du RMPA, dans un voisinage borné autour du point d'arrêt planifié. Cette approche est intéressante car, outre le fait d'être particulièrement simple à mettre en œuvre, elle reproduit le comportement d'un conducteur humain qui effectue une manœuvre de demi-tour avec un véhicule. En effet, la précision de l'arrêt n'est pas l'objectif principal (*ce qui n'est pas le cas par exemple des opérations de type parking qui visent à immobiliser le véhicule avec précision*). Le conducteur dispose d'une zone libre (*la fourrière en agriculture*) pour effectuer la manœuvre, et l'objectif est au final de positionner le véhicule avec précision sur la ligne de travail adjacente à celle qu'il vient de quitter. Une approche par immobilisation pratique est donc bien adaptée pour effectuer les manœuvres de demi-tour.

4.2.2 Présentation du principe et simulation

Le principe général consiste à immobiliser le RMPA dès que l'abscisse curviligne correspondant au point d'arrêt est atteinte. Par exemple, avec la stratégie de planification des manœuvres de demi-tour présentée à la section 2.2.5 concernant un RMPA composé de deux corps, celui-ci va évoluer en marche arrière jusqu'à ce que l'abscisse curviligne correspondant au point d'arrêt S_2 soit atteinte, d'où l'intérêt de définir un asservissement longitudinal basé sur une commande prédictive afin d'anticiper l'arrêt du RMPA.

Dans certains cas, il peut même être plus judicieux d'arrêter le RMPA dans une configuration favorable à l'enchaînement du déplacement suivant, quitte à être légèrement éloigné du point d'arrêt (*jusqu'à une certaine limite*). C'est le cas par exemple du premier point d'arrêt S_1 de la manœuvre citée précédemment, où la condition d'arrêt va être

l'alignement du RMPA (*cela permet d'éviter de placer le RMPA dans une configuration délicate à gérer pour la marche arrière*) : celui-ci va ainsi continuer de quelques centimètres tant que cette condition n'est pas atteinte, ou au contraire s'arrêter avant d'avoir dépassé S_1 si la condition est satisfaite. A partir de la position obtenue au point d'arrêt, nous supposons ensuite la commande suffisamment performante pour que le RMPA converge et se stabilise sur la prochaine trajectoire à suivre, sans avoir à replanifier les trajectoires à chaque point d'arrêt.

A titre d'exemple, la figure 4.6 présente la simulation d'une manœuvre reliant deux trajectoires adjacentes séparées d'une distance de 2 m, avec un RMPA composé de deux corps (*un véhicule « tracteur » représenté par un rectangle bleu et une remorque représentée par un trait rouge, voir les trois mouvements successifs en bas de la figure 4.6*). Cette manœuvre comporte deux points d'arrêt S_1 et S_2 .

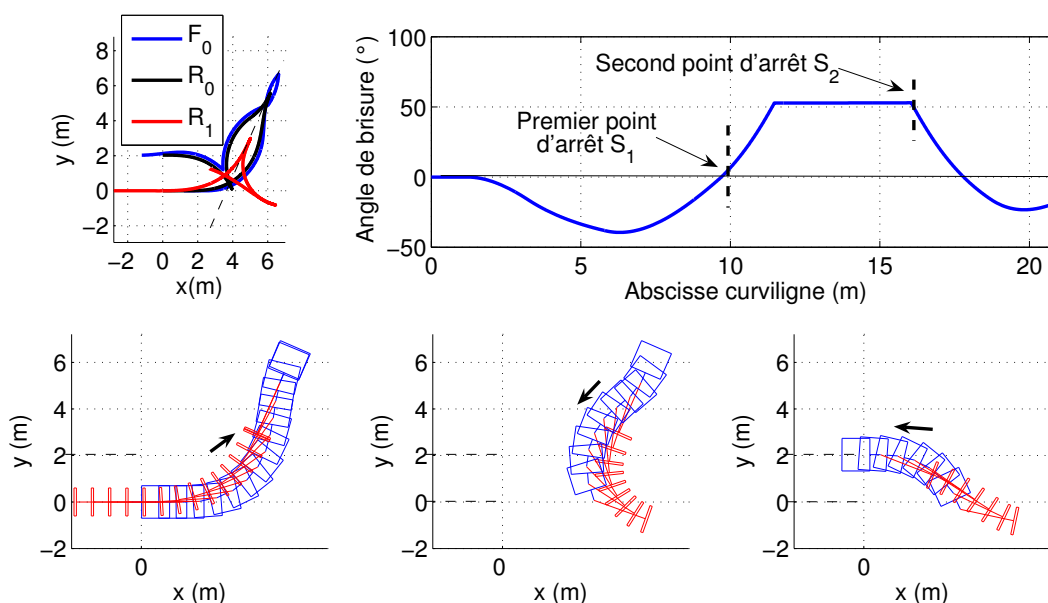


FIGURE 4.6 – Simulation d'une manœuvre de demi-tour

Le RMPA s'arrête au voisinage du premier point d'arrêt S_1 lorsque la condition d'alignement est satisfaite (*valeur nulle de l'angle de brisure entre les deux corps*). Elle est ici atteinte à l'abscisse curviligne $10m$. Les points F_0 , R_0 et R_1 , respectivement le centre des trains directeurs avant et arrière du véhicule « tracteur », et le centre de l'essieu roulant de la remorque, sont alors alignés, voir les trajectoires respectives en haut à gauche de la figure 4.6. Ensuite, durant la phase de marche arrière, le suivi de la trajectoire planifiée fait converger l'angle de brisure à une valeur particulière ($\varphi_1 = 53^\circ$) qui correspond à une configuration où les centres instantanés de rotation du véhicule « tracteur » et de la remorque sont confondus. Cette situation est alors maintenue jusqu'à ce que l'abscisse curviligne correspondant au second point d'arrêt S_2 soit atteinte (*abscisse curviligne $17m$*). Le troisième mouvement en marche avant est ensuite réalisé pour rejoindre la ligne de travail adjacente, ce qui termine la phase de manœuvre.

Les références de vitesse associées à cette manœuvre sont présentées sur la figure 4.7. Une consigne $v_{ref} = 1.75m/s$ est définie à l'approche de la zone de manœuvre. Une phase de décélération est ensuite imposée (*ici décélération constante de $0.9m/s^2$*) afin d'atteindre le seuil de vitesse $v_{min} = 0.6m/s$ qui sera maintenu jusqu'à atteindre le voisinage du premier point d'arrêt S_1 . La marche arrière est ensuite réalisée à $-v_{min}$ jusqu'à ce que le RMPA se situe dans la configuration particulière où les centres instantanés de rotation du véhicule « tracteur » et de la remorque sont confondus. Il accélère alors puis revient à la vitesse $-v_{min}$ avant de s'immobiliser au voisinage du deuxième point d'arrêt S_2 . Le RMPA évolue ensuite de nouveau en marche avant (*accélération constante de $0.9m/s^2$*) pour atteindre la consigne $v_{ref} = 1.75m/s$.

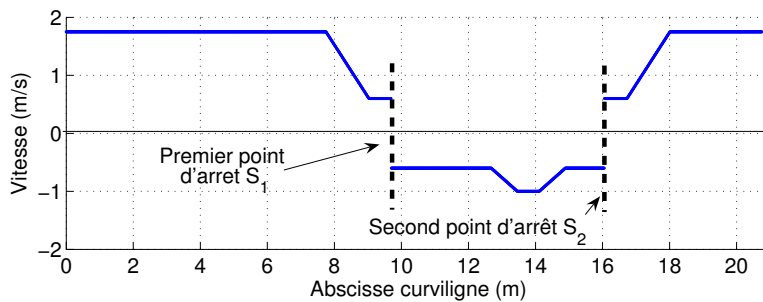


FIGURE 4.7 – Référence de vitesse

4.3 Conclusion

Ce chapitre propose des lois de commande pour asservir longitudinalement le RMPA sur des références de vitesse associées à l'abscisse curviligne de la trajectoire de référence à suivre. Ces commandes reposent sur des techniques de commande prédictive à modèle interne. Deux lois de commande sont définies en se reposant respectivement sur une dynamique du comportement longitudinal du RMPA du premier ordre puis du second ordre. Une troisième loi de commande utilise également un modèle du second ordre mais minimise cette fois l'écart entre la sortie estimée du modèle et une trajectoire de référence qui rejoint la consigne future. Ces lois de commande prédictive sont indispensables aux phases de manœuvre de demi-tour discontinues, qui comprennent des points d'arrêt pour inverser le sens de marche du RMPA, dont l'immobilisation est abordée de façon pratique.

Les développements théoriques reportés dans ce mémoire ont été évalués par le biais de différents essais expérimentaux. Les différents résultats obtenus, notamment en matière de contrôle explicite du cap du véhicule « tracteur », du contrôle des trajectoires des outils traînés passifs et du contrôle des manœuvres de demi-tour discontinues, vont maintenant être présentés.

Chapitre 5

Validation expérimentale

Les approches de commande que nous venons de présenter ont été implantées et validées sur un RMPA expérimental composé de deux corps : le corps 0, un véhicule « tracteur » à deux trains directeurs avec une attache déportée, et le corps 1, une remorque passive à un train roulant. Afin de mieux cerner le cadre de ces essais, la première partie de ce chapitre est consacrée à la description des caractéristiques intrinsèques de ce RMPA, puis aux moyens d'accéder aux différentes variables d'état par le biais des capteurs embarqués. Les expérimentations réalisées pour valider le contrôle explicite des écarts latéral et angulaire du véhicule « tracteur », le contrôle des trajectoires du corps 1, et la réalisation autonome des manœuvres de demi-tour avec ce RMPA, sont ensuite présentées et analysées dans la deuxième partie de ce chapitre. Les résultats obtenus permettent de mettre en évidence les performances et la pertinence des algorithmes proposés.

5.1 RMPA expérimental

5.1.1 Présentation générale

Le RMPA présenté sur la figure 5.2(a) nous a servi de support expérimental pour évaluer les différentes approches proposées dans ce travail de thèse. Il est constitué de deux corps : le corps 0 est un robot mobile électrique tout terrain à deux trains directeurs auquel il a été ajouté un timon d'attelage, et le corps 1 est une remorque passive à un train roulant. Les principales caractéristiques sont présentées dans le tableau 5.1.

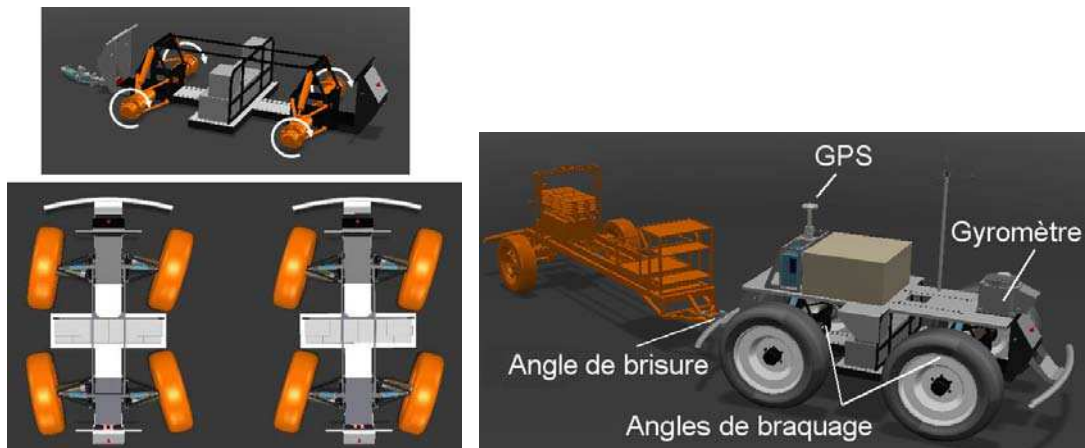
Principales caractéristiques	Valeurs
Poids total corps 0	650 kg
Empattement corps 0	$L_0 = 1.20m$
Longueur timon d'attelage	$d_0 = 0.46m$
Alimentation	8 batteries 12V/60Ah
Vitesse de pointe	2.5m/s
Poids corps 1 sans chargement	100kg
Empattement corps 1	$L_1 = 2.34m$

FIGURE 5.1 – Principales caractéristiques du RMPA

Le corps 0 possède deux trains directeurs identiques et indépendants. Chacun des trains comprend deux moteurs électriques (*un motoréducteur électrique 48V par roue, ralenti par un frein électromagnétique*) pour la traction du système, un vérin électrique 48V qui pilote le braquage des roues, et un dispositif de suspension à deux triangles superposés. Les trois variables de commande du corps 0 sont ainsi la commande de la vitesse d'avancement (V_{R0}), la commande de l'angle de braquage du train directeur avant (δ_{F0}) et la commande de l'angle de braquage du train directeur arrière (δ_{R0}), voir la figure 5.2(b).



(a) Vue d'ensemble



(b) Variables de commande : vitesse d'avancement et angles de braquage

(c) Principaux capteurs embarqués

FIGURE 5.2 – RMPA expérimental

L'architecture matérielle du corps 0 pour commander les motoréducteurs et les vérins de direction est représentée sur la figure 5.3. Elle est répartie en premier lieu autour de deux cartes électroniques de commande à base de microcontrôleur MPC555 (*une carte à l'avant du véhicule et une carte à l'arrière*) qui pilotent les moteurs et les vérins électriques. En second lieu, un ordinateur qualifié de « bas-niveau » a pour rôle essentiel de servir d'interface entre ces cartes et une couche supérieure dite « haut niveau ». Cet ordinateur transmet aux cartes les consignes de déplacement reçues de la couche haut niveau (*la vitesse d'avancement et les deux angles des trains directeurs*) et inversement transmet au haut niveau les mesures des capteurs bas niveau lues sur les cartes (*mesures des angles*

de braquage et odométrie du véhicule). Nous avons ensuite développé la couche supérieure autour d'un ordinateur « haut-niveau » (*qui contient l'algorithme de guidage*) relié à un bus de terrain CAN (*Controller Area Network, 2.0A 500kb/s*). Des cartes électroniques à base du microcontrôleur PIC16F877 et du contrôleur CAN MCP2510 ont été mises en œuvre et programmées afin de connecter sur ce bus les différents capteurs haut-niveau nécessaires à notre application.

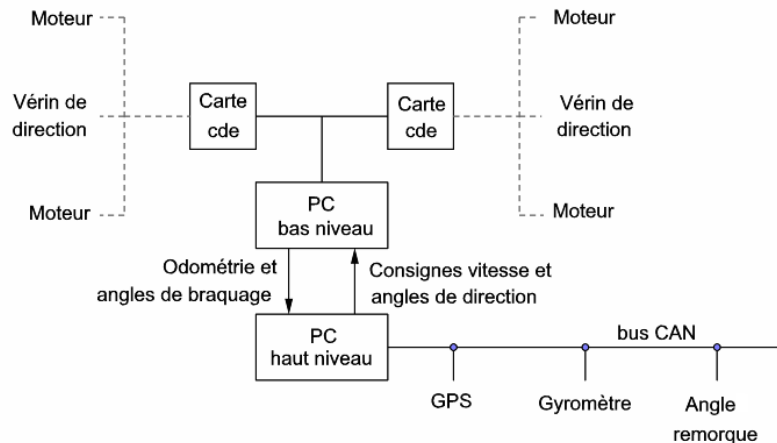


FIGURE 5.3 – Architecture matérielle du corps 0

Ces capteurs sont les suivants :

- **Un GPS temps réel à précision centimétrique** : le seul capteur extéroceptif utilisé lors de nos essais est un récepteur CP-DGPS (*Carrier Phase Differential Global Positioning System, modèle bi-fréquence Aquarius de la société Thales Navigation*), voir la figure 5.4, dont l'antenne est positionnée à la verticale du milieu de l'essieu arrière du véhicule, voir la figure 5.2(c). Ce récepteur GPS est configuré de manière à délivrer en temps réel à une fréquence de 10Hz une trame qui contient d'une part les coordonnées géographiques de la position de l'antenne (*par rapport à une station de référence qui transmet les corrections différentielles par communication UHF*), et d'autre part les trois composantes non filtrées du vecteur vitesse en ce point.



FIGURE 5.4 – Aquarius : capteur GPS temps réel à précision centimétrique

Par ailleurs, comme ce récepteur GPS utilise le système WGS84 (*méridien d'origine Greenwich, ellipsoïde globale GRS80*) pour exprimer la position en coordonnées géographiques (*latitude, longitude en degrés*), une projection plane locale d'une partie du modèle ellipsoïdal est utilisée afin d'obtenir des valeurs métriques plus exploitables que l'unité angulaire. Les coordonnées géographiques sont ainsi ramenées en coordonnées cartésiennes en utilisant la « projection conique conforme Lambert » qui a comme méridien d'origine le méridien de Paris, largement utilisée comme projection pour les bases de données spatiales en France métropolitaine. Cette projection découpe la France en quatre zones (*Lambert I, II, III et IV*) afin de minimiser les déformations inhérentes à toute projection.

