



HAL
open science

Contribution à la commande dynamique des robots mobiles rapides à roues sur sols glissants

Eric Lucet

► **To cite this version:**

Eric Lucet. Contribution à la commande dynamique des robots mobiles rapides à roues sur sols glissants. Automatique / Robotique. Université Pierre et Marie Curie - Paris VI, 2010. Français. NNT : 2010PA066642 . tel-00642620

HAL Id: tel-00642620

<https://theses.hal.science/tel-00642620>

Submitted on 18 Nov 2011

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

THÈSE de DOCTORAT

présentée à

l'UNIVERSITÉ PARIS 6

par

Éric LUCET

pour obtenir le titre de

DOCTEUR de l'UNIVERSITÉ PARIS 6 – PIERRE ET MARIE CURIE

Spécialité

MÉCANIQUE – ROBOTIQUE

École doctorale de Sciences Mécaniques, Acoustique et Électronique

Contribution à la commande dynamique des robots mobiles rapides à roues sur sols glissants

Soutenue le 09 juillet 2010

Devant le jury composé de :

S. LACROIX	Directeur de Recherche CNRS au LAAS	Rapporteur
M. VERGÉ	Professeur à l'ENSAM Paris	Rapporteur
V. DUPOURQUÉ	PDG de Robosoft	Examineur
A. GODIN	Ingénieur de Recherche à la DGA	Examineur
J.-C. GUINOT	Professeur à l'Université Paris 6	Examineur
G. MUSCATO	Professeur à l'Université de Catania	Examineur
P. BIDAUD	Professeur à l'Université Paris 6	Directeur de thèse
C. GRAND	Maître de conférence à l'Université Paris 11	Encadrant
S. DUBOWSKY	Professeur à l'Institut de Technologie du Massachusetts	Invité

*À Jacques et Hélène, mes parents,
à Fabrice, mon frère,
à Submezz*

Remerciements

Ce mémoire est l’aboutissement de trois années de travail passées principalement dans l’enceinte du CEA à Fontenay-aux-Roses (dirigé par Philippe Bidaud, encadré par Christophe Grand) au Laboratoire de Robotique de Paris (LRP), puis à l’Institut des Systèmes Intelligents et de Robotique (ISIR) suite au déménagement à l’Université Pierre et Marie Curie à Paris. Ce travail de recherche fût ponctué de déplacements dans les locaux de Robosoft à Bidart (dirigé par Vincent Dupourqué, encadré par Damien Sallé) et quelques passages au Cemagref de Clermont-Ferrand dans le cadre de phases expérimentales (en collaboration avec Roland Lenain). Un grand merci à ces établissements pour leur accueil chaleureux, ainsi que pour les moyens mis à ma disposition.

J’exprime ma reconnaissance à Jean-Claude Guinot pour avoir accepté de présider mon jury de thèse et pour ses remarques souvent passionnantes autant qu’inattendues, ainsi qu’à Aurélien Godin, Giovanni Muscato et Steven Bubowsky venu de loin. Merci à Simon Lacroix et Michel Vergé, mes deux rapporteurs de thèse, pour leurs précieux conseils et leur rigueur si appréciable.

Je remercie chaleureusement mon directeur de thèse Philippe Bidaud qui m’a encouragé à démarrer cette aventure, pour son soutien et le recul qu’il m’a aidé à prendre tout au long de ce travail de recherche, ainsi que pour sa bonne humeur. J’ai notamment pris beaucoup de plaisir à partager avec lui ces potages aux ingrédients non identifiables et à discuter autour de bières dans divers bars de Tokyo.

J’exprime toute ma gratitude à Vincent Dupourqué, PDG de Robosoft, d’abord pour m’avoir engagé, ensuite pour m’avoir toujours fait confiance en m’écoutant et en m’appuyant dans mes choix, comme c’est le cas encore aujourd’hui.

Je remercie également Damien Sallé pour m’avoir permis de mener à bien mes recherches.

Mille mercis à Christophe Grand, tant pour l’homme passionnant que pour le scientifique exemplaire. Merci pour ce soutien tout au long de la thèse, de nous avoir permis de parcourir les fantastiques paysages d’Islande, pour ces copieux plats auvergnats et autres repas et pots partagés. En espérant que nous aurons le plaisir de nous cotoyer encore longtemps.

Merci à Roland Lenain dont les travaux ont été parmi les premiers à m’inspirer, avec ceux de Matthew Spenko. Cette rencontre fût tant une révélation sur le plan scientifique que sur le plan humain. J’espère bientôt de nouveau traverser la capitale de l’asticot pour aller joyeusement courir derrière un robot dans les champs de Montoldre.

Merci à Delphine Bellot, à Faïz Ben Amar et à David Bétaille pour avoir à maintes reprises éclairé ma lanterne. Merci aussi à tous les permanents du LRP

puis de l'ISIR avec qui j'ai pu avoir de fructueuses discussions, que ce soit pour la recherche ou tout simplement amical.