- **Un gyromètre à fibre optique** : le cap calculé à partir des données GPS étant très bruité à faible vitesse, voir [CTMB03], nous avons choisi d'ajouter sur le corps 0 un gyromètre à fibre optique (*modèle DSP-3000 de la société KVH, dérive $20^\circ/h$, voir la figure 5.5*) afin de disposer d'une mesure précise des variations de cap lors des phases de manœuvres. Ce capteur à sortie numérique délivre à 100 Hz une mesure de la vitesse de rotation ($^\circ/s$).



FIGURE 5.5 – DSP3000 : gyromètre à fibre optique

- **Mesure de l'angle de brisure entre le véhicule « tracteur » et le corps 1** : l'angle de brisure (*le lacet*) entre le véhicule « tracteur » et le corps 1 est mesuré à l'aide d'un potentiomètre de précision au point d'attelage, voir la figure 5.6. Nous avons opté pour cette solution qui se révèle bien moins onéreuse que celle qui consiste à installer un autre système de localisation sur le corps 1 (*une ou plusieurs autres antennes GPS*). Le potentiomètre choisi (*capteur de déplacement rotationnel 116SF de $5K\Omega$ de la société VISHAY*) fournit une mesure angulaire avec une résolution de 0.35° en utilisant un convertisseur analogique numérique de 10 bits. Nous avons instrumenté l'attelage de la même manière pour disposer des angles de tangage et de roulis. Pour le moment, seul l'angle de lacet est utilisé.

Les capteurs bas-niveau mesurent quant à eux :

- la vitesse de rotation de chacune des roues à l'aide de codeurs incrémentaux fixés sur l'arbre des moteurs (*codeur GI338 de la société Baumer IVO, 2048 impulsions par tour de roue, voir la figure 5.7 gauche*),
- l'angle de braquage de chacun des trains directeurs à l'aide de codeurs absolus monotour (*codeur GA240 de la même société, résolution de 13 bits, soit de 0.05° , voir la figure 5.7 droite*) fixés sur l'axe de pivotement des roues.



FIGURE 5.6 – Mesure des angles de brisure



FIGURE 5.7 – Codeurs incrémentaux et mono-tours

L'architecture logicielle, implantée sur l'ordinateur haut niveau, exploite les informations reçues des différents capteurs bas et haut niveau pour élaborer les consignes de déplacement du RMPA. Sans rentrer dans les détails, la structure générale de l'algorithme de guidage (*cadencé par un timer de période 100 ms*) s'articule autour d'un Grafset dont une partie est consacrée à la phase d'apprentissage et de planification des manœuvres de demi-tour, et une seconde partie à la phase de rejeu des trajectoires en mode autonome, voir la figure 5.8.

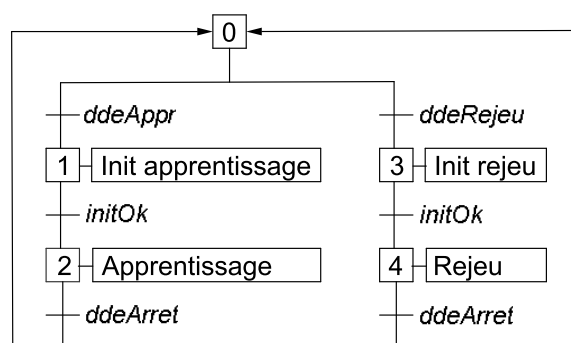


FIGURE 5.8 – Structure générale de l'algorithme de guidage

Classiquement, durant l'apprentissage en mode téléopéré, les positions du récepteur GPS sont mémorisées de façon séquentielle (*cette notion temporelle est essentielle car elle permet au RMPA de rejouer le parcours appris dans l'ordre chronologique, sans ambiguïtés*

si celui-ci passe plusieurs fois au même endroit). Lors de la demande d'arrêt, ces positions sont filtrées (*moyenne glissante itérative*) constituant ainsi la trajectoire qualifiée de trajectoire « mère ». Cette trajectoire peut alors être rejouée en mode autonome ou, si l'objectif est de couvrir la surface du champ par des passages successifs, une trajectoire « fille » est construite (*trajectoire mère décalée d'une distance d*) et la manœuvre de demi-tour est élaborée avec les références de vitesse associées. La phase de rejeu peut alors être lancée.

5.1.2 Actionneurs du RMPA

Les caractéristiques des actionneurs du RMPA ont été identifiées afin de pouvoir les prendre en compte au niveau de la planification des trajectoires et des algorithmes de commande. Les valeurs maximales associées à la motorisation, aux actionneurs de direction et à l'angle de brisure (*non actionné*) sont reportées sur le tableau de la figure 5.1.2 :

Caractéristiques	Valeurs
Angle de direction maximum des trains directeurs	$\delta_{F0m} = 25^\circ$, $\delta_{R0m} = 25^\circ$
Vitesse maximale de braquage des trains directeurs	$\omega_a = 20^\circ/s$
Vitesse d'avancement maximale du véhicule	$V_m = 2.5m/s$
Accélération longitudinale maximale	$a_m = 1m/s^2$
Angle de brisure maximal en lacet	$\varphi_m = 65^\circ$

FIGURE 5.9 – Valeurs maximales

Ensuite, les modèles dynamiques des actionneurs ont été établis à partir des réponses à des échelons de 10° et $1m/s$, voir les figures 5.10 et 5.11.

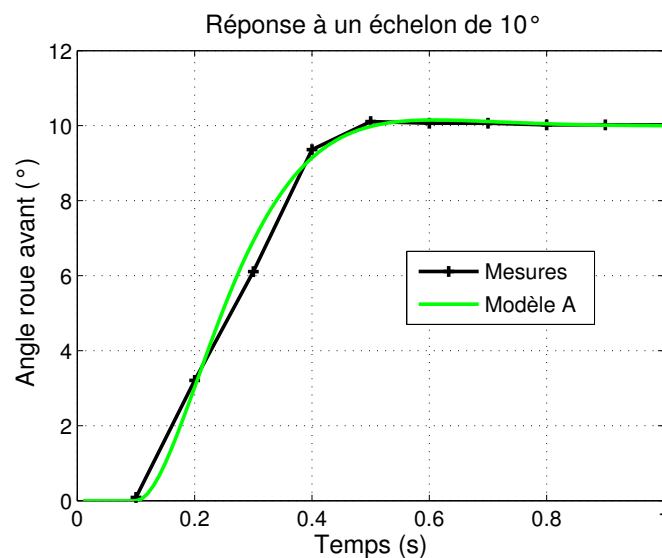


FIGURE 5.10 – Identification du comportement du système de direction

Le comportement du système de direction peut ainsi être modélisé par une dynamique du second ordre avec un retard pur de 100ms, un temps de réponse à 5% de 350ms et un premier dépassement de 1%, voir le modèle A sur la figure 5.10.

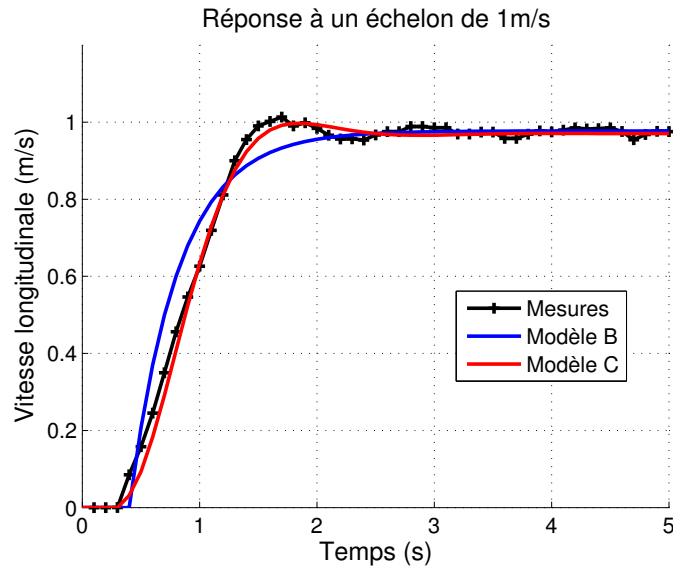


FIGURE 5.11 – Identification du comportement longitudinal

Le comportement longitudinal du RMPA peut quant à lui être modélisé soit simplement par une dynamique du premier ordre (*retard pur 400ms, constante de temps $\tau = 0.42s$, gain statique $K = 0.97$*), ou soit plus précisément avec un modèle du second ordre (*retard pur de 400ms, un temps de réponse à 5% de 1s et un premier dépassement de 5%*), voir les modèles respectifs B et C de la figure 5.11.

5.1.3 Obtention des variables utilisées par les lois de commande

Les approches de commande proposées dans ce mémoire impliquent la connaissance d'un certain nombre de variables du RMPA. Certaines sont facilement accessibles par le biais des mesures délivrées par les capteurs embarqués, d'autres nécessitent la mise en œuvre de méthodes d'estimation.

5.1.3.1 Variables mesurées : δ_{F0} , δ_{R0} , V_{R0} , φ_1

Les capteurs embarqués sur le RMPA permettent une mesure directe des variables suivantes :

- δ_{F0} et δ_{R0} : les angles des trains directeurs avant et arrière du corps 0 sont mesurés à l'aide de codeurs optiques, comme présenté sur la figure 5.7 (droite).
- V_{R0} : la vitesse linéaire au point R_0 du corps 0 est mesurée à partir du vecteur vitesse délivré par le récepteur GPS dont l'antenne est positionnée à la verticale du point R_0 , voir la figure 5.2(c) (*cette mesure de vitesse extéroceptive se révèle en*

effet plus pertinente par rapport à une vitesse mesurée par odométrie, sujette à de nombreuses erreurs en milieu naturel).

- φ_1 : l'angle de brisure entre le corps 0 et le corps 1 est mesuré à l'aide d'un potentiomètre de précision, comme présenté sur la figure 5.6.

Notons que lorsque les variables δ_{F0} , δ_{R0} ou V_{R0} apparaissent dans une loi de commande, alors on prend la valeur donnée par le capteur plutôt que la valeur calculée par la loi de commande correspondante.

5.1.3.2 Estimation de la configuration du corps 0 par rapport à Γ : y_0 , $c(s_{M0})$, $\theta_{\Gamma}(s_{M0})$, θ_0

Lors de la demande de rejeu avec le RMPA, avant d'autoriser le lancement du robot en mode autonome, il est tout d'abord vérifié que le RMPA se situe à l'intérieur d'un « cercle d'attaque », centré sur le premier point de la trajectoire de référence Γ et de rayon quelques mètres, voir la figure 5.12. Ce mode opératoire permet de gérer des trajectoires Γ qui repassent près du point de départ (*notamment lors du quadrillage d'une zone de terrain*) ou qui comportent des croisements (*comme par exemple lors des boucles dans les zones de manœuvres*). Si le RMPA se situe dans ce cercle d'attaque mais en amont du premier point, la trajectoire Γ est extrapolée jusqu'à la limite du cercle d'attaque, voir la figure 5.12.

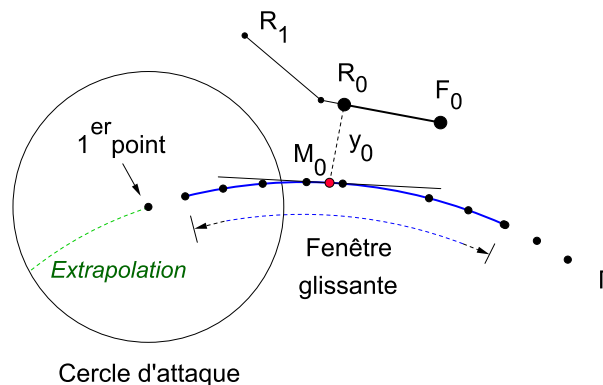


FIGURE 5.12 – Schéma de principe

Une fenêtre glissante est ensuite mise en place sur les premiers points de Γ : le principe consiste alors à déplacer cette fenêtre selon l'évolution du RMPA, et à calculer une courbe d'ordre 2 passant au plus près des points de Γ dans cette fenêtre. La recherche du point M_0 de cette courbe le plus proche du point R_0 du corps 0 (*dont les coordonnées sont fournies par le récepteur GPS*) permet alors de calculer facilement les variables suivantes :

- y_0 : l'écart latéral entre le point R_0 du corps 0 et le point M_0 de Γ
- $c(s_{M0})$: la courbure de Γ au point M_0
- $\theta_{\Gamma}(s_{M0})$: l'orientation de la tangente à Γ au point M_0

L'orientation θ_0 du corps 0 par rapport à un repère absolu est, quant à elle, une variable plus difficile à obtenir avec précision. Une première approche consiste à utiliser le vecteur

vitesse linéaire fourni par le récepteur GPS, pour calculer un premier cap appelé « cap GPS » :

$$\theta_{0_{GPS}} = \begin{cases} \arctan \frac{V_y}{V_x} & \text{si } V_x \neq 0 \\ \text{sign}(V_y) \frac{\pi}{2} & \text{si } V_x = 0 \end{cases} \quad (5.1)$$

Plusieurs expérimentations en conditions réelles ont cependant montré que la relation (5.1) peut conduire à des valeurs $\theta_{0_{GPS}}$ fortement bruitées, en particulier à faible vitesse (*notamment en dessous de 2km/h*), voir [CTMB03]. Un filtre de Kalman basé sur le modèle d'évolution du corps 0 a donc été envisagé.

Le modèle d'évolution de l'orientation θ_0 est (*voir l'équation (2.8)*) :

$$\dot{\theta}_0 = V_{R0} \cos(\delta_{R0} - \beta_{R0}) \frac{\tan(\delta_{F0} - \beta_{F0}) - \tan(\delta_{R0} - \beta_{R0})}{L_0} \quad (5.2)$$

Si on fait l'hypothèse de glissements négligeables, c'est-à-dire $(\beta_{R0}, \beta_{F0}) = (0, 0)$, il peut encore être présenté de manière plus compacte comme suit :

$$\dot{\theta}_0 = \frac{V_{R0} \sin(\delta_{F0} - \delta_{R0})}{L_0 \cos \delta_{F0}} \quad (5.3)$$

Les équations de prédiction et de recalage du filtre de Kalman sont alors :

$$\begin{cases} \bar{\theta}_{0,[k]} &= \hat{\theta}_{0,[k-1]} + \left[\frac{V_{R0} T_e \sin(\delta_{F0} - \delta_{R0})}{L_0 \cos \delta_{F0}} \right]_{[k-1]} \\ \hat{\theta}_{0,[k]} &= \bar{\theta}_{0,[k]} + G[\theta_{0_{GPS}} - \delta_{R0_{mes}} - \bar{\theta}_0]_{[k]} \end{cases} \quad (5.4)$$

$\bar{\theta}_{0,[k]}$ est la prédiction de l'orientation du corps 0, calculée à partir du modèle d'évolution et des commandes (δ_{R0} , δ_{F0} et V_{R0}) qui sont appliquées au système à l'itération $k-1$. $\hat{\theta}_{0,[k]}$ est l'orientation filtrée utilisée au sein des lois de commande, qui recalce l'orientation prédite $\bar{\theta}_{0,[k]}$ avec les mesures à cette itération ($\theta_{0_{GPS}}$ est l'orientation calculée à partir des informations GPS voir (5.1), et $\delta_{R0_{mes}}$ est la mesure de l'angle du train directeur arrière). Enfin, G est un gain scalaire choisi en fonction des performances désirées pour le filtrage.

Une seconde approche pour estimer l'orientation θ_0 du corps 0 consiste à simplement intégrer les valeurs délivrées par le gyromètre, à partir de l'estimation d'une valeur initiale pour le cap. Cette valeur peut par exemple être estimée en filtrant quelques valeurs de $\theta_{0_{GPS}}$ dès lors que le RMPA évolue en conditions favorables (*sol plat, ligne droite, seuil de vitesse*). Nous avons utilisé cette approche durant les phases de manœuvres, afin de disposer d'une valeur de cap précise et peu bruitée, et également lors du contrôle des trajectoires du corps 1 pour estimer les coordonnées du point R_1 de manière précise (*cette approche est moins sujette à retard que le filtre de Kalman*). Une phase de recalage

périodique est néanmoins nécessaire pour tenir compte de la dérive du gyromètre. Celle-ci est effectuée lorsque le RMPA évolue en ligne droite à une vitesse élevée, c'est-à-dire lorsque les valeurs de $\theta_{0_{GPS}}$ sont les moins bruitées.

5.1.3.3 Estimation de la configuration du corps 1 par rapport à Γ : y_1 , $c(s_{M1})$, $\theta_{\Gamma}(s_{M1})$, θ_1

Les coordonnées du point R_1 du corps 1 sont calculées à partir des coordonnées du point R_0 du corps 0, de l'estimation du cap θ_0 et de l'angle de brisure φ_1 mesuré entre le corps 0 et le corps 1. On obtient, voir figure 5.13(a) :

$$\begin{cases} X_{R1} = X_{R0} - d_0 \cos \theta_0 - L_1 \cos(\theta_0 + \varphi_1) \\ Y_{R1} = Y_{R0} - d_0 \sin \theta_0 - L_1 \sin(\theta_0 + \varphi_1) \\ \theta_1 = \theta_0 + \varphi_1 \end{cases} \quad (5.5)$$

A partir de la connaissance des coordonnées du point R_1 , une deuxième fenêtre glissante est mise en place sur les points de Γ , et est déplacée cette fois selon l'évolution du corps 1, voir la figure 5.13(b). Le même principe que précédemment est alors appliqué (*calcul d'une courbe d'ordre 2 passant au plus près des points de Γ dans cette seconde fenêtre, puis recherche du point M_1 de cette courbe le plus proche du point R_1*) permettant d'obtenir facilement les variables suivantes :

- y_1 : l'écart latéral entre le point R_1 du corps 1 et le point M_1 de Γ
- $c(s_{M1})$: la courbure de Γ au point M_1
- $\theta_{\Gamma}(s_{M1})$: l'orientation de la tangente à Γ au point M_1

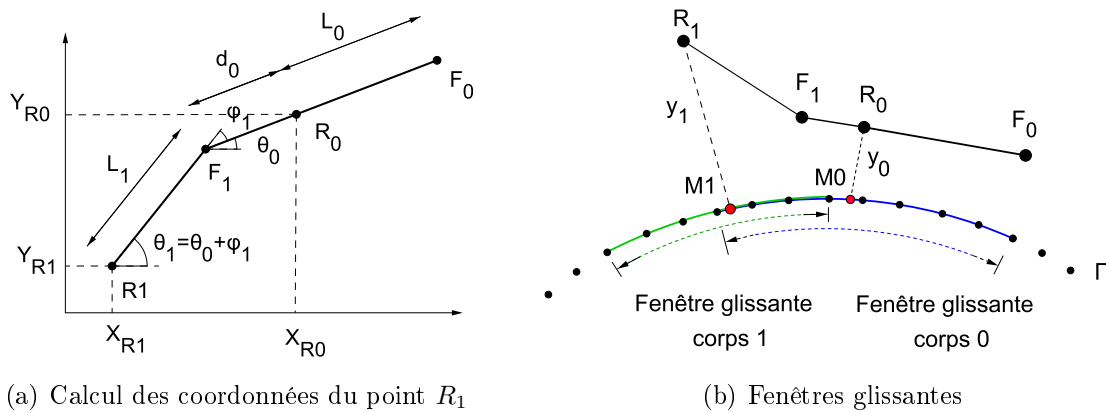


FIGURE 5.13 – Variables liées au corps 1

Ainsi, après avoir présenté le RMPA expérimental et les approches utilisées pour accéder aux différentes variables, nous allons maintenant décrire les expérimentations réalisées et les résultats obtenus, en premier lieu lors du contrôle des écarts latéral et angulaire du corps 0, puis lors du contrôle des trajectoires du corps 1, et enfin lors des manœuvres de demi-tour.

5.2 Contrôle des écarts latéral et angulaire du corps 0

L'objectif de cette section est de montrer que les commandes proposées pour les trains avant (3.17) et arrière (3.24, 3.32) permettent de contrôler de manière explicite les écarts latéral et angulaire du corps 0. Pour cela, les expérimentations sont réalisées sur des terrains plats et pentus (15%) avec le corps 0 du RMPA, voir la figure 5.14.



FIGURE 5.14 – Commande des deux trains directeurs du corps 0 du RMPA en pente

Le véhicule est d'abord conduit manuellement pour enregistrer une trajectoire de référence Γ . Puis le guidage automatique est lancé.

5.2.1 Trajectoire rectiligne en pente : $\tilde{\theta}_{0cons} = 0^\circ$

La trajectoire Γ à suivre est dans un premier temps choisie rectiligne et réalisée sur un terrain naturel en pente. Durant le guidage automatique, la vitesse du véhicule est constante ($1.8m/s$, soit $6.5 km/h$). Pour imposer une distance de convergence à la fois courte (*distance d'établissement à 5% de 11.8m*) et sans dépassement pour la réponse transitoire de l'écart latéral, et ce tout en évitant la saturation des actionneurs, nous choisissons un pôle double $\omega = 0.4$ qui fixe les gains de commande $(K_p, K_d) = (\omega^2, 2\xi\omega) = (0.16, 0.8)$. Le gain $K_{d2} = 1$ est choisi pour fixer une distance de réponse de $3m$ pour l'écart angulaire.

Afin de montrer les contributions des lois de commande proposées, trois lois de commande ont été expérimentées. Sur les figures 5.15 et 5.16, les conventions suivantes sont utilisées :

- **courbes vertes** : résultats obtenus avec uniquement le train directeur avant commandé (*i.e.* $\delta_{R0} = 0^\circ$) et sans prendre en compte l'effet des glissements (*i.e.* $\beta_{R0}, \beta_{F0} = (0^\circ, 0^\circ)$), c'est-à-dire avec la loi de commande (3.17) dégradée comme suit :

$$\delta_{F0} = \arctan \left(L_0 \left(\frac{c(s_{M0}) \cos \tilde{\theta}_0}{\alpha} + \frac{A \cos^3 \tilde{\theta}_0}{\alpha^2} \right) \right) \quad (5.6)$$

$$\text{avec : } \begin{cases} \alpha = 1 - c(s_{M0})y_0 \\ A = -K_p y_0 - K_d \alpha \tan \tilde{\theta}_0 + c(s_{M0})\alpha \tan^2 \tilde{\theta}_0 \end{cases}$$

- **courbes bleues** : résultats obtenus avec uniquement le train directeur avant commandé (*i.e.* $\delta_{R0} = 0^\circ$), mais avec cette fois l'estimation et la prise en compte des angles de dérive (β_{R0}, β_{F0}), c'est-à-dire avec la loi de commande (3.17) dégradée comme suit :

$$\delta_{F0} = \beta_{F0} + \arctan \left(-\tan \beta_{R0} + \frac{L_0}{\cos \beta_{R0}} \left(\frac{c(s_{M0}) \cos \tilde{\theta}_0}{\alpha} + \frac{A \cos^3 \tilde{\theta}_0}{\alpha^2} \right) \right) \quad (5.7)$$

$$\text{avec : } \begin{cases} \tilde{\theta}_0 = \tilde{\theta}_0 - \beta_{R0} \\ \alpha = 1 - c(s_{M0})y_0 \\ A = -K_p y_0 - K_d \alpha \tan \tilde{\theta}_0 + c(s_{M0})\alpha \tan^2 \tilde{\theta}_0 \end{cases}$$

- **courbes noires** : résultats obtenus quand les deux trains directeurs avant et arrière (δ_{F0}, δ_{R0}) sont commandés avec $\tilde{\theta}_{cons} = 0^\circ$ et avec la prise en compte des angles de dérive (β_{R0}, β_{F0}). Les lois de commande (3.17) et (3.24) proposées dans ce mémoire sont utilisées pour la commande respectivement des trains directeurs avant et arrière.

La figure 5.15 présente les écarts latéraux y_0 obtenus successivement avec ces trois lois de commande.

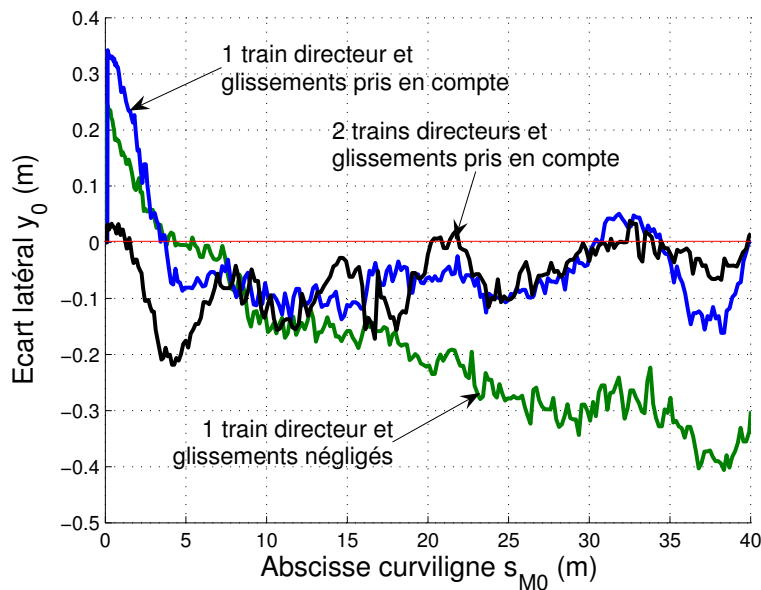


FIGURE 5.15 – Ecarts latéraux y_0

L'importance de la prise en considération des glissements apparaît clairement : la loi de commande qui néglige les effets du glissement et agit uniquement sur le train directeur avant n'assure pas un suivi de trajectoire satisfaisant (*écart latéral autour de -30cm après 20m*). Au contraire, les deux lois de commande prenant en compte les glissements assurent un suivi avec un écart latéral proche de zéro comme il était désiré. Une erreur de -10cm est notée dans les premiers mètres, principalement due aux changements rapides des conditions d'adhérence au début de la pente.

L'intérêt de commander les deux trains directeurs est montré sur la figure 5.16 qui affiche les écarts angulaires $\tilde{\theta}_0 = \theta_0 - \theta_\Gamma(s_{M_0})$ entre l'orientation du corps 0 et l'orientation de la tangente à Γ au point M_0 . En effet, quand seulement le train directeur avant est commandé, le véhicule évolue en crabe pour compenser les glissements. Ceci conduit à un écart angulaire de plusieurs degrés (*autour de -2° pour les conditions d'adhérence rencontrées dans cet essai*). Au contraire, quand les deux trains directeurs avant et arrière sont commandés et les glissements pris en compte, l'écart angulaire reste de façon satisfaisante proche de 0° .

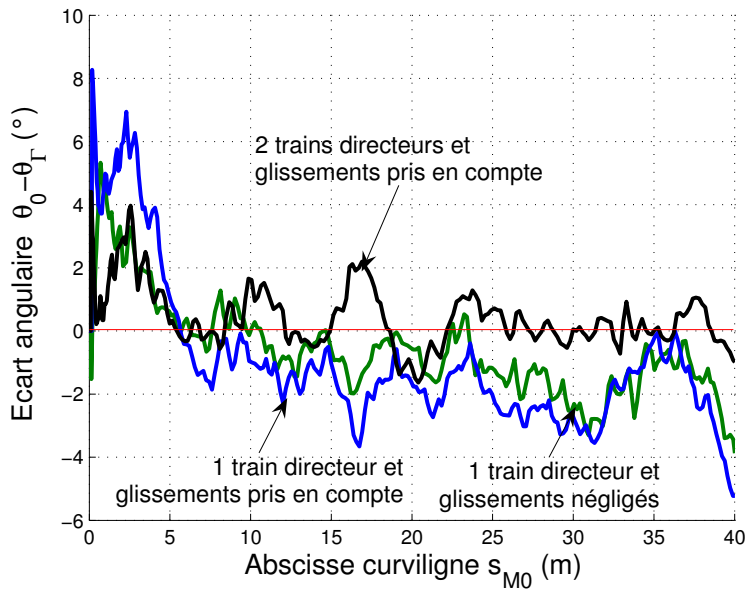
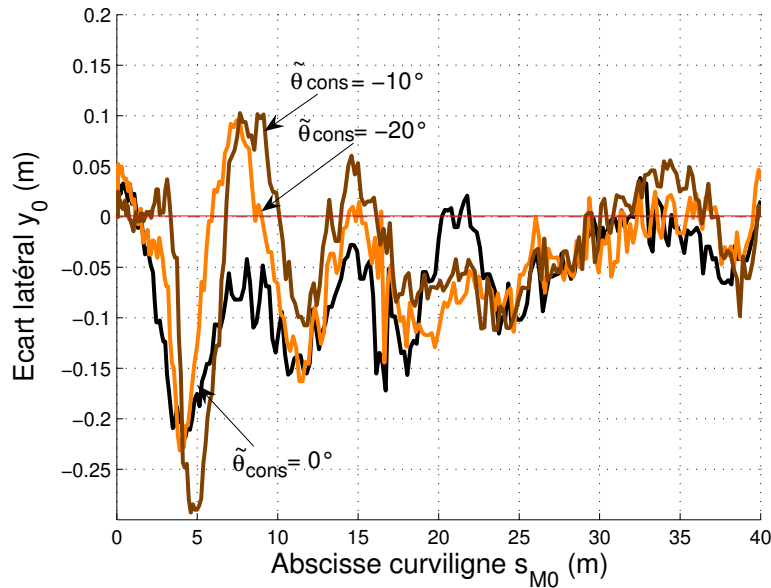
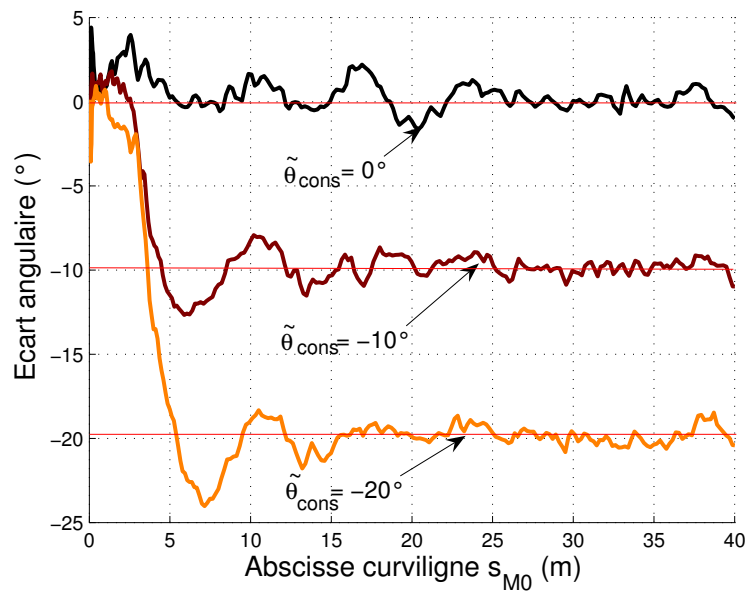


FIGURE 5.16 – Ecart angulaire $\tilde{\theta}_0 = \theta_0 - \theta_\Gamma(s_{M_0})$

5.2.2 Trajectoire rectiligne en pente : $\tilde{\theta}_{0cons} = 0^\circ, -10^\circ, -20^\circ$

Afin de montrer les capacités des lois de commande des deux trains directeurs (3.17) et (3.24) avec prise en compte des glissements, le suivi de trajectoire a été réalisé le long de la même trajectoire rectiligne, mais successivement avec trois valeurs de consigne pour l'écart angulaire : $\tilde{\theta}_{0cons} = 0^\circ, -10^\circ, -20^\circ$. La vitesse imposée au corps 0 du RMPA est toujours de 1.8m/s . Les figures 5.17 et 5.18 présentent respectivement les écarts latéraux et angulaires obtenus durant les trois essais avec les conventions suivantes :

- **courbes noires** : résultats obtenus avec la valeur de consigne $\tilde{\theta}_{0cons} = 0^\circ$
- **courbes marrons** : résultats obtenus avec la valeur de consigne $\tilde{\theta}_{0cons} = -10^\circ$
- **courbes oranges** : résultats obtenus avec la valeur de consigne $\tilde{\theta}_{0cons} = -20^\circ$

FIGURE 5.17 – Ecart latéral y_0 FIGURE 5.18 – Ecart angulaire $\tilde{\theta}_0 = \theta_0 - \theta_\Gamma(s_{M0})$

Pour ces trois essais, l'écart latéral y_0 reste de manière satisfaisante autour de $\pm 10\text{cm}$ après la distance de réponse, quel que soit le point de fonctionnement choisi. Les écarts angulaires convergent correctement vers leur point de fonctionnement $\tilde{\theta}_{0cons} = 0^\circ, -10^\circ, -20^\circ$,

démontrant la capacité à commander explicitement et précisément l'écart angulaire en plus de l'écart latéral, bien que le corps 0 du RMPA évolue sur un terrain pentu et glissant.

La figure 5.19 montre les signaux de commande pour les angles des trains directeurs avant et arrière ainsi que les angles mesurés, lorsque le point de fonctionnement est $\tilde{\theta}_{cons} = -20^\circ$. Nous constatons que les directions des roues sont peu bruitées en dépit des perturbations dues au terrain naturel, et qu'elles n'atteignent pas la valeur consigne de 20° afin de compenser les effets du glissement. La loi de commande du train directeur arrière assure une convergence rapide de l'écart angulaire $\tilde{\theta}_0$, comme spécifié par le réglage de K_{d2} , alors que le train directeur avant assure une convergence de l'écart latéral y_0 vers zéro en $12m$ environ, comme imposé par les gains (K_p, K_d) .