Je remercie Pascale et Michèle, secrétaires au LRP puis à l'ISIR, ainsi que Sonia et Patricia, secrétaires à Robosoft, pour leur aide essentielle dans toute cette paperasse administrative.

Je remercie les collègues de Robosoft que j'aurai le plus souvent côtoyé par téléphone, pour leur aide.

Je tiens à remercier les stagiaires, thésards et permanents de l'ISIR pour leur sympathie. Une pensée particulière pour mes deux compagnons de galère Camille (Crap ou Saloon) et Nathanaël (Make Clean ou Tarace), mais aussi Sébastien (le Belge), Damien (Lhomme), Léa, Bertrand (Bru), Joseph (le Corse), Sébastien (Rub), Thibaud (TrouThib), Juan Camilo (Puco), Jan Manuel (Juan Ma), Miguel (le Mexicain), Pierre (Grincheux), Consuelo, Anja et tous les autres qui m'ont supporté tout ce temps, en m'excusant pour ceux que j'aurai oublié de citer ici et en souhaitant une longue vie à Trouville.

Je remercie mon père et Alain Ergas pour avoir consciencieusement relu plusieurs de mes publications en anglais, et plus généralement toute ma famille et mes amis pour leur soutien indéfectible, y compris pendant ces longs moments d'absence que requiert une thèse.

Merci.

« Si, en effet, chaque instrument était capable, sur une simple injonction, ou même présentant ce qu'on va lui demander, d'accomplir le travail qui lui est propre, comme on le raconte des statues de Dédale ou des trépieds d'Héphaïstos, lesquels, dit le poète, *Se rendaient d'eux-mêmes à l'assemblée des dieux*, si, de la même manière, les navettes tissaient d'elles-mêmes, et les plectres pinçaient tout seuls la cithare, alors, ni les chefs d'artisans n'auraient besoin d'ouvriers, ni les maîtres d'esclaves. »

La Politique, livre I, Aristote.

Table des matières

Nomenclature	V
1 Introduction	1
1.1 Contextes scientifique et industriel	1
1.2 Structure du document	3
2 Préambule au suivi de chemin des robots mobiles rapides	5
2.1 Problématique	5
2.1.1 La robotique mobile rapide	6
2.1.2 Commande des robots mobiles rapides à roues	8
2.1.3 Critères et systèmes de stabilité dynamique	10
2.2 Approche retenue	12
2.3 Modélisation dynamique des robots mobiles à roues	14
2.3.1 Modèle générique avec glissement	14
2.3.2 Relation cinémato-statique au contact roue-sol	14
2.3.3 Équations dynamiques	19
2.4 Outils d'évaluation des performances	20
2.4.1 Environnement de simulation	20
2.4.2 Plates-formes expérimentales	23
2.5 Contributions de la thèse	27
2.5.1 Localisation rapide et précise des robots mobiles à roues	27
2.5.2 Commande des robots mobiles à roues non directionnelles	27
2.5.3 Commande des robots mobiles à roues directionnelles	27
3 Localisation à haute vitesse	29
3.1 Méthodes de navigation	31
3.1.1 Mesure à l'estime	31
3.1.2 Mesure hybride GPS-estime	32
3.2 Filtre de Kalman étendu pour le temps réel	33
3.2.1 Modélisation	34
3.2.2 Modélisation des bruits	36
3.2.3 Étape de prédiction	38
3.2.4 Étape d'observation	39
3.2.5 Rejet d'observations GPS erronées : le test de Mahalanobis	39
3.3 Application au projet CTS-SAT : simulation	40
3.3.1 Architecture	40

3.3.2	Résultats	42
3.4	Expérimentations	44
3.4.1	Premiers tests	44
3.4.2	Tests finaux	47
3.5	Conclusions	50
4	Commande par modes glissants d'un robot à roues non directionnelles	51
4.1	Présentation de la commande	51
4.1.1	Motivations	51
4.1.2	Principe de fonctionnement	53
4.1.3	La réticence	54
4.2	Commande d'un robot à roues non directionnelles	55
4.2.1	Asservissement de l'angle de lacet θ	56
4.2.2	Asservissement de la vitesse linéaire u	60
4.2.3	Expression de la loi de commande globale	61
4.3	Application à un robot à 4 roues	61
4.3.1	Simulations en environnement 3D	61
4.3.2	Essais réels	62
4.4	Application au robot robuROC 6	67
4.4.1	Évaluation des performances en simulation	67
4.4.2	Suivi de chemin sur sol plat	67
4.4.3	Suivi de chemin sur sol sinusoïdal	68
4.4.4	Proposition d'un coefficient de glissement variable en fonction de critères de stabilité	69
4.5	Conclusions	71
5	Stabilisation en lacet d'un robot à roues directionnelles	73
5.1	Problématique et approche retenue	75
5.1.1	La commande cinématique classique et ses limites	75
5.1.2	Cinématique en lacet	76
5.1.3	Limite théorique	77
5.1.4	Exemple expérimental	77
5.1.5	Approche avec modulation du couple d'une roue	79
5.2	L'algorithme de stabilisation	79
5.2.1	Étude de l'influence des variables d'entrée	79
5.2.2	Étude qualitative	82
5.2.3	Algorithme de synthèse	82
5.2.4	Architecture de commande complète	83
5.3	Évaluation des performances en simulation	86
5.4	Résultats expérimentaux	88
5.4.1	Description du protocole expérimental	88
5.4.2	Premiers types d'essais	88
5.4.3	Second jeu d'essais	94
5.4.4	Troisième jeu d'essais	96
5.4.5	Conclusions et évolutions envisageables	98

5.5	Augmentation de la commande pour un robot bi-directionnel	99
5.5.1	Synthèse de l'algorithme	99
5.5.2	Définition du gain	100
5.6	Conclusions	101
6	Vers une commande en dérapage	103
6.1	Optimisation temporelle d'un suivi stable de chemin	103
6.1.1	Étude de la dynamique en suivi de chemin	103
6.1.2	Génération de mouvements	105
6.2	Introduction de glissements pour le suivi de chemin	106
6.2.1	Étude qualitative	107
6.2.2	Premiers tests en mode télécommandé	108
6.2.3	Tests en mode autonome	110
6.2.4	Travaux en cours	111
7	Conclusions	113
7.1	Bilan	113
7.2	Perspectives	114
	Publications	115
	Table des figures	117
	Liste des tableaux	121
	Bibliographie	123

Nomenclature

SYMBOLE UNITÉ DESCRIPTION

Liste des abréviations

GNSS	-	<i>Global Navigation Satellite System</i> pour système de positionnement par satellites
GPS	-	<i>Global Positioning System</i> pour système de positionnement mondial par satellites
DGPS	-	<i>Differential GPS</i> pour GPS différentiel
RTK	-	<i>Real Time Kinematic</i> pour cinématique temps réel
IMU	-	<i>Inertial Measurement Unit</i> pour centrale inertielle
AHRS	-	<i>Attitude and Heading Reference System</i> pour système de référence de l'attitude et de la direction
INS	-	<i>Inertiel Navigation System</i> pour guidage inertielle
EKF	-	<i>Extended Kalman Filter</i> pour filtre de Kalman étendu
PPS	-	<i>Pulse Per Second</i> pour pulsation par seconde
UTC	-	<i>Universal Time, Coordinated</i> pour Temps Universel Coordonné
NMEA	-	<i>National Marine Electronics Association</i> , norme de communication entre équipements marins dont les équipements GPS
NIS	-	<i>Normalized Innovation Square</i> pour innovations normalisées au carré
UGV	-	<i>Unmanned Ground Vehicle</i> pour véhicule terrestre sans pilote
LLT	-	<i>Lateral Load Transfert</i> pour transfert de charge latéral
ZMP	-	<i>Zero Moment Point</i> pour point nul de moment
ESC	-	<i>Electronic Stability Control</i> pour commande de stabilité électronique
ESP	-	<i>Electronic Stability Program</i> pour programme de stabilité électronique
ABS	-	<i>Antiblockiersystem</i> pour système de freinage antibloquage
ASR	-	<i>Acceleration Slip Regulation</i> pour régulation de l'accélération pour limiter le glissement
RSG	-	Roulement Sans Glissement
NGL	-	Non Glissement Latéral

Notations générales

\mathbb{R}	-	Ensemble des réels
\mathbb{N}	-	Ensemble des entiers
E	-	Espace vectoriel
C	-	Chemin
s	m	Abscisse curviligne
$c(s)$	m^{-1}	Courbure du chemin
$R(s)$	m	Rayon de courbure du chemin
$\mathcal{M}_{m,n}(\mathbb{R})$	-	Ensemble des matrices de dimension (m,n) à coefficients réels
$\mathbf{R}()$	-	Matrice rotation
t	s	Temps
t_0	s	Instant initial
\mathcal{R}_0	-	Repère fixe
O_0	-	Origine du repère fixe
\mathbf{x}_0	-	Axe des abscisses du repère fixe
\mathbf{y}_0	-	Axe des ordonnées du repère fixe
\mathbf{z}_0	-	Axe vertical du repère fixe
\mathcal{R}	-	Repère lié au robot
G	-	Centre de gravité du robot
\mathbf{x}	-	Axe des abscisses du repère lié au robot
\mathbf{y}	-	Axe des ordonnées du repère lié au robot
\mathbf{z}	-	Axe vertical du repère lié au robot
\mathcal{R}_i	-	Repère lié à la roue i
P_i	-	Point origine du repère de la roue i
\mathbf{x}_i	-	Axe des abscisses du repère lié à la roue i
\mathbf{y}_i	-	Axe des ordonnées du repère lié à la roue i
\mathbf{p}_i	-	Vecteur \vec{GP}_i projeté dans \mathcal{R}
$\tilde{\mathbf{p}}_i$	-	Matrice anti-symétrique de préproduit vectoriel de \mathbf{p}_i