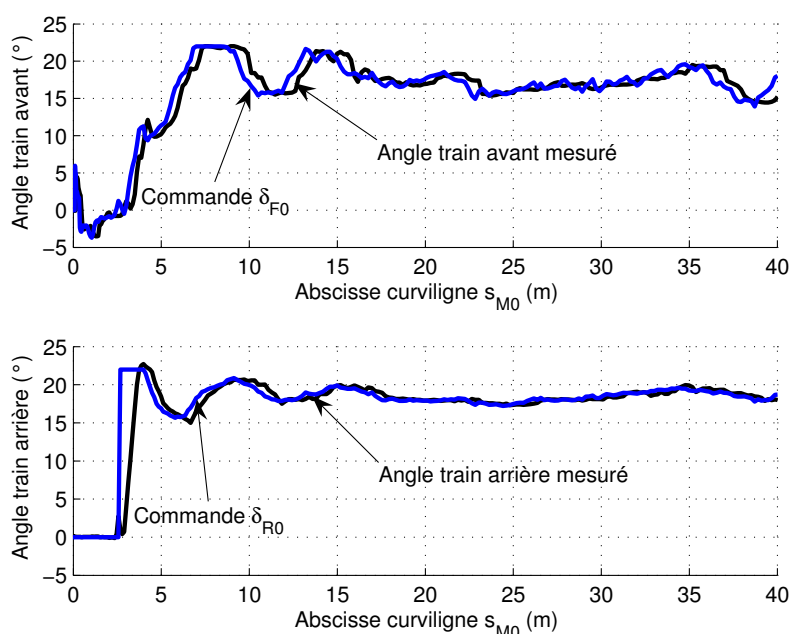


FIGURE 5.19 – Angles des trains directeurs avant et arrière

5.2.3 Trajectoire courbe sur terrain plat : $\tilde{\theta}_{0cons} = -10^\circ$

La figure 5.20 présente maintenant les résultats obtenus avec $\tilde{\theta}_{0cons} = -10^\circ$ lors du suivi cette fois d'une trajectoire courbe sur terrain plat. Les roues sont commandées selon (3.17) et (3.32). Nous observons que la loi de commande asservit correctement l'écart angulaire sur la valeur de consigne. Après le positionnement du véhicule en crabe, l'écart latéral se maintient autour de $\pm 10cm$, à l'exception d'un écart de $-20cm$ durant la forte transition de courbure à la fin du virage (*bien que la commande prédictive sur la commande latérale réduisent de manière significative de tels dépassements en anticipant la courbure future, les glissements varient fortement dans une telle situation, et l'estimation utilisée n'est alors pas assez réactive*).

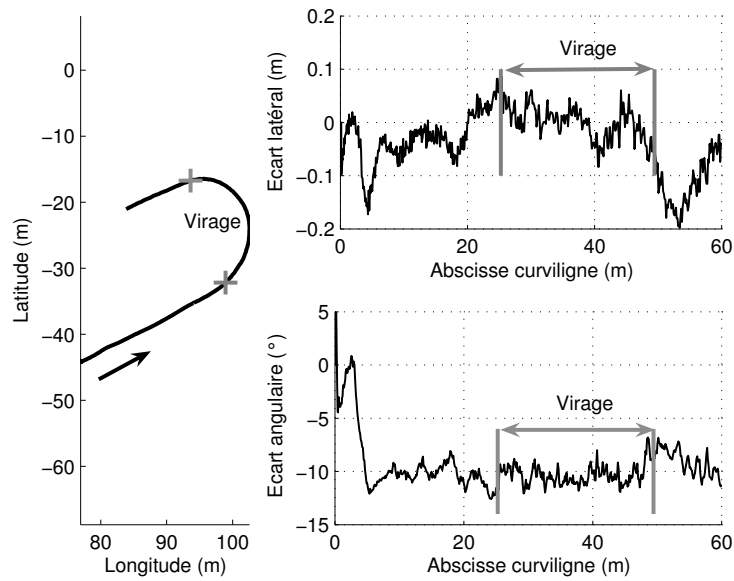


FIGURE 5.20 – Suivi d'une trajectoire courbe

En conclusion de ces essais, nous avons montré les performances des commandes proposées permettant de réaliser non seulement un suivi précis de trajectoire au regard de l'écart latéral, mais également de contrôler de manière explicite l'écart angulaire en exploitant les deux trains directeurs du corps 0 du RMPA, que ce soit lors du suivi de trajectoires rectilignes sur un terrain pentu ou de trajectoires courbes. Nous allons maintenant aborder les expérimentations liées au contrôle des trajectoires du corps 1 du RMPA.

5.3 Contrôle des trajectoires du corps 1

L'objectif de cette section est de montrer que la loi de commande (3.51) associée à l'observateur (2.34) permet d'assurer un suivi précis pour le corps 1 du RMPA le long d'une trajectoire de référence Γ , c'est-à-dire que l'écart latéral y_1 du point R_1 du corps 1 converge et se maintient autour de zéro. La configuration du RMPA pour ces essais est présentée sur la figure 5.21.



FIGURE 5.21 – Corps 0 et 1 du RMPA expérimental

5.3.1 Suivi de trajectoires courbes

La première trajectoire Γ considérée est constituée de deux cercles successifs de rayon très court ($6m$, voir la figure 5.22), réalisée sur un terrain naturel irrégulier.

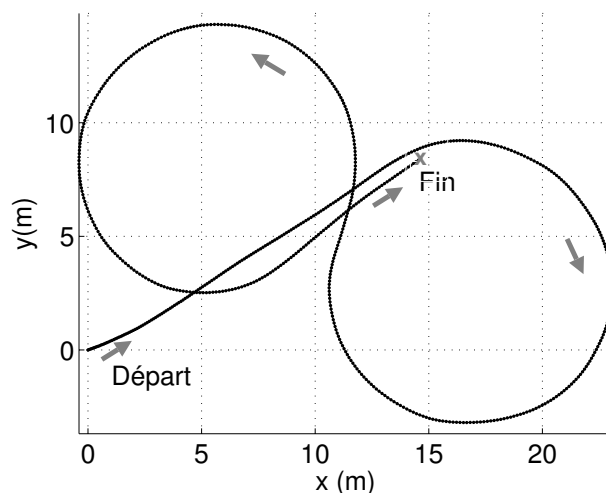


FIGURE 5.22 – Trajectoire de référence Γ à suivre par le corps 1

La première expérimentation permet de mettre en évidence le fait que le corps 1 du RMPA ne suit pas la trajectoire du corps 0 (*le véhicule « tracteur »*) lors du suivi d'une telle trajectoire de référence. Pour cela, un suivi de trajectoire est réalisé à $1.4m/s$ avec la loi de commande (5.7) qui ignore le comportement du corps 1 mais asservit simplement l'écart latéral y_0 du corps 0 en prenant en compte les angles de dérive (β_{F0}, β_{R0}). Nous observons sur la figure 5.23 que le corps 0 suit de manière satisfaisante la trajectoire de référence Γ , tandis que le corps 1 est décalé à l'intérieur des deux cercles successifs.

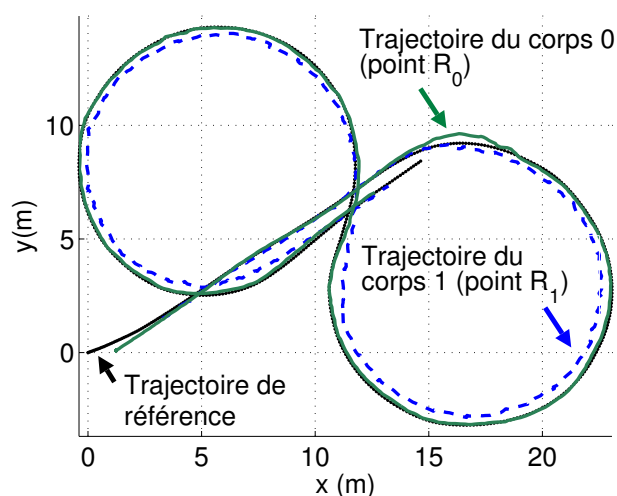


FIGURE 5.23 – Suivi de trajectoire pour le corps 0

Les écarts latéraux par rapport à Γ , enregistrés respectivement au point R_0 du corps 0 et au point R_1 du corps 1, sont reportés sur la figure 5.24. Le corps 0 démarre à environ 18cm de la trajectoire à suivre. Ensuite, il atteint la trajectoire planifiée et maintient une erreur globale de $\pm 10\text{cm}$ (à l'exception du début du premier cercle, à l'abscisse curviligne 17m, à cause de la brusque variation de courbure). À l'inverse, le corps 1 se décale fortement lors du suivi des cercles (environ 40cm), ce qui met bien en évidence les dérives non contrôlées des trajectoires du corps 1.

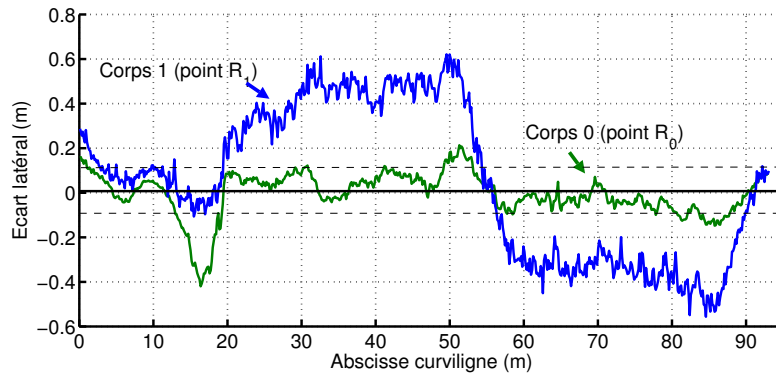


FIGURE 5.24 – Écarts latéraux lorsque le point R_0 est contrôlé

La seconde expérimentation consiste à utiliser la loi de commande (3.51) proposée dans ce mémoire pour contrôler les trajectoires du corps 1 par rapport à une trajectoire de référence Γ . Les résultats obtenus sont présentés sur les figures 5.25, 5.26 et 5.27.

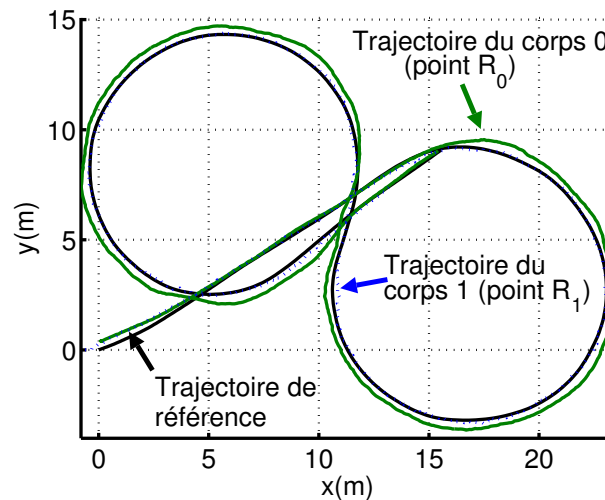


FIGURE 5.25 – Suivi de trajectoire pour le corps 1

Nous observons sur la figure 5.25 que le corps 0 s'est déplacé à l'extérieur des deux cercles successifs (d'environ 40cm, voir la figure 5.26) pour asservir le corps 1 sur la trajectoire Γ . La figure 5.26 permet d'apprécier les performances de la loi de commande : le corps 1 démarre à environ 30cm de la trajectoire à suivre. Ensuite, il rejoint la trajectoire

planifiée et maintient une erreur latérale satisfaisante autour de $\pm 10\text{cm}$. La mesure de l'angle du train directeur avant est reportée sur la figure 5.27. Les variations sont de l'ordre de $\pm 10^\circ$ lors du suivi des deux cercles successifs.

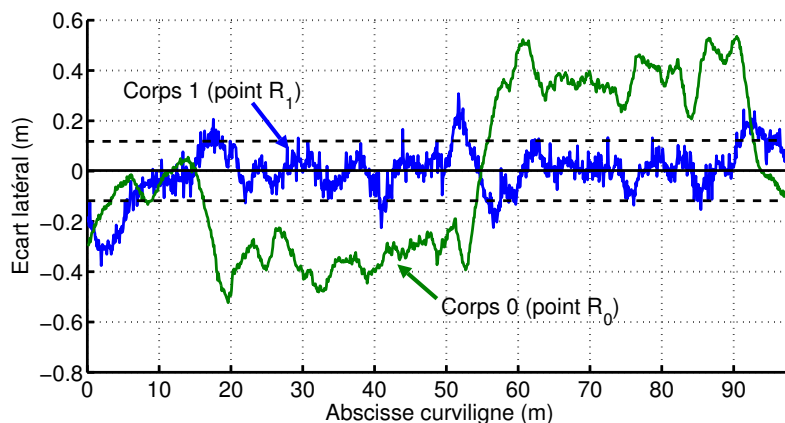


FIGURE 5.26 – Ecarts latéraux lorsque le point R_1 est contrôlé

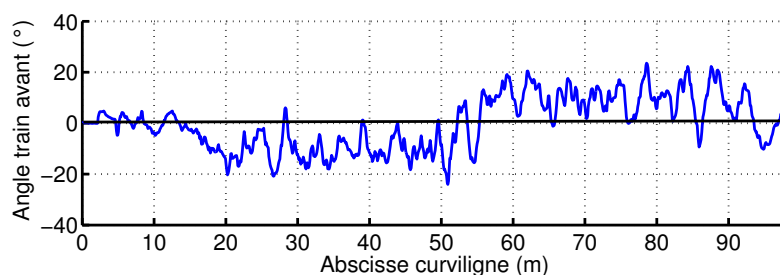


FIGURE 5.27 – Angle du train directeur avant

Finalement, la même loi de commande (3.51) a été utilisée lors d'un troisième essai, mais en négligeant cette fois les phénomènes de glissement (*i.e.* $(\beta_{F0}, \beta_{R0}, \beta_{R1}) = (0^\circ, 0^\circ, 0^\circ)$). Les résultats obtenus sont présentés sur la figure 5.28.

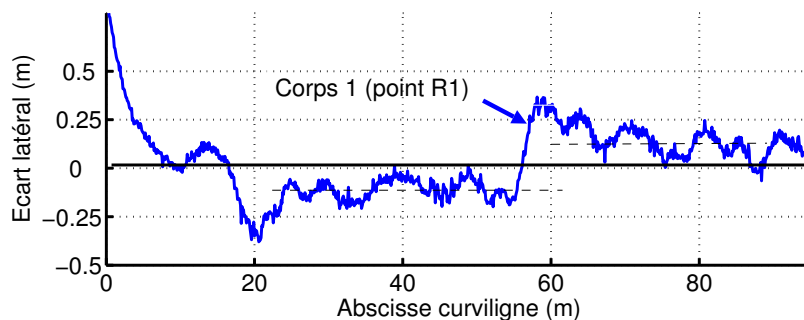


FIGURE 5.28 – Suivi sans prendre en compte les angles de dérive

Nous observons que la précision du suivi de trajectoire pour le corps 1 est sérieusement dégradée, avec une erreur d'environ 15cm au cours de chaque portion circulaire de la trajectoire Γ . Ce résultat met en évidence d'une part la nécessité de prendre en compte de manière explicite les phénomènes de glissement dans les algorithmes de commande, et d'autre part que l'observateur (2.34) permet d'obtenir des valeurs pertinentes pour les angles de dérive, y compris pour β_{R1} , et conduit à une commande plus précise du corps 1 du RMPA, comme il a été montré sur la figure 5.26.

5.3.2 Suivi de lignes droites sur terrain en pente

Une trajectoire de référence Γ a été enregistrée cette fois sur un terrain naturel irrégulier, le long d'une pente variant de 0% à 25% . La figure 5.29 présente l'observation des trois angles de dérive ($\beta_{F0}, \beta_{R0}, \beta_{R1}$). Au fur et à mesure que la pente augmente, les valeurs des angles de dérive augmentent progressivement de manière distincte jusqu'à 5° pour β_{F0} , 3° pour β_{R0} , et plus de 10° pour β_{R1} (*les pneumatiques de la remorque étant particulièrement lisses, notamment en comparaison avec ceux du véhicule tracteur, il semble normal que la valeur de β_{R1} soit nettement plus élevée*).