Paramètres du robot

l	m	Empattement (distance entre l'essieu avant et l'essieu arrière)
$2w$	m	Voie (distance entre les deux roues d'un même essieu)
w_l	m	Demi-voie gauche
w_r	m	Demi-voie droite
h	m	Hauteur du centre de gravité
M	kg	Masse totale
I_z	$kg.m^2$	Moment d'inertie total par rapport à l'axe vertical
R	m	Rayon des roues
M_w	m	Masse des roues

I_w	$kg.m^2$	Inertie de la roue (ensemble {moteur, réducteur, roue})
N	-	Nombre de roues du robot
$1 \leq i \leq N$	-	Indice des roues
w_i	m	Position de la roue i selon \mathbf{x} par rapport à G
l_i	m	Position de la roue i selon \mathbf{y} par rapport à G

Notations associées à l'état global du robot

\mathbf{x}	-	Vecteur d'état $\mathbf{x} = [x \ y \ \theta]^T$
x	m	Position de G selon \mathbf{x}_0
y	m	Position de G selon \mathbf{y}_0
θ	rad	Angle de lacet suivant \mathbf{z}_0
δ	rad	Angle de braquage des roues avant
V	m/s	Norme de la vitesse
$\vec{\Omega}$	-	Vecteur vitesse angulaire
\mathbf{u}	-	Vecteur vitesse généralisée $\mathbf{u} = [u \ v \ r]^T$
u	m/s	Vitesse longitudinale en G suivant \mathbf{x}
v	m/s	Vitesse latérale en G suivant \mathbf{y}
r	rad/s	Vitesse de lacet suivant \mathbf{z}_0
i_{roulis}	-	Indice de roulis
β	rad	Angle de glissement
\mathbf{J}	-	Matrice jacobienne
\mathbf{M}	-	Matrice d'inertie
\mathbf{C}	-	Matrice des forces de Coriolis
\mathbf{F}_c	-	Vecteur des forces de contact
\mathcal{T}	-	Vecteur des couples dans les roues
F_x	N	Force longitudinale
F_y	N	Force latérale
T_z	$N.m$	Moment vertical en G

Notations associées à l'état de la roue i

δ_i	rad	Angle de braquage
α_i	rad	Angle de glissement
ω_i	rad/s	Vitesse de rotation
\vec{V}_i	-	Vecteur vitesse en P_i exprimé dans \mathcal{R}_i
V_i	m/s	Vitesse
\mathbf{V}	-	Vecteur des vitesses des roues
\mathbf{V}_i	-	Vecteur vitesse généralisée en P_i exprimé dans \mathcal{R}_i
v_{xi}	m/s	Vitesse longitudinale suivant \mathbf{x}_i
v_{yi}	m/s	Vitesse latérale suivant \mathbf{y}_i
v_{gi}	m/s	Vitesse de glissement longitudinal suivant \mathbf{x}_i
\mathbf{F}_i	-	Vecteur force au contact roue-sol

F_{xi}	N	Force longitudinale
\mathbf{f}_x	-	Vecteur des efforts longitudinaux des roues
\mathbf{G}_x	-	Matrice de transformation équivalente au torseur des efforts longitudinaux
F_{yi}	N	Force latérale
\mathbf{f}_y	-	Vecteur des efforts latéraux des roues
\mathbf{G}_y	-	Matrice de transformation équivalente au torseur des efforts latéraux
F_{zi}	N	Force normale
$F_{nl,i}$	N	Force normale d'une roue gauche
$F_{nr,i}$	N	Force normale d'une roue droite
l_{li}	m	Allongement de l'amortisseur d'une roue gauche
l_{ri}	m	Allongement de l'amortisseur d'une roue droite
C_{α_i}	N	Gain positif
τ_i	$N.m$	Couple appliqué
\mathbf{J}_i	-	Matrice jacobienne
J_{xi}	-	Première ligne de \mathbf{J}_i
J_{yi}	-	Seconde ligne de \mathbf{J}_i
rr	-	Indice pour désigner la roue arrière droite
rl	-	Indice pour désigner la roue arrière gauche
fr	-	Indice pour désigner la roue avant droite
fl	-	Indice pour désigner la roue avant gauche
f	-	Indice pour désigner la roue avant du modèle bicyclette
r	-	Indice pour désigner la roue arrière du modèle bicyclette

Notations associées au filtre de localisation

T_e	s	Période d'échantillonnage
$\hat{X}_{i i}$	-	Vecteur d'état estimé
$P_{i i}$	-	Covariance de l'erreur d'estimation
X	-	Vecteur d'état (position et orientation)
X_i	-	Vecteur d'état discrétisé
P_0	-	Point position
x	m	Abscisse de P_0
y	m	Ordonnée de P_0
P	-	Point position de l'antenne GPS
T_x	m	Décalage axial de P par rapport à P_0
T_y	m	Décalage transversal de P par rapport à P_0
x_i	m	Abscisse discrétisée
y_i	m	Ordonnée discrétisée
θ_i	rad	Orientation discrétisée
U	-	Vecteur des entrées de commande
U_i	-	Vecteur des entrées de commande discrétisé
U_{mes_i}	-	Mesure du vecteur d'entrée
Δs_i	m	Distance élémentaire parcourue pendant T_e