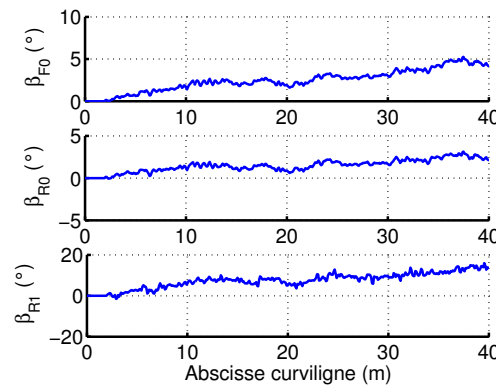


FIGURE 5.29 – Angles de dérive ($\beta_{F0}, \beta_{R0}, \beta_{R1}$)

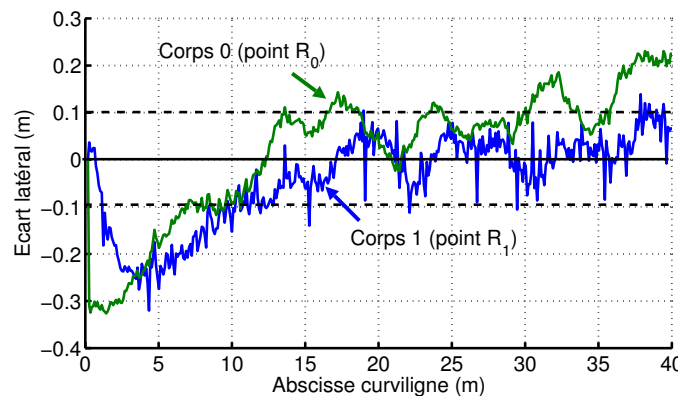


FIGURE 5.30 – Ecart latéral sur un terrain en pente

Nous observons sur la figure 5.30 que le corps 1 suit de manière satisfaisante la trajectoire de référence Γ malgré la variation de la pente, avec une erreur globale d'environ $\pm 10\text{cm}$. Le corps 0 se décale de sa trajectoire vers le haut de la pente d'environ 10cm pour asservir correctement le corps 1 sur Γ .

En conclusion de ces essais, nous avons ainsi montré les performances de la commande (3.51) qui permet d'asservir le corps 1 d'un RMPA avec une erreur latérale de l'ordre de $\pm 10\text{cm}$ durant le suivi de trajectoires circulaires et rectilignes en pente. Nous allons maintenant aborder les expérimentations liées au contrôle des manœuvres autonomes de demi-tour.

5.4 Manœuvres autonomes de demi-tour

L'objectif de cette section est de montrer que la planification de trajectoire proposée à la section 2.2, couplée avec les commandes latérale et longitudinale décrites respectivement aux chapitres 3 et 4 permettent d'effectuer des manœuvres autonomes de demi-tour sur un sol naturel irrégulier avec des performances satisfaisantes.

5.4.1 Manœuvre avec un corps

Une première expérimentation consiste à faire effectuer une manœuvre de demi-tour à un RMPA composé d'un seul corps (*le véhicule « tracteur »*) avec seul un train directeur à l'avant (*i.e.* $\delta_{R0} = 0$). Pour cela, une trajectoire de référence est d'abord apprise durant une phase d'apprentissage en mode manuel. Le demi-tour à l'extrémité de cette trajectoire est ensuite automatiquement généré avec une inter-distance de 2 m pour la trajectoire de retour selon la stratégie de planification présentée au paragraphe 2.2.5 et rappelée sur la figure 5.31(a).

Pour définir des arcs de clothoïde qui soient admissibles par le RMPA considéré, il est nécessaire au préalable de déterminer une valeur de la dérivée de la courbure de la clothoïde (*paramètre g*) compatible avec les capacités du RMPA. Pour cela, on raisonne sur un suivi parfait en l'absence de glissements. Dans ce cas, la courbure de la clothoïde c est égale à la courbure de la trajectoire du véhicule c_v , on a :

$$c = g.s = c_v = \frac{\tan \delta_{F0}}{L_0} \quad (5.8)$$

soit encore, en dérivant par rapport à s :

$$g = \frac{dc}{ds} = \frac{dc_v}{ds} = \frac{1}{L_0 \cos^2 \delta_{F0}} \frac{d\delta_{F0}}{ds} \quad (5.9)$$

Pour le RMPA considéré, la vitesse maximale de braquage du train directeur est $\omega_a = 20^\circ/s$. De plus, pour la manœuvre envisagée, la vitesse d'avancement maximale est $v_{ref} = 1.75\text{m/s}$. On en déduit donc qu'au maximum, on a $\frac{d\delta_{F0}}{ds} = 0.11^\circ/\text{cm}$. En reportant

cette valeur dans (5.9), nous obtenons une relation $g = f(\delta_{F0})$ dont la représentation graphique est donnée sur la figure 5.31(b).

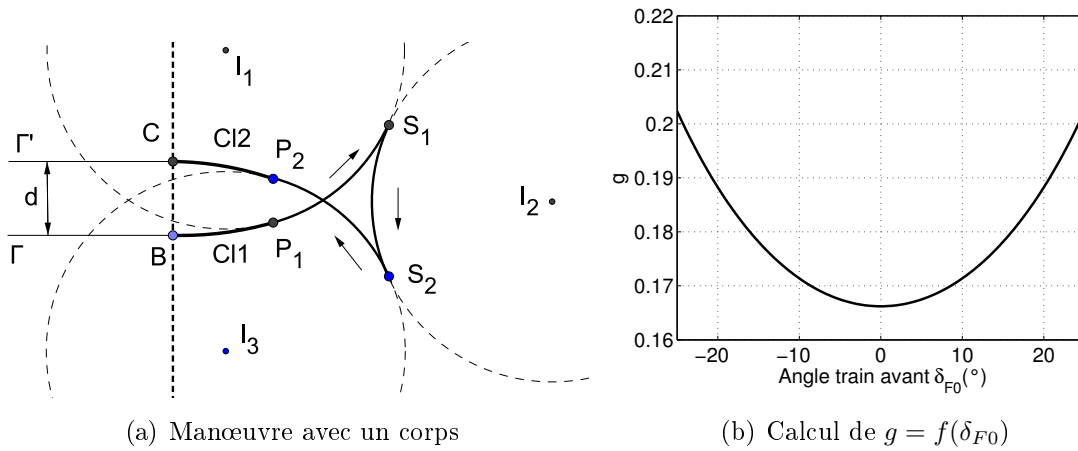


FIGURE 5.31 – Planification du demi-tour

La valeur du paramètre g peut alors être choisie égale à $g_{min} = 0.166m^{-2}$ de telle sorte que l'arc de clothoïde soit toujours une trajectoire admissible pour le RMPA quelle que soit δ_{F0} . De plus, pour éviter la saturation de l'actionneur de direction, cette valeur sera réduite de 10%, soit $g = 0.15m^{-2}$. Pour la même raison, le rayon R des cercles qui composent la manœuvre est fixé à la valeur $\frac{L_0}{\tan(20^\circ)} = 3.29m$ ce qui laisse une marge puisque $\delta_{F0m} = 25^\circ$. L'arc de clothoïde sera suivi par le véhicule jusqu'à ce que la courbure du cercle soit atteinte, c'est-à-dire avec les valeurs numériques déterminées ci-dessus jusqu'à l'abscisse curviligne $s_1 = \frac{1}{gR} = 2.02m$.

Une fois la trajectoire à suivre ainsi planifiée, elle est jouée de façon autonome par le RMPA en utilisant les lois de commande latérale (5.7) et longitudinale (4.26). Les résultats obtenus sont présentés sur les figures 5.32 et 5.33.

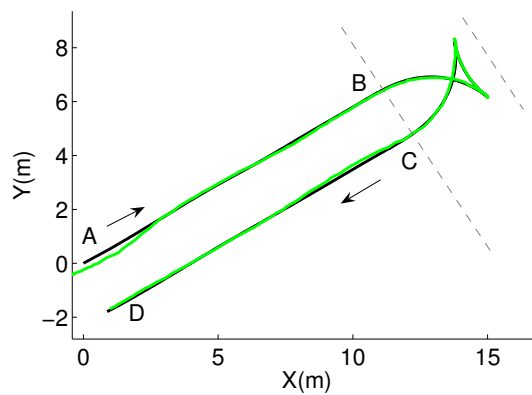


FIGURE 5.32 – Résultat du suivi de trajectoire

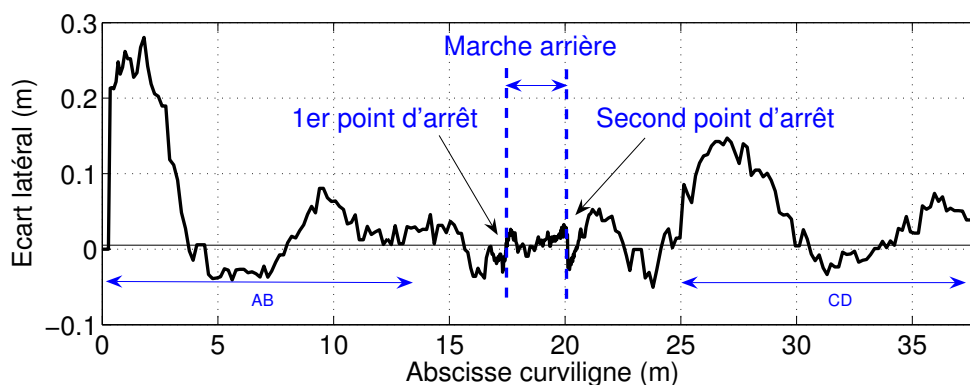


FIGURE 5.33 – Ecart latéral

Au départ, le véhicule démarre à environ 25cm de la trajectoire à suivre. Il rejoint celle-ci et maintient une erreur latérale d'environ $\pm 5\text{cm}$ jusqu'au premier point d'arrêt. La phase de marche arrière est ensuite réalisée avec précision, puis la trajectoire de retour est suivie avec un dépassement d'environ 15cm . Ce dépassement peut s'expliquer par le fait que le véhicule sort de la courbe à pleine vitesse avec les roues avant compensant toujours les effets du glissement. L'action prédictive sur la commande latérale réduit de manière significative les dépassements dus au retard de l'actionneur de direction. Cependant, les variations des conditions d'adhérence sont très rapides, on peut noter de tels dépassements. Il faudrait que l'observateur des angles de dérive (2.34) soit plus réactif, ce qui requiert la prise en compte de paramètres dynamiques (*position du centre de gravité, inertie*) dans l'algorithme d'observation. La précision du suivi dans de telles phases de transition pourrait alors être améliorée.

Les résultats de la commande longitudinale sont présentés sur la figure 5.34.

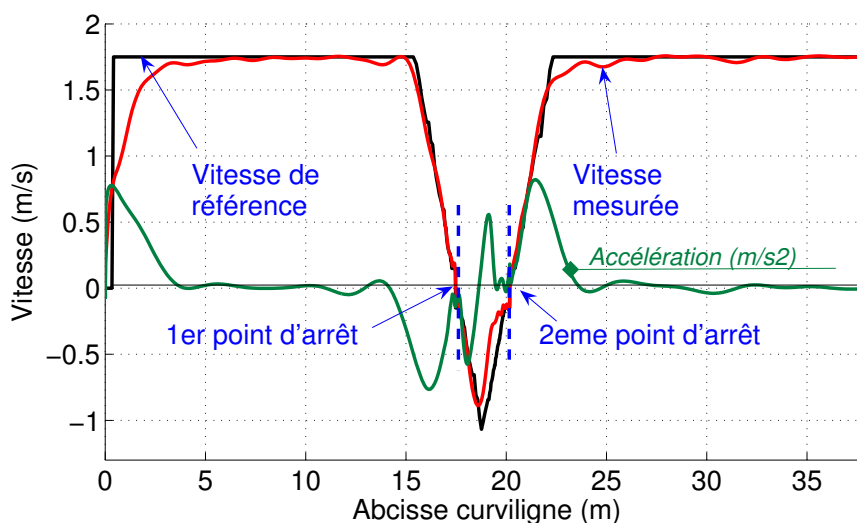


FIGURE 5.34 – Commande longitudinale

Nous observons que la vitesse du véhicule est correctement asservie sur la vitesse de

référence $v_{ref} = 1.75m/s$, puis que la commande prédictive à modèle interne permet de suivre de manière satisfaisante le profil de vitesse. En particulier, la consigne d'accélération est bien respectée puisque l'accélération mesurée ne s'approche pas de l'accélération maximale du véhicule ($a_m = 1m/s^2$).

La figure 5.35 présente le signal de commande pour l'angle du train directeur avant du véhicule, ainsi que l'angle mesuré.

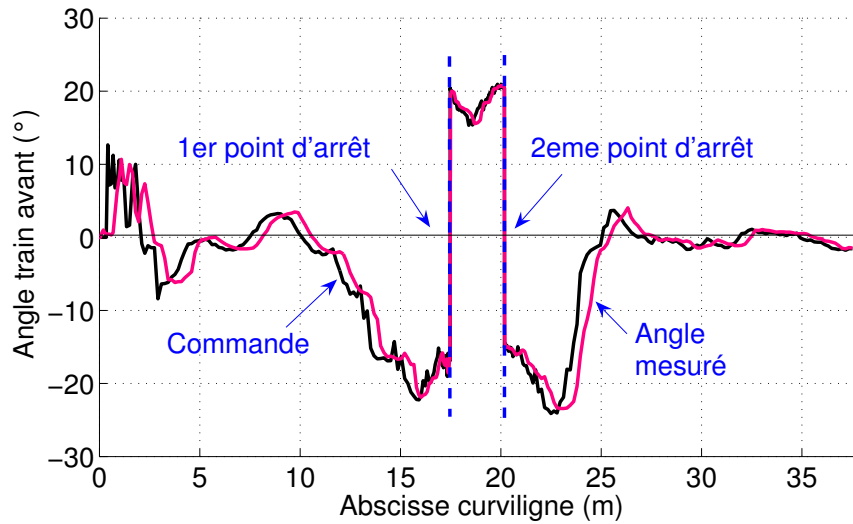


FIGURE 5.35 – Commande latérale

Nous observons que la loi de commande latérale est peu oscillante et que l'angle mesuré du train directeur suit correctement la commande de direction, au retard près de l'actionneur, et reste à l'intérieur de l'intervalle $\pm 25^\circ$ (*angle de direction maximum des trains directeurs*). Aux deux points d'arrêt, la direction du train directeur avant est correctement réorientée permettant le changement du centre instantané de rotation. La précision de positionnement aux deux points d'arrêt est seulement de quelques centimètres, voir les écarts latéraux obtenus sur la figure 5.33.

5.4.2 Manœuvre avec deux corps

Nous présentons maintenant les résultats obtenus lors de la réalisation de manœuvres de demi-tour avec notre RMPA expérimental composé d'un corps 0 avec un seul train directeur à l'avant auquel il a été attelé un corps 1. La stratégie de planification d'une telle manœuvre, présentée au paragraphe 2.2.5, est rappelée sur la figure 5.36(a). La loi de commande longitudinale (4.26) est utilisée pour l'ensemble de la manœuvre et la loi de commande latérale (5.7) pour les phases de marche avant. Dans le cas des déplacements du RMPA en marche arrière, nous avons testé deux approches pour piloter l'angle du train directeur :

- **La première approche** consiste à utiliser la loi de commande (5.7) en marche arrière jusqu'à ce que l'angle de brisure du RMPA présente la valeur φ_1^{ref} correspondant à la configuration représentée sur la figure 5.36(b), pour laquelle les centres instantanés de rotation des deux corps sont confondus, et qui est la configuration cible pour effectuer la fin du mouvement P_4S_2 ($\varphi_1^{ref} = 53^\circ$ pour le RMPA considéré). Ensuite, comme le déplacement restant à effectuer en marche arrière pour atteindre le point d'arrêt S_2 est relativement court, l'angle de brisure peut simplement être stabilisé sur la valeur constante φ_1^{ref} avec la loi de commande (3.51).

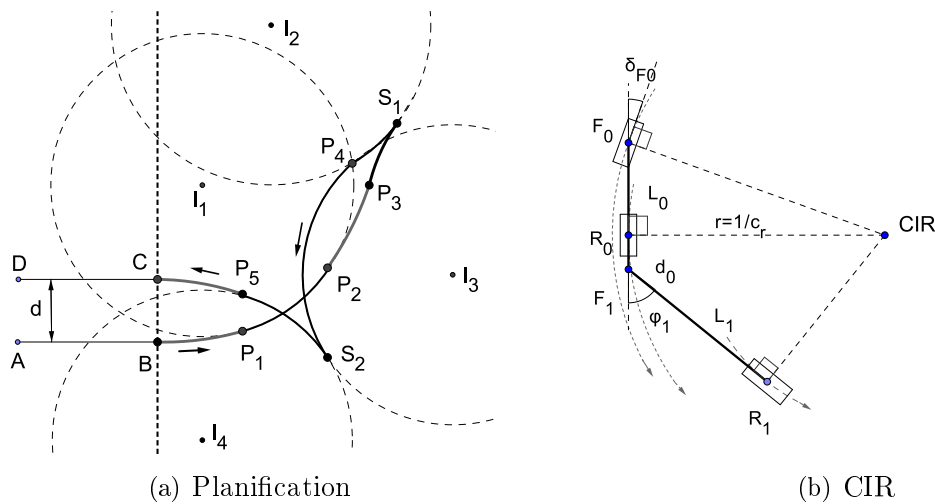


FIGURE 5.36 – Planification de la manœuvre avec deux corps

Avec cette approche, l'écart latéral obtenu au point R_0 est présenté sur la figure 5.37. Au départ, le corps 0 commence à environ 25cm de la trajectoire à suivre. Il rejoint ensuite la trajectoire planifiée avec une erreur latérale proche de zéro. Une légère dérive de 15cm apparaît vers l'abscisse curviligne 15m , et également à l'abscisse curviligne 33m : ces dépassements apparaissent en fait lorsque le véhicule aborde et évolue dans un virage à pleine vitesse, pour les raisons déjà évoquées lors du commentaire de la figure 5.33.