$\Delta\theta_i$	<i>rad</i>	Variation élémentaire de cap
r_i	<i>rad/s</i>	Vitesse de lacet moyenne mesurée
V	<i>m/s</i>	Vitesse longitudinale
Y_i	-	Équation de sortie
x_{DGPS_i}	<i>m</i>	Abscisse mesurée par le DGPS
y_{DGPS_i}	<i>m</i>	Ordonnée mesurée par le DGPS
H	-	Matrice de relation de sortie
W_i	-	Bruits de mesure GPS
P_{Y_i}	-	Covariance des bruits de mesure GPS
V_i	-	Bruit des erreurs de modélisation
$E\{b\}$	-	Espérance mathématique de la variable de bruit b
σ_b^2	<i>m²</i>	Variance des bruits cinématiques ou des bruits de mesure odométrique
σ_b^2	<i>s⁻²</i>	Variance de bruit de mesure gyroskopique
S_{gyro}	<i>s^{-3/2}</i>	Coefficient de marche aléatoire sur l'angle intégré du gyroscope
Δt	<i>s</i>	Intervalle de temps entre i et $i + 1$
S_{mod}	<i>m.s^{-1/2}</i>	Coefficient de marche aléatoire sur la position d'après le modèle cinématique
P_{X_i}	-	Covariance des bruits de mesure des capteurs proprioceptifs
Q	-	Covariance des bruits de modélisation
F_i	-	Matrice jacobienne d'état
J_{ui}	-	Matrice jacobienne des entrées de commande

Notations associées à la commande par modes glissants

s	-	Surface de glissement
τ_u	<i>N.m</i>	Couple généralisé pour la commande en vitesse longitudinale
τ_θ	<i>N.m</i>	Couple généralisé pour la commande en lacet
O	-	Point centre de l'essieu arrière
u_d	<i>m/s</i>	Vitesse longitudinale désirée
θ_d	<i>rad</i>	Angle de lacet désiré
$\tilde{\theta}_d$	<i>rad</i>	Angle de lacet désiré modifié
d	<i>m</i>	Erreur latérale
$c_{d\theta}$	<i>rad.s⁻²</i>	Loi de commande en lacet
n	<i>rad.s⁻²</i>	Fonction sur les incertitudes pour la commande en lacet
c_u	<i>m.s⁻²</i>	Loi de commande en vitesse longitudinale
m	<i>m.s⁻²</i>	Fonction sur les incertitudes pour la commande en vitesse longitudinale
σ_θ	<i>rad.s⁻²</i>	Terme de glissement pour la commande en lacet
σ_u	<i>m.s⁻²</i>	Terme de glissement pour la commande en vitesse longitudinale
\mathbf{u}_{ur}	-	Vecteur des vitesses longitudinale et angulaire

V	-	Fonction candidate de Lyapunov
\mathbf{x}	-	Vecteur d'état des erreurs
ε_θ	rad	Erreur de l'angle de lacet
ε_u	$m.s^{-1}$	Erreur de vitesse longitudinale
ε	-	Vecteur d'erreur globale
d_0	m	Gain positif
K_p^θ	s^{-2}	Gain positif
K_d^θ	s^{-1}	Gain positif
A	-	Matrice constante
B	-	Matrice constante
ω_n	s^{-1}	Pulsation propre
ξ	-	Facteur d'amortissement
T_r	s	Temps de réponse à 5%
P	-	Matrice symétrique définie positive
p_{ij}	-	Composante (i,j) de la matrice P
Q_l	-	Matrice symétrique définie positive
a	-	Gain positif
b	-	Gain positif
μ	s^{-2}	Gain positif
K_p^u	s^{-1}	Gain positif
ρ	$m.s^{-2}$	Gain positif
ν_u	ms^{-1}	Gain positif
ν_θ	-	Gain positif
\mathbf{K}_{gliss}	-	Coefficient de glissement global
\mathbf{K}_{0gliss}	-	\mathbf{K}_{gliss} minimum
A_k	-	Vecteurs de gains positifs
a_{kl}	-	Gain positif

Notations associées à la commande globale avec stabilisation en lacet

ε_{lat}	m	Erreur latérale
ε_{ang}	rad	Erreur angulaire de lacet
ε	rad/s	Erreur en vitesse de lacet
ε_1	rad/s	seuil limite positif
K_p	m^{-2}	Gain positif
K_d	m^{-1}	Gain positif
K	$N.s$	Gain positif
k_i	$N.s$	Gain positif
K_{ω_i}	$N^{-1}.s^{-2}$	Gain positif
K_{τ_i}	Ns	Gain positif de commande cinématique de la roue i
ω_i^c	rad/s	Vitesse résultant de la commande de suivi de chemin
$\Delta\omega_i^s$	$rad.s^{-2}$	Variation de vitesse résultant de la stabilisation
V_c	m/s	Vitesse constante de consigne
r_t	rad/s	Vitesse de lacet théorique sans glissement
T_e	s	Période d'échantillonnage de la commande

V_{di}	m/s	Vitesse désirée de la roue i
V_{ni}	m/s	Vitesse mesurée de la roue i
F_{xi}^c	N	Force résultant de la commande de suivi de chemin
F_{xi}^s	N	Force résultant de la stabilisation
F^s	N	Force stabilisante
Φ	-	Fonction de l'algorithme de stabilisation
δ_{Traj}^{Pred}	rad	Angle de braquage prédit
$\delta_{Deviation}$	rad	Angle de braquage des variables non prévisibles
δ^C	rad	Angle de braquage de commande
δ^M	rad	Angle de braquage mesuré
δ^R	rad	Angle de braquage réel
$\hat{\delta}^R$	rad	Angle de braquage réel estimé
$\delta_{[n]}^M$	rad	Angle de braquage mesuré à l'itération n
H	s	Horizon de prédiction
n_H	-	Nombre d'itérations pour atteindre H
D	-	Critère de minimisation quadratique

Chapitre 1

Introduction

1.1 Contextes scientifique et industriel

Les travaux de recherche développés dans cette thèse sont le résultat d'un partenariat existant depuis de nombreuses années entre l'ISIR (Institut des Systèmes Intelligents et de Robotique, laboratoire de recherche de l'université Pierre et Marie Curie Paris 6 et du CNRS) et la société Robosoft spécialisée dans la robotique de service et tout particulièrement la robotique mobile. L'application à la navigation autonome et sécurisée est le champ expérimental dominant dans le cadre des activités de Robosoft.

Cette thèse CIFRE a été financée par la société Robosoft, avec le soutien de l'ANRT (Association Nationale de la Recherche Technique). La nature de ce financement donne à cette thèse un cadre applicatif privilégié, vu les impératifs de projets de recherche à court terme et les objectifs concurrentiels à plus long terme d'une société comme Robosoft, qui cherche à se maintenir à la pointe de la technologie. C'est pourquoi, les expérimentations sont effectuées sur des robots mobiles à roues, comme le RobuCAR imaginé et conçu par Robosoft ou le RobuROC 6 de l'ISIR conçu en collaboration ISIR/Robosoft et fabriqué par Robosoft, mais également d'autres robots de l'ISIR. Cela étant, les résultats trouvés ici demeurent suffisamment généraux pour être appliqués à d'autres véhicules.

Ce travail s'inscrit en partie dans le contexte du projet européen FAST (Fast Autonomous Rover System), lancé par l'ANR dans le cadre du programme PSIROB'07 (projet PSIROB07 – 184177) pour l'élaboration d'un robot mobile autonome tout-terrain, évoluant à haute vitesse tout en garantissant sa propre intégrité physique.

Il fait suite aux projets européens Cybercars et Cybercars 2 lancés par l'INRIA (Institut National de Recherche en Informatique et en Automatique) dont l'objectif était de mettre au point des véhicules urbains totalement automatisés, et plus récemment la mise en service de véhicules de transport automatiques de personnes au Parc Vulcania (Auvergne) et au Fort du Simserhof (Lorraine) dans des milieux moins structurés avec des chemins en pente.

Ce projet de recherche s'intéresse aux problèmes de commandes liés à l'évolution autonome de véhicules à haute fréquence de sollicitation dynamique, soit dans des conditions d'adhérence très variables, tant longitudinalement que latéralement. Ces conditions engendrent des risques de glissement ou de perte de contact entre les roues et le sol. L'objectif est alors de développer des méthodes originales d'observation et de contrôle des déplacements d'un robot mobile à très grande vitesse dans des environnements extérieurs non structurés. Il s'agit là de dépasser les limitations des systèmes robotiques existants en termes de rapidité d'évolution en milieux ouverts mais aussi d'adaptation de leur comportement aux caractéristiques des sols, de maintien de leur intégrité physique et de la qualité de la propulsion (robustesse et autonomie).

On dénombre aujourd'hui assez peu de travaux traitant de ce sujet malgré un intérêt croissant pour ces problématiques. Dans la plupart de ces travaux, les systèmes présentés sont relativement rapides mais évoluent dans un contexte opératoire simplifié, le plus souvent le long de chemins structurés ou dans des champs ouverts avec très peu d'obstacles. Il s'agit par exemple du cadre du Grand Challenge de la DARPA (Defense Advanced Research Projects Association) mettant en œuvre des véhicules tout-terrain classiques qui sont modifiés par l'ajout d'actionneurs et d'instruments dédiés mais ne proposant pas d'innovations majeures sur l'architecture de commande des vecteurs terrestres.

Dans l'automobile classique, ce type de recherche pour l'assistance au conducteur a abouti à des résultats tels que l'ABS (Antiblockiersystem) ou l'ESP (Electronic Stability Program) qui sont autant de moyens d'améliorer la stabilité du véhicule en modifiant son comportement. D'autres systèmes permettent même l'automatisation complète d'un type de tâche comme par exemple le système de docking mis en place par la société Bosch qui se charge de faire se garer le véhicule de façon totalement autonome. Dans un tel contexte, l'automatisation complète de la conduite d'un véhicule a toute sa place.