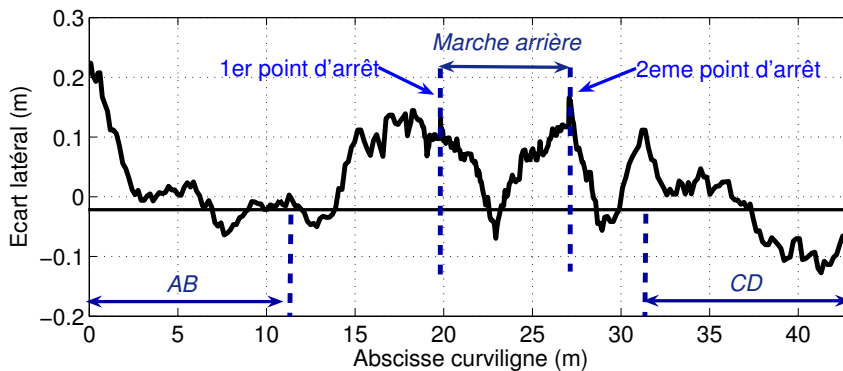


FIGURE 5.37 – Ecart latéral au point R_0 du corps R_0

Les valeurs des commandes longitudinale et latérale sont reportées sur les figures 5.38 et 5.39.

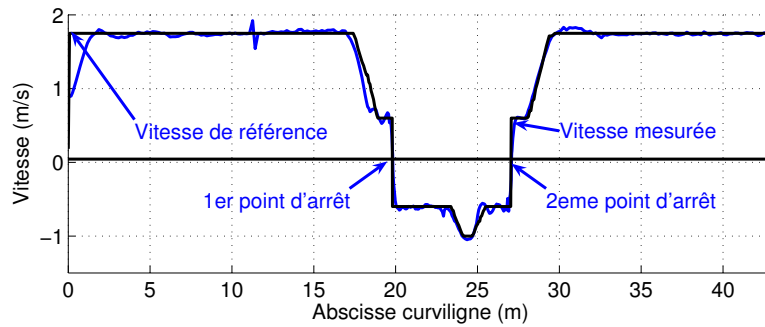


FIGURE 5.38 – Commande longitudinale

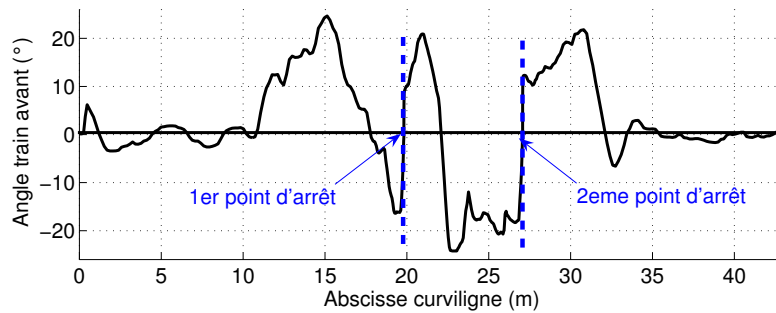


FIGURE 5.39 – Commande latérale

On peut observer que la vitesse de référence $v_{ref} = 1.75m/s$ est correctement régulée, ainsi que le profil de vitesse lors de la phase de manœuvre. Ensuite, on peut noter que la loi de commande pour l'angle du train directeur avant conduit à des valeurs peu bruitées, inférieures à l'angle de direction maximal $\delta_{F0max}=25^\circ$, et assure les changements souhaités pour le centre instantané de rotation aux points d'arrêt. La mesure de l'angle de brisure est présentée sur la figure 5.40.

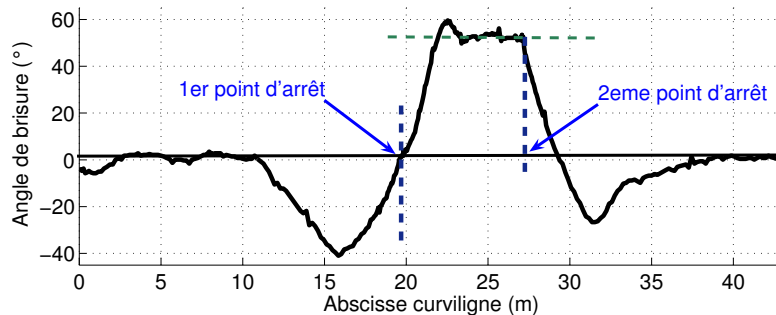


FIGURE 5.40 – Angle de brisure

En accord avec les simulations (voir la figure 4.6), cet angle atteint -40° durant le premier mouvement, puis les deux corps sont alignés en arrivant au premier point d'arrêt

S_1 . Durant la phase de marche arrière, cet angle augmente jusqu'à $\varphi_1^{ref} = 53^\circ$. Le léger dépassement à l'abscisse curviligne $22m$ est dû au temps pour changer le centre instantané de rotation du corps 0 au point P_4 . L'angle est ensuite bien asservi autour de la valeur de consigne $\varphi_1^{ref} = 53^\circ$.

La figure 5.41 illustre la manœuvre complète de demi-tour.

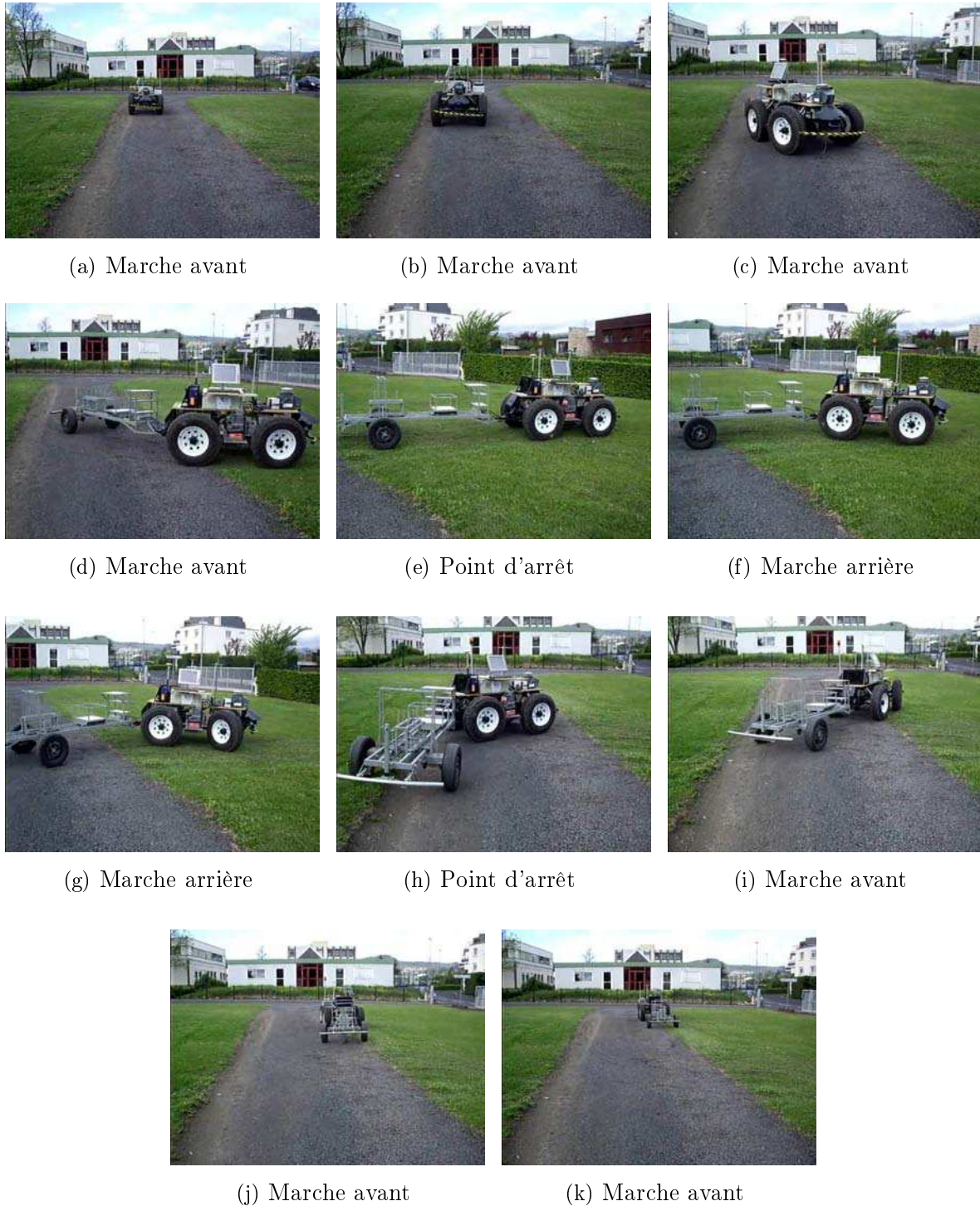


FIGURE 5.41 – Manœuvre de demi-tour

- **la deuxième approche** consiste, pour la marche arrière, à utiliser la commande (3.51) pour asservir cette fois la trajectoire du corps 1 : dans ce cas l'angle de brisure de référence φ_1^{ref} est variable, et calculé par la relation (3.48) à partir de l'angle de braquage virtuel δ_{F1} déterminé pour la remorque (équation (3.47)). La trajectoire de référence planifiée pour le demi-tour est alors formée des trajectoires pour R_0 pour les phases de marche avant, et d'une trajectoire pour R_1 pour la phase de marche arrière, voir la figure 5.42.

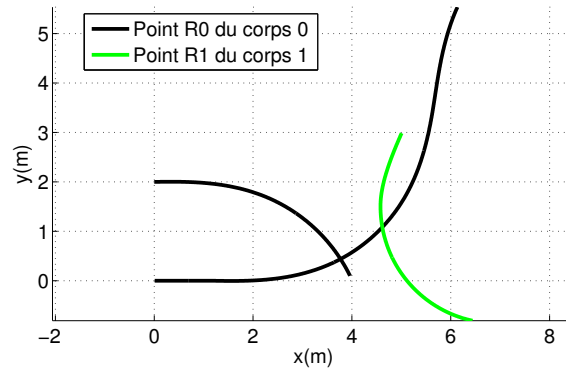


FIGURE 5.42 – Planification avec la seconde approche

Avant de présenter les résultats pour la manœuvre de demi-tour, nous illustrons les performances de la loi de commande (3.51) pour contrôler le corps 1 d'un RMPA en marche arrière, lors du suivi d'une trajectoire de référence de longueur 80m à 0.5m/s sur un terrain naturel irrégulier. La figure 5.43 présente les trajectoires obtenues, et l'écart latéral enregistré au point R_1 du corps 1 est représenté sur la figure 5.44.

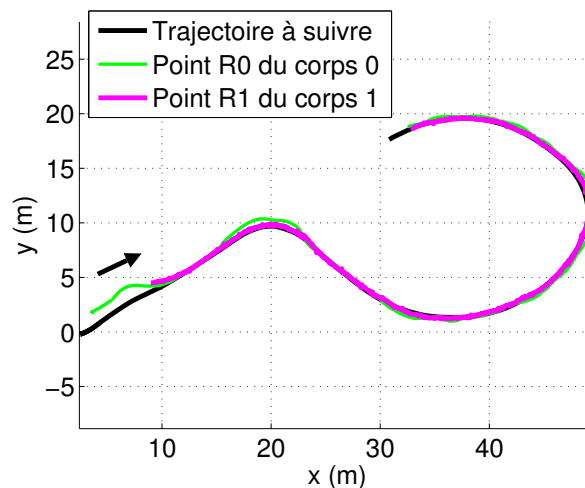
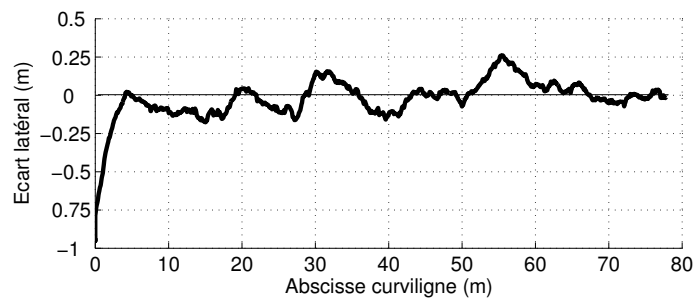


FIGURE 5.43 – Résultat du suivi de trajectoire en marche arrière

Au départ, le corps 1 se situe à environ 1m de la trajectoire à suivre, puis la commande (3.51) du train directeur du corps 0 permet d'asservir le point R_1 du corps 1 sur la

FIGURE 5.44 – Ecart latéral au point R_1 du corps 1

trajectoire, avec une erreur latérale d'environ $\pm 20\text{cm}$. Cet essai met ainsi particulièrement en évidence la capacité à guider une remorque à attache déportée en marche arrière le long d'une trajectoire de référence prédéfinie. La figure 5.45 illustre la marche arrière complète.



(a) Départ



(b) Convergence



(c) RMPA en ligne



(d) Prise du virage



(e) Virage



(f) Boucle



(g) Boucle



(h) Retour



(i) Arrêt

FIGURE 5.45 – Manœuvre de marche arrière

Cette commande a ensuite été utilisée pour réaliser la phase de marche arrière lors de la manœuvre de demi-tour présentée sur la figure 5.42. L'écart latéral y_0 du point R_0 lors des phases de marche avant, et l'écart latéral y_1 du point R_1 lors de la marche arrière sont représentés sur la figure 5.46. Le corps 0 s'immobilise au premier point d'arrêt à environ 12cm de la trajectoire (*nous retrouvons comme précédemment le dépassement lors de la prise du virage à pleine vitesse*). Le corps 1 démarre alors à 20cm de sa trajectoire pour revenir progressivement à moins de 10cm au deuxième point d'arrêt. La trajectoire de retour est ensuite effectuée et permet au RMPA de clore sa manœuvre avec un écart latéral très faible.

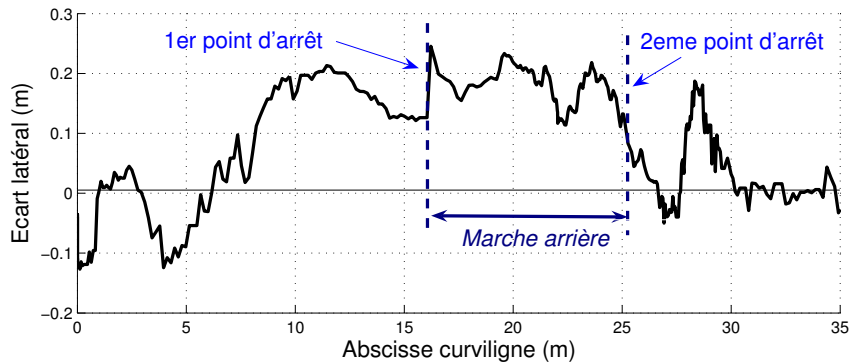


FIGURE 5.46 – Ecart latéral

En conclusion de ces essais, nous avons montré la pertinence et les performances de l'approche proposée (*stratégie de planification de trajectoire et lois de commande latérale et longitudinale*) pour réaliser des manœuvres de demi-tour avec un RMPA composé de un ou deux corps.

5.5 Conclusion

Ce chapitre nous a permis de présenter la validation expérimentale sur un RMPA évoluant en milieu naturel des performances des algorithmes de commande latérale et longitudinale proposés dans les chapitres précédents.

En premier lieu, les performances du contrôle des écarts latéral et angulaire du véhicule « tracteur » ont été présentées. L'approche proposée exploite la commande des deux trains directeurs pour compenser les effets du glissement, que ce soit lors du suivi de trajectoires rectilignes sur un terrain en pente ou lors du suivi de trajectoires courbes. En second lieu, le contrôle du corps 1 a été considéré. Les lois de commande proposées, intégrant la compensation des phénomènes de glissement, ont permis d'asservir avec précision le corps 1 le long de trajectoires circulaires et rectilignes sur des terrains glissants. Finalement, différentes manœuvres de demi-tour ont été réalisées, soulignant la pertinence des stratégies de planification et des algorithmes de commande proposés.