En robotique mobile, peu de travaux traitent de la commande stable et robuste d'engins à haute vitesse en milieu déstructuré. Dans la plupart des cas, on considère que le véhicule évolue dans un environnement structuré sur un sol parfaitement horizontal, ce qui permet de faire une étude en deux dimensions et de s'affranchir des problèmes de perturbations liées à une dynamique à haute fréquence. On formule également quelques hypothèses simplificatrices, principalement sur les conditions de contact roue-sol (contact ponctuel, roulement sans glissement, *etc.*). Dans le cas d'environnements moins structurés, de telles hypothèses ne seront ici plus envisageables. Les phénomènes de glissement, ainsi que l'importance d'un bon maintien de l'intégrité physique du système, seront étudiés dans ces conditions.

1.2 Structure du document

Tout d'abord, le chapitre 2 permet de présenter quelques éléments de la littérature sur la commande de robots mobiles rapides à roues. Il détaille en outre un modèle générique de robots mobiles à roues, ainsi que des outils de simulation et expérimentaux qui serviront de base d'étude dans toute la suite de ce mémoire. Le problème de la commande d'un véhicule à haute vitesse sur terrain glissant en milieu extérieur, dont la finalité est un suivi de chemin robuste, s'articule ensuite autour de quatre thèmes formant chacun un chapitre.

Le chapitre 3 traite de la localisation dans le contexte de la haute vitesse. Un filtre de Kalman étendu y est présenté. Celui-ci fournit la position et l'orientation du véhicule à partir de données odométriques, gyroscopiques et d'une position GPS. Ce filtre est modifié afin de satisfaire aux contraintes du temps réel. Ses performances sont ensuite analysées dans un environnement simulé. Des relevés des données des capteurs sont enfin réalisés lors d'essais expérimentaux afin de tester les performances de localisation du filtre pour reconstruire le chemin suivi par le véhicule.

Dans le chapitre 4, la commande en couple d'un véhicule à roues non directionnelles est ensuite traitée. Une commande par modes glissants pour un asservissement du lacet et de la vitesse longitudinale du robot est établie en considérant sa dynamique dans le plan du lacet. Cette commande est ensuite implémentée sur deux véhicules : le robuFAST A à quatre roues et le robuROC 6 à six roues. Ses performances ont été validées en simulation avec ces deux types d'architectures. Puis, des essais en milieu ouvert ont été menés avec la plate-forme robuFAST A.

Dans le chapitre 5, nous présentons un nouvel algorithme de stabilisation d'un véhicule à roues directionnelles. Cet algorithme est basé sur le principe de moduler les efforts appliqués indépendamment à chacune des roues, afin d'asservir la vitesse de lacet du véhicule. L'objectif est ainsi de maintenir son cap en prévenant tout phénomène de sortie de route ou de tête-à-queue. Cet algorithme est combiné à une commande cinématique de la direction du véhicule pour un suivi de chemin précis. La commande globale ainsi élaborée a été testée et validée avec succès en simulation, puis lors d'essais expérimentaux sur un terrain glissant.

Enfin, le chapitre 6 propose l'utilisation des dérapages pour l'optimisation du parcours d'un chemin du point de vue temporel. Une modélisation du comportement dynamique lors de phases transitoires de perte d'adhérence du véhicule est en cours d'étude. Une petite maquette d'essais a notamment été réalisée afin d'étudier les manœuvres dangereuses effectuées lors de la prise de virages à haute vitesse. Une machine de capture du mouvements permet alors d'effectuer des enregistrements très précis des positions du véhicule dans l'espace, et d'en extraire ensuite les différentes variables d'état de notre système.

Chapitre 2

Préambule au suivi de chemin des robots mobiles rapides

Ce chapitre définit le contexte général des travaux de recherche développés dans ce mémoire de thèse. Il s'agit d'étudier la commande de robots mobiles à roues évoluant à haute vitesse en terrain naturel. L'objectif premier de ce travail est une amélioration des performances en termes de suivi de chemin et de maintien de l'intégrité physique du système. Nous introduisons les problématiques qui se dégagent de ce contexte. Puis, au regard d'un état de l'existant, nous présentons l'approche retenue ainsi que les outils et méthodes utilisés afin d'atteindre les objectifs.

2.1 Problématique

Nous nous positionnons dans le cadre de la commande d'un robot mobile à roues fixes ou directrices, rapide et évoluant sur un terrain naturel. Rapide signifie que nous envisageons d'atteindre des vitesses importantes par rapport aux possibilités tant matérielles qu'en terme d'algorithmes de commandes que propose la robotique mobile actuelle, soit d'environ une dizaine de mètres par seconde. Le terrain naturel considéré ici est défini par les propriétés suivantes. Il est ouvert, quasiment plat (irrégularités de faible dimension par rapport au rayon des roues), soit globalement peu accidenté (absence de franchissement, mais évitement d'obstacles envisageable); il est horizontal (le cas de figure de la pente sera traité comme une perturbation); il est caractérisé par une cohésion faible (faibles propriétés d'adhérence dont les caractéristiques peuvent changer pendant des déplacements du robot).