Conclusion et perspectives

Ce mémoire s'inscrit dans le cadre général de la navigation autonome des robots mobiles en environnement naturel. Il se focalise plus particulièrement sur le contrôle précis des déplacements de robots mobiles poly-articulés à roues (RMPA) le long de trajectoires prédéfinies, et constitue la suite logique d'un travail de longue date, mené par le Cemagref et le LASMEA, sur la problématique du guidage intra-parcellaire des véhicules agricoles.

Durant ce travail de thèse, nous avons développé des techniques de commande non-linéaires qui permettent de contrôler les écarts latéral et angulaire du « véhicule tracteur » d'un RMPA, de contrôler l'écart latéral de son i^{eme} corps ($i > 0$), et aussi de l'asservir longitudinalement sur des références de vitesse pour permettre de réaliser des phases complètes de demi-tour. Ces techniques, pour faire face au comportement dynamique particulièrement incertain du RMPA sur des sols naturels et pour maintenir la précision des déplacements, relaxent l'hypothèse classique de roulement pur sans glissement des roues sur le sol et reposent sur un lien étroit entre d'une part, une modélisation cinématique étendue avec des variables de glissement estimées en ligne à l'aide d'un observateur construit à cet effet, et d'autre part des lois de commande latérale et longitudinale découplées, complétées par des stratégies de commande prédictive à modèle interne, de manière à limiter les dépassements liés au retard des actionneurs et à l'inertie du système.

L'une des premières contributions de ce travail de thèse est ainsi présentée dans le **chapitre 2**. Elle réside dans la construction du modèle cinématique étendu d'un RMPA général, constitué d'un véhicule tracteur à deux trains directeurs et de n remorques passives à un train roulant à attache déportée. Ce modèle intègre des variables permettant de représenter l'influence du glissement des roues sur le sol des trains roulant et directeurs sur la dynamique globale du système. Deux approches ont ensuite été proposées pour estimer ces variables : la première repose sur une simple comparaison entre les sorties du modèle et les mesures sur le système réel, et la seconde est basée sur un observateur présentant le problème d'observation comme le dual d'un problème de commande. Le problème de la planification des trajectoires d'un RMPA constitué de deux corps a également été abordé dans ce chapitre, afin de construire les manœuvres de demi-tour. Une stratégie, reposant sur l'utilisation d'arcs de clothoïde et d'arcs de cercle admissibles mis bout à bout en tangence, a été présentée permettant de réaliser des demi-tours élémentaires comprenant des points d'arrêt et une phase de marche arrière. Ces deux aspects, modélisation cinématique étendue et planification des trajectoires de référence, sont utilisés comme entrées pour l'étude des algorithmes de commande latérale et longitudinale abordée dans les **chapitres 3 et 4**.

Les lois de commande développées pour le contrôle latéral d'un RMPA sont présentées au **chapitre 3** :

- La première a été bâtie pour assurer le suivi précis de trajectoires, au regard des écarts latéral et angulaire, par le corps 0 du RMPA, en exploitant la commande de ses deux trains directeurs afin de compenser les phénomènes de glissement. Elle comprend deux étapes : le modèle cinématique étendu est d'abord transformé en une forme chaînée afin d'élaborer la commande du train directeur avant pour contrôler l'écart latéral du corps 0, en considérant l'orientation du train directeur arrière comme une variable mesurée. Cette loi de commande est indépendante de la vitesse d'avancement. Une commande prédictive à modèle interne complète cette commande pour anticiper les variations de courbure de la trajectoire à suivre. La commande de direction du train directeur arrière est ensuite établie pour asservir l'écart angulaire du corps 0 en un point de fonctionnement choisi.

- La seconde concerne le contrôle latéral du i^{eme} corps du RMPA ($i > 0$) en commandant le train directeur avant du corps 0. En considérant ce i^{eme} corps comme un véhicule virtuel, les mêmes approches de commande que celles développées précédemment sont utilisées pour établir en premier lieu la commande de direction de ce véhicule virtuel. En second lieu, l'angle de brisure de référence qui conduirait à une telle direction pour le vecteur vitesse au point d'attache du corps i est calculé. Finalement, la commande de direction du train avant du véhicule virtuel ($i - 1$) est établie pour réguler le RMPA sur cet angle de brisure de référence. Le processus est ré-itéré jusqu'à la commande du train directeur avant du corps 0.

Dans le **chapitre 4**, nous avons d'abord établi les références de vitesse associées à l'abscisse curviligne de la trajectoire de référence à suivre pour la réalisation des manœuvres de demi-tour. Des techniques de commande prédictive à modèle interne ont ensuite été présentées et utilisées : une première loi de commande élémentaire a été établie en supposant une dynamique du premier ordre pour le comportement longitudinal du RMPA. Une seconde loi de commande a ensuite été étudiée, modélisant ce comportement longitudinal par une dynamique du second ordre et cherchant à minimiser l'écart entre la réponse estimée du modèle et une trajectoire de ralliement à suivre pour rejoindre l'état désiré après un horizon de prédiction. Le problème de l'immobilisation du RMPA a quant à lui été abordé de façon pratique, en considérant un arrêt dans un voisinage autour du point d'arrêt planifié.

Les développements théoriques de ce mémoire ont ensuite été évalués par de nombreux essais expérimentaux regroupés dans le **chapitre 5**. En premier lieu, il a été montré que les écarts latéral et angulaire du corps 0 du RMPA pouvaient être asservis de façon satisfaisante sur un point de fonctionnement choisi, que ce soit lors du suivi de trajectoires rectilignes en pente ou lors de trajectoires courbes. En second lieu, le corps 1 du RMPA a été asservis de manière satisfaisante le long de trajectoires circulaires et rectilignes en pente. Pour ce faire, le corps 0 se décale de sa trajectoire, à l'extérieur du virage ou vers le haut de la pente, de manière à positionner correctement le corps 1 sur la trajectoire à suivre. Finalement, des manœuvres de demi-tour comprenant des points d'arrêt et une phase

de marche arrière ont été réalisées avec succès, soulignant la pertinence des stratégies de planification et des lois de commande latéral et longitudinal proposées.

En conclusion, ce mémoire propose des techniques de commande originales pour contrôler avec précision les déplacements de RMPA le long de trajectoires prédéfinies en milieu naturel. Ces techniques, simples d'utilisation moyennant la connaissance de quelques paramètres géométriques et l'identification d'un nombre limité de paramètres dynamiques, visent à apporter des solutions pertinentes pour le cadre applicatif adossé à cette thèse, à savoir le guidage intra-parcellaire des véhicules agricoles autonomes.

Valorisation

Une partie des approches présentées dans ce mémoire (*planification, modélisation, observation, commande*) devrait être portée à court terme sur un tracteur agricole dans le cadre d'un partenariat récent avec l'industriel **AGCO**, l'un des premiers constructeurs mondiaux de machines agricoles (*marques commerciales Massey Ferguson, Fendt, Valtra, Challenger*). Ce tracteur haut de gamme (*MF 8600 de 370ch*) dispose d'un système « Auto-guide » permettant de piloter numériquement par un bus CAN son train directeur avant et sa vitesse d'avancement. Il est envisagé d'atteler des outils et de se confronter au guidage précis des outils ainsi qu'aux manœuvres de demi-tour en fourrière. La réalisation des manœuvres autonomes pour un convoi de véhicules coopérants constitue également un problème envisagé, offrant des problématiques nouvelles comme l'évolution de la forme géométrique de la formation et les stratégies de demi-tour associées.

Les travaux de recherche présentés dans ce mémoire rentrent par ailleurs dans le champ des **projets du laboratoire d'excellence IMoBS3** (*Mobilité Innovante : Solutions intelligentes et durables*) porté par l'Institut Pascal (*LASMEA, LaMI et LGCB*) et qui rassemble six partenaires (*LIMOS, Cemagref, LM, LMI, DLCF, LAPSCO*). L'un des trois défis du labEx IMoBS3 concerne plus particulièrement le développement de véhicules et de machines intelligentes. Le contrôle précis de la mobilité des machines agricoles s'intègre naturellement dans ce défi.

Limitations et perspectives

La première limitation de nos travaux concerne la planification des trajectoires de demi-tour. Bien que cet aspect ne soit pas le cœur de notre étude, les stratégies mises en place pour tester nos lois de commande restent relativement élémentaires. Il serait nécessaire d'étudier cette phase de planification sous un aspect moins pragmatique, en minimisant par exemple un critère, telle que la largeur de la zone de manœuvre ou l'effort de commande. De plus, nous avons considéré la configuration particulière où le RMPA arrive perpendiculairement à la zone de manœuvre. Des configurations différentes sont à étudier afin de s'adapter à la géométrie de la zone de manœuvre. Enfin, le porte-à-faux

de l'outil (*distance entre l'axe de l'essieu et l'arrière de l'outil*) pourrait être également pris en compte dans certains cas : celui-ci pourrait en effet être autorisé à aller au-delà de la zone de manœuvre en l'absence d'obstacles verticaux.

Du point de vue de la commande du RMPA, il est apparu que des dépassements ponctuels peuvent survenir lorsque de brusques variations d'adhérence sont rencontrées, dépassements d'autant plus importants à vitesse élevée lors de la prise de virage à forte courbure. La difficulté est qu'une action prédictive ne peut résoudre ce problème, puisqu'il n'est pas possible avec les capteurs actuellement embarqués de prédire les modifications soudaines des propriétés du contact roue-sol. Une piste de recherche serait de mettre en œuvre un observateur plus réactif, par exemple avec l'ajout de paramètres dynamiques dans le modèle servant à l'observation (*comme les rigidités de dérive pour venir ajuster l'estimation des angles de dérive*).

Une autre perspective de recherche concerne le contrôle du RMPA en marche arrière. Dans ce mémoire, nous avons placé le RMPA dans une situation de départ pertinente du point de vue de la commande avant de réaliser cette manœuvre (*RMPA aligné, puis coïncidence des centres instantanés de rotation*). Cependant, la planification des trajectoires pourrait être différente et positionner le RMPA dans d'autres configurations aux points d'arrêt. Se pose alors le problème d'atteindre le second point d'arrêt en marche arrière en partant d'une position de départ quelconque.

Pour conclure ce mémoire, verrons nous bientôt, à la manière du nouveau robot de la NASA nommé *Curiosity* parti explorer la planète Mars, un robot dans un champ travailler nos terres agricoles ? En général, les parcelles agricoles sont des milieux dégagés, la visibilité satellitaire est bonne, les obstacles sont peu nombreux et statiques, les vitesses d'avancement sont faibles et les terrains d'évolution sont peu accidentés. En conservant dans un premier temps un opérateur humain pour superviser un ou plusieurs de ces robots, le contexte agricole pourrait bien être, effectivement, favorable à cette perspective.

Bibliographie

- [AB02] B. Astrand and A.J. Baerveldt. An agricultural mobile robot with vision-based perception for mechanical weed control. *Autonomous Robots*, 13 :21–35, 2002.
- [Ast92] P. Astoin. Tractoguidage. Le guidage des tracteurs : problèmes rencontrés par les conducteurs. *Mémoire d'ingénieur, Cemagref*, 1992.
- [ASW01] C. Altafini, A. Speranzon, and B. Wahlberg. A feedback control scheme for reversing a truck and trailer vehicle. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 17 :915–922, 2001.
- [Att10] J. Attali. Une ambition pour 10 ans : une mobilisation générale pour libérer la croissance et donner un avenir aux générations futures. *Rapport de la Commission pour la libération de la croissance française, La Documentation française*, octobre 2010.
- [BAB⁺08] T. Bakker, K. Asselt, J. Bontsema, J. Muller, and G. Straten. Autonomous navigation in a sugar beet field with a robot. *Ageng, International Conference on Agricultural Engineering, Hersonissos, Greece*, 2008.
- [BBBG07] F. Ben Amar, Ph. Bidaud, S. Barthélemy, and C. Grand. Mobilité et stabilité des systèmes à roues et/ou pattes. *Journées Nationales de la Recherche en Robotique, Strasbourg, France*, 2007.
- [BDLC09] M. Berducat, C. Debain, R. Lenain, and C. Cariou. Evolution of agricultural machinery : the third way. *7th European Conference on Precision Agriculture, Wageningen, The Netherlands*, 2009.
- [Bev01] D. M. Bevly. High speed, dead reckoning, and towed implement control for automatically steered farm tractors using GPS. *PhD thesis, Stanford University, USA*, 2001.
- [BL89] J. Barraquand and J.C. Latombe. On non holonomic mobile robots and optimal maneuvering. *4th International Symposium on Intelligent Control, Albany, NY, USA*, 1989.
- [BLM05] J. J. Biesiadecki, C. Leger, and M. W. Maimone. Tradeoffs between directed and autonomous driving on the Mars exploration rovers. *International Symposium of Robotics Research, San Francisco, California, USA*, 2005.

- [Bom06] J. Bom. Etude et mise en oeuvre d'un convoi de véhicules urbains avec accrochage immatériel. *PhD thesis, Université Blaise Pascal Clermont-Fd II, France*, 2006.
- [Bou09] N. Bouton. Stabilité dynamique des engins agricoles légers tout terrain. *PhD thesis, Université Blaise Pascal Clermont-Fd II, France*, 2009.
- [Bro83] R. Brockett. Asymptotic stability and feedback stabilization. *Differential Geometric Control Theory*, pages 181–208, 1983.
- [Bru87] G.H. Brundland. Our common future. *World Commission on environment and development of United Nations, Oxford University Press, New-York, USA*, 1987.
- [BSWR05] S. Blackmore, B. Stout, M. Wang, and B. Runov. Robotic agriculture - the future of agricultural mechanisation? *5th European Conference on Precision Agriculture, Upsala, Sweden*, 2005.
- [BVGA08] D.D. Bochtis, S.G. Vougioukas, H.W. Griepentrog, and N.A. Andersen. Effects of capacity constraints on the motion pattern of an autonomous orchard sprayer. *Ageng, International Conference on Agricultural Engineering, Hersonissos, Greece*, 2008.
- [CA96] G. Campion and B. d'. Andréa-Novel. Structural properties and classification of dynamic models of wheeled mobile robots. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 12 :47–62, 1996.
- [Car09] C. Cariou. Des robots pour la récolte des fruits et légumes. *Note de veille technologique, Cetim*, 2009.
- [Cha99] T. Chateau. Détection robuste d'interface par fusion d'informations incertaines : application à l'aide au guidage d'engins agricoles. *PhD thesis, Université Blaise Pascal Clermont-Fd II, France*, 1999.
- [Cha08] H. Chauvin. Conférence de presse du congrès national des agro-équipements. *Filière des agro-équipements, Reims, avril 2008*.
- [CLM05] D. Caltabiano, D. Longo, and G. Muscato. A new traction control architecture for planetary exploration robots. *8th International Conference on Climbing and Walking Robots and the Support Technologies for Mobile Machines, London, UK*, 2005.
- [CLO02] L.M. Corradini, T. Leo, and G. Orlando. Experimental testing of a discrete-time sliding mode controller for trajectory tracking of a wheeled mobile robot in the presence of skidding effects. *Journal of Robotic System*, 19(4) :177–188, 2002.
- [Col06] Collectif. L'environnement en France. *IFEN, Institut Français de l'Environnement, ISBN 2-911089-82-0*, octobre 2006.
- [Col07] Collectif. Perspectives pour l'agriculture française et la PAC. *La documentation française, COPEIAA Conseil de Prospective Européenne et Internationale pour l'Agriculture et l'Alimentation*, 2007.

- [Col08] Collectif. Plan écophyto de réduction des usages de pesticides 2008-2018. *Ecophyto 2018, Ministère de l'agriculture et de la pêche*, 2008.
- [Col09a] Collectif. Immatriculations des tracteurs agricoles neufs. *Statistiques France par catégorie et puissance, Axema*, 2009.
- [Col09b] Collectif. L'agriculture française dans l'union européenne. *L'agriculture, la forêt et l'industrie agroalimentaire. Agreste Graphagri France*, 2009.
- [Col09c] Collectif. Vers des machines plus grandes, plus puissantes et plus rapides. *Performances, note de veille, Cetim*, mai 2009.
- [Col09d] Collectif. Solutions alternatives. Des pistes pour les énergies des moteurs de demain. *Dossier tracteurs, Le syndicat agricole*, octobre 2009.
- [Cor01] L. Cordesses. Commande de robots : application à l'asservissement visuel 3d et au guidage d'engins agricoles par GPS. *PhD thesis, Université Blaise Pascal Clermont II, France*, 2001.
- [CS92] C. Canudas de Wit and O. J. Sordalen. Exponential stabilization of mobile robot with nonholonomic constraints. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 37(11) :1791–1797, 1992.
- [CTMB03] C. Cariou, B. Thuilot, P. Martinet, and M. Berducat. Guidage automatique d'un engin agricole par GPS cinématique. *Journal Européen des Systèmes Automatisés*, 37(3) :405–433, 2003.
- [DB06] H. Durrant Whyte and T. Bailey. Simultaneous localisation and mapping (SLAM) : Part I the essential algorithms. *Robotics and Automation Magazine*, 2006.
- [DDLC10a] C. Debain, P. Delmas, R. Lenain, and R. Chapuis. Integrity of an autonomous agricultural vehicle according to the definition of trajectory traversability. *Ageng, International Conference on Agricultural Engineering, Clermont-Ferrand, France*, 2010.
- [DDLC10b] B. Durand, K. G. Dejean, L. Lapierre, and D. Crestani. Global methodology in control architecture to improve mobile robot reliability. *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, Taipei, Taiwan*, 2010.
- [Deb96] C. Debain. Lois de commande pour le contrôle et la mobilité de machines agricoles. *PhD thesis, Université Blaise Pascal Clermont-Fd II, France*, 1996.
- [DPH06] P.K. Dunn, A.P. Powierski, and R. Hill. Statistical evaluation of data from tractor guidance systems. *Precision Agriculture*, 7 :179–192, 2006.
- [ESZ04] M.R. Ehsani, M.D. Sullivan, and T. Zimmerman. Field evaluation of the percentage of overlap for crop protection inputs with a foam marker system using real-time kinematic RTK GPS. *Institute of Navigation, 60th Annual Meeting, Dayton, OH, USA*, 2004.
- [Gar03] E.R. Gartley. On-line estimation of implement dynamics for adaptative steering control of farm tractors. *PhD thesis, Auburn University, USA*, 2003.

- [GBPB05] C. Grand, F. Ben Amar, F. Plumet, and P. Bidaud. Evaluation des modes de déplacement d'un robot à locomotion hybride roue-patte évoluant en milieux naturels. *Mécanique et Industries*, 6 :353–364, 2005.
- [GE10] C. Gatignol and J.C. Etienne. Pesticides et santé. *Rapport de l'office parlementaire d'évaluation des choix scientifiques et technologiques*, avril 2010.
- [GN90] G. Gim and P.E. Nikravesh. An analytical model of pneumatic tyres for vehicle dynamics simulations. *International journal of vehicle design*, 12(1) :19–39, 1990.
- [HAM⁺04] H.M. Huang, J. Albus, E. Messina, R. Wade, and W. English. Specifying autonomy levels for unmanned systems. *SPIE Defense and Security Symposium, Orlando, Florida, USA*, 2004.
- [HCC99] A. C. Huang, G. S. Chuang, and Y.J. Chen. Longitudinal control of a vehicle platoon with bounded parametric uncertainties. *Journal of the Chinese Institute of Engineers*, 22(3) :365–374, 1999.
- [HCLM06] J. He, D. A. Crolla, M. C. Levesley, and W. J. Manning. Coordination of active steering, driveline, and braking for integrated vehicle dynamics control. *Institution of Mechanical Engineers. Part D, Journal of automobile engineering*, 220(10) :1401–1421, 2006.
- [HF97] Y. Hirano and K. Fukatani. Development of robust active rear steering control for automobile. *JSME International Journal. Series C, dynamics, control, robotics, design and manufacturing*, 40(2) :231–237, 1997.
- [HFGS96] D.F. Hougen, J. Fisher, M. Gini, and J. Slagle. Fast connectionist learning for trailer backing using a real robot. *IEEE International Conference on Robotics and Automation, Minneapolis, USA*, pages 1917–1922, 1996.
- [HLBM03] X. Huppe, J. Lafontaine, M. Beauregard, and F. Michaud. Guidance and control of a platoon of vehicles adapted to changing environment conditions. *International Conference on Systems, Man and Cybernetics, Istanbul, Turkey*, 2003.
- [HS03] J. Hermosillo and S. Sekhavat. Feedback control of a bi-steerable car using flatness. application to trajectory tracking. *American Control Conference, Denver, Co, USA*, 2003.
- [HTMT07] G. M. Hoffmann, C. J. Tomlin, M. Montemerlo, and S. Thrun. Autonomous automobile trajectory tracking for off-road driving : controller design, experimental validation and racing. *American Control Conference, NY, USA*, 2007.
- [ILLP07] F. Ingrand, S. Lacroix, S. Lemai Chenevier, and F. Py. Decisional autonomy of planetary rovers. *Journal of Field Robotics*, 24(7) :559-580, 2007.
- [IW09] K. Iagnemma and C. Ward. Classification-based wheel slip detection and detector fusion for mobile robots on outdoor terrain. *Autonomous Robot*, 26 :33–46, 2009.

- [Jun05] P. Junyusen. Development of guidance system of an agricultural trailer for approaching to target position. *PhD thesis, University of Tsukuba, Japan*, 2005.
- [KA04] T. Keller and J. Arvidsson. Technical solutions to reduce the risk of subsoil compaction : effects of dual wheels, tandem wheels and tyre inflation pressure on stress propagation in soil. *Soil and Tillage Research, Elsevier Science*, 79 :191–205, 2004.
- [Kle05] M. A. Kleinpeter. Agriculture et environnement : rapport à la commission des comptes et de l'économie de l'environnement. *Réponses environnement, Ministère de l'écologie et du développement durable, ISBN : 2-11-005979-6*, août 2005.
- [KM95] I. Kolmanovsky and N. H. McClamroch. Developments in nonholonomic control problems. *Control Systems Magazine*, 15(5) :20–36, 1995.
- [KMB11] G. Klancar, D. Matko, and S. Blazic. A control strategy for platoons of differential drive wheeled mobile robot. *Robotics and Autonomous Systems*, 59(2) :57–64, 2011.
- [Kon09] N. Kondo. Innovation on food safety and security with robotic agriculture. *CIOSTA CIGR V Conference, Reggio Calabria, Italy*, 1 :33–40, June 2009.
- [KT08] G. Kormann and R. Thacher. Development of a passive implement guidance system. *International Conference on Agricultural Engineering, Hersonissos, Greece*, 2008.
- [LA95] W. Leroquais and B. d'. Andrea-Novel. Transformation of the kinematic models of restricted mobility wheeled mobile robots with a single platform into chained forms. *IEEE Conference on Decision and Control*, 3811-3816, 1995.
- [Lau98] J.P. Laumond. Robot motion planning and control. *Lecture Notes in Control and Information Science, Springer-Verlag, New-York, pp.1-53*, 1998.
- [Lav06] S. M. Lavalle. Planning algorithms. *Cambridge University Press*, 2006.
- [LCC03] S. Li, S. Chang, and Y. Chen. Implementation of human-like driving skills by autonomous fuzzy behavior control on an fpga-based car-like mobile robot. *Transactions on Industrial Electronics, IEEE Power Electronics Society*, 50(5) :867 – 880, 2003.
- [Le10] V. T. Le. Coopération dans les systèmes multi-robots : contribution au maintien de la connectivité et à l'allocation dynamique des rôles. *PhD thesis, Université de Caen, France*, 2010.
- [Lef06] O. Lefebvre. Navigation autonome sans collision pour robots mobiles non-holonomes. *PhD thesis, Institut National Polytechnique de Toulouse, France*, 2006.

- [Len05] R. Lenain. Contribution à la modélisation et à la commande de robots mobiles en présence de glissements. *PhD thesis, Université Blaise Pascal Clermont-Fd II, France*, 2005.
- [LL98] F. Lamiroux and J.P. Laumond. A practical approach to feedback control for a mobile robot with trailer. *IEEE International Conference on Robotics and Automation, Louvain, Belgique*, pages 3291–3296, 1998.
- [LLV05] D. J. Leith, W. E. Leithead, and M. Vilaplana. Robust lateral controller for 4-wheel steer cars with actuator constraints. *44th IEEE International Conference on Decision and Control, Seville, Spain*, pages 5101–5106, 2005.
- [LTCM06] R. Lenain, B. Thuilot, C. Cariou, and P. Martinet. High accuracy path tracking for vehicles in presence of sliding. Application to farm vehicle automatic guidance for agricultural tasks. *Autonomous robots*, 21(1) :79–97, 2006.
- [LTCM10] R. Lenain, B. Thuilot, C. Cariou, and P. Martinet. Mixed kinematic and dynamic sideslip angle observer for accurate control of fast off-road mobile robots. *Journal of Field Robotics*, 27(2) : 181-196, 2010.
- [Mie97] K.D. Mielenz. Computation of Fresnels integrals. *Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology*, 102(3) :363–365, 1997.
- [MPG02] J.L. Martinez, M. Paz, and A. Garcia Cerezo. Path tracking for mobile robots with a trailer. *IFAC, 15th Triennial World Congress, Barcelona, Spain*, 2002.
- [MS03] P. Morin and C. Samson. Practical stabilization of driftless systems on Lie groups : the transverse function approach. *IEEE Transaction on Automatic Control*, 48(9), pages 1496–1508, 2003.
- [MSW04] M. A. Miller, B. L. Steward, and M. L. Westphalen. Effects of multi-mode four-wheel steering on sprayer machine performance. *Transactions of the ASAE, American Society of Agricultural Engineers*, 47(2) :385–395, 2004.
- [NW90] D. H. Nguyen and B. Widrow. Neural networks for self-learning control systems. *IEEE Control systems magazine*, 1990.
- [OAH05] N. Ouadah, O. Azouaoui, and M. Hamerlain. Implémentation d’un contrôleur flou pour la navigation d’un robot mobile de type voiture. *3eme Congrès francophone, MajecSTIC, Rennes, France*, 2005.
- [Oks07] T. Oksanen. Path planning algorithms for agricultural field machines. *Helsinki university of technology, research report*, 31, 2007.
- [OPK07] S. Odedra, S.D. Prior, and M. Karamanoglu. Improving the mobility performance of autonomous unmanned ground vehicles by adding the ability to sense/feel their local environment. *12th HCI International Conference, Beijing, China*, pages 514–522, 2007.
- [Pac02] H.B. Pacejka. Tyre mechanics and vehicle dynamics. *Elsevier Science*, 2002.
- [PCK04] M. Park, W. Chung, and M. Kim. Control of a mobile robot with passive multiple trailers. *International Conference on Robotics and Automation, New Orleans, LA, USA*, 5 :4369 – 4374, 2004.

- [Ped03] I. Pedersen. Wheel slip control in ABS brakes using gain scheduled optimal control with constraints. *PhD thesis, Department of Engineering Cybernetics, Norwegian University of Science and Technology, Trondheim, Norway*, 2003.
- [PFHB05] S.M. Pedersen, S. Fountas, H. Have, and B.S. Blackmore. Agricultural robots : an economic feasibility study. *Precision Agriculture*, pages 589–595, 2005.
- [PPC⁺09] N. Pingault, E. Pleyber, C. Champeaux, L. Guichard, and B. Omon. Produits phytosanitaires et protection intégrée des cultures : l'indicateur de fréquence des traitements. *Notes et études socio-économiques, Ministère de l'agriculture et de la pêche*, 32 :91–94, 2009.
- [PU08] C. Pradalier and K. Usher. Robust trajectory tracking for a reversing tractor trailer. *Journal of Field Robotics*, 25 :378–399, 2008.
- [RFLM93] P. Rouchon, M. Fliess, J. Levine, and P. Martin. Flatness, motion planning and trailer systems. *IEEE International Conference on Decision and Control, San Antonio, TX, USA*, 3 :2700–2705, 1993.
- [Ric93] J. Richalet. Industrial applications of model based predictive control. *Automatica*, 29 :1251–1574, 1993.
- [RMCM03] R. Rouveure, A. Marionneau, M. Chanut, and M.O. Monod. Méthodes dynamiques de caractérisation physique des sols agricoles à l'échelle de la parcelle. *Ingénieries, numéro spécial, Technologies pour les agrosystèmes durables, Cemagref*, pages 7–21, 2003.
- [RN01] J. F. Reid and D. G. Niebuhr. Driverless tractors. *Ressource*, 8(9) :7–8, 2001.
- [SA90] C. Samson and K. Abderrahim. Mobile robot control part I : feedback control of a nonholonomic wheeled cart in cartesian space. *Rapport de recherche INRIA*, 1990.
- [Sam95] C. Samson. Control of chained systems. Application to path following and time-varying point stabilization of mobile robots. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 40(1) :64–77, 1995.
- [Sch98] A. Scheuer. Planification de chemins à courbure continue pour robot mobile non-holonyme. *PhD thesis, Institut National Polytechnique de Grenoble, France*, 1998.
- [SD01] E. Spiess and E. Diserens. Betteraves à sucre : technique de récolte et protection des sols. *Rapport FAT No 567, Station fédérale de recherches en économie et technologie agricoles*, 2001.
- [SGD08] D. C. Slaughter, D. K. Giles, and D. Downey. Autonomous robotic weed control systems : A review. *Computers and Electronics in Agriculture*, 61 :63–78, 2008.
- [SJG⁺06] B. Shoop, M. Johnston, R. Goehring, J. Moneyhun, and B. Skibba. Mobile detection assessment and response system (MDARS) : a force protection,

- physical security operational success. *Unmanned Systems Technology VIII, Defense and Security Symposium, Orlando, FL, USA*, 2006.
- [SLE⁺02] R. Siegwart, P. Lamon, T. Estier, M. Lauria, and R. Piguet. Innovative design for wheeled locomotion in rough terrain. *Robotics and Autonomous Systems, Elsevier Science*, 40 :151–162, 2002.
- [SSH10] A. Seeni, B. Schafer, and G. Hirzinger. Robot mobility systems for planetary surface exploration - state of the art and future outlook : a literature survey. *Aerospace Technologies Advancements*, 2010.
- [STKS95] M. Sampei, T. Tamura, T. Kobayashi, and N. Shibui. Arbitrary path tracking control of articulated vehicles using nonlinear control theory. *Transactions on Control Systems Technology*, 3 (1) :125 – 131, 1995.
- [SVP10] M. Saska, V. Vonacek, and L. Preucil. Navigation and formation control employing complementary virtual leaders for complex maneuvers. *7th International Conference on Informatics in Control, Automation and Robotics, Funchal, Madeira, Portugal*, 2 :109–114, 2010.
- [Tai11] M. Taix. Contribution à la planification de mouvements en robotique. *HDR, Université Paul Sabatier de Toulouse, France*, 2011.
- [Tan94] K. Tanaka. Advanced fuzzy control of a trailer type mobile robot. *6th International Conference on Tools with Artificial Intelligence, New Orleans, Louisiana, USA*, pages 205–211, 1994.
- [TBMM04] B. Thuilot, J. Bom, F. Marmoiton, and P. Martinet. Accurate automatic guidance of an urban electric vehicle relying on a kinematic GPS sensor. *5th IFAC Symposium on Intelligent Autonomous Vehicles, Lisboa, Portugal*, 2004.
- [Thr06] S. Thrun. Stanley : the robot that won the DARPA grand challenge. *Journal of Field Robotics*, 23(9), 2006.
- [TSBS95] D. Tilbury, O. Sordalen, L. Bushnell, and S. Sastry. A multi-steering trailer system : conversion into chained form using dynamic feedback. *IEEE Transactions on robotics and automation*, 11(6) :807–818, 1995.
- [TTS08] P. Trojacek, T. Turecki, and P. Sokolovska. The state and future of GNSS in agriculture. *Critical Analysis report, FieldFact project*, 2008.
- [VBNF06] S. Vougioukas, S. Blackmore, J. Nielsen, and S. Fountas. A two-stage optimal motion planner for autonomous agricultural vehicle. *Precision Agriculture*, 7 :361–377, 2006.
- [Vir07] T. Virin. Modélisation, optimisation et contrôle d’un processus d’épandage pour les applications agricoles. *PhD thesis, Université Blaise Pascal Clermont-Fd II, France*, 2007.
- [Wag09] K. L. Wagstaff. Smart robots on Mars : Deciding where to go and what to see. *Juniata voices, Juniata College Press, Huntingdon, USA*, 9, 2009.

- [Wen96] J.T.Y. Wen. Control of nonholonomic systems. *The Control Handbook, CRC and IEEE Press, Florida, USA*, pages 1359–1368, 1996.
- [Wil00] J.N. Wilson. Guidance of agricultural vehicles - a historical perspective. *Computers and Electronics in Agriculture*, 25 :3–9, 2000.
- [WL06] D. Wang and C. B. Low. Modeling skidding and slipping in wheeled mobile robots : control design perspective. *IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems, Beijing, China*, 2006.
- [Won93] J. Wong. Theory of ground vehicles. *Wiley, ISBN 978-0-470-17038-0*, 1993.
- [Zem07] A. Zemouche. Sur l’observation de l’état des systèmes dynamiques non linéaires. *PhD thesis, Université Louis Pasteur, Strasbourg I, France*, 2007.