Plusieurs problématiques se dégagent alors. Des non-linéarités apparaissent, consécutives à la saturation des efforts de cisaillement transmis au contact roue-sol. En conséquence, les sollicitations dynamiques du véhicule lors de son évolution à haute vitesse en terrain naturel entraînent des glissements importants des roues par rapport au sol, voire des phases balistiques ou des risques de retournement. Ces effets dynamiques qui ne sont pas pris en compte dans les postulats des commandes cinématiques usuelles remettent fortement en cause leur robustesse. Ils ne peuvent alors plus être considérés comme de simples perturbations. Ils sont à modéliser en tenant compte de l'influence de la structure cinématique du système locomoteur du

robot. Il est par conséquent nécessaire de développer des lois de commande dans un contexte dynamique permettant la gestion des phénomènes tribologiques complexes (phénomènes susceptibles de se produire entre deux systèmes matériels en contact) apparaissant dans l'interface entre les roues et le sol.

2.1.1 La robotique mobile rapide

Si en robotique mobile à roues, le critère de vitesse est un facteur critique, c'est en premier lieu parce que le gain de temps est un problème inhérent à la plupart des activités humaines. Pourtant, la robotique mobile rapide est un domaine assez récent, qui ne commence à se développer que depuis les années 1990. La principale raison à cela réside dans les limitations des avancées technologiques des calculateurs et des outils de mesure (fréquence d'acquisition des mesures, précision et fiabilité). Par exemple, le développement grand public de la technologie GPS, autrefois réservée à un usage militaire, est assez récent et le nouveau projet européen de système de positionnement par satellites Galileo ne verra pas le jour avant 2014¹. Seulement quelques solutions sont disponibles pour faire des mesures de positionnement avec une précision de l'ordre du centimètre à des fréquences pouvant atteindre les 100 Hz². Dans ce cas, elles combinent plusieurs types de capteurs proprioceptifs et extéroceptifs, et leurs prix atteignent rapidement plusieurs dizaines de milliers de dollars. Ainsi, les systèmes mécaniques considérés, aussi rapidement puissent-ils se déplacer, ne demeurent commandables de façon totalement autonome qu'à vitesse restreinte.

On rencontre davantage des véhicules autonomes ou semi-autonomes rapides que des robots rapides. Ces engins téléopérables qui sont souvent l'aboutissement de véhicules modifiés et instrumentés, se développent progressivement. Et les champs d'applications sont déjà nombreux. Dans le domaine militaire, on utilise des UGV (Unmanned Ground Vehicle) pour faire de la reconnaissance, de l'observation et de l'apport de secours. La vitesse est dans ce cas un critère essentiel de furtivité ou d'efficacité d'une mission, voir une composante vitale en cas de sauvetage de blessés ou d'assistance d'un groupe d'intervention. Parmi les systèmes les plus récents, on trouve notamment le Crusher [Bode, 2007] développé par le centre de robotique national de l'université de Carnegie Mellon (figure 2.1³). En agriculture, la conception de machines agricoles entièrement automatisées, rapides et précises, vise à augmenter les rendements d'exploitation des surfaces cultivées. Dans ce cas, la nature des sols peu cohésifs pose problème. Parmi divers travaux, Derrick et Bevly [2009] étudient la commande adaptative référencée modèle d'un tracteur agricole pour asservir sa position latérale lors d'un suivi de chemin en ligne droite. En ce qui concerne le transport de personnes, que ce soit pour les transports en commun automatisés actuels ou pour les transports de demain, on cherche toujours à optimiser les temps de transport d'un lieu à un autre, tout en garantissant la sécurité des passagers. Dans ce domaine, on peut citer l'édition 2007 du DARPA's Urban Challenge, une compétition organisée aux États-Unis, dont l'objectif est de mettre au point un véhi-

¹http://ec.europa.eu/enterprise/policies/space/galileo/index_en.htm

²www.canalgeomatics.com/product_files/SPAN-CPT%20Product%20Sheet_233.pdf

³www.rec.ri.cmu.edu/projects/crusher/Crusher_Brochure.pdf

cule capable d'évoluer au sein d'un trafic urbain complexe. Cette compétition a été remportée par le véhicule Boss (figure 2.2, [Urmson *et al.*, 2008]), un Chevrolet Tahoe équipé de nombreux capteurs de l'équipe Tartan Racing de l'université Carnegie Mellon. Il a parcouru une distance d'environ 88,5 km avec une vitesse moyenne de 6,26 m/s. Peuvent également être cités les engins automatisés, pour la surveillance de sites ou du déplacement en milieu tout-terrain (comme le kart ou le quad traité dans la thèse de Bouton [2009]).



Figure 2.1: Crusher



Figure 2.2: Boss



Figure 2.3: ARTEmiS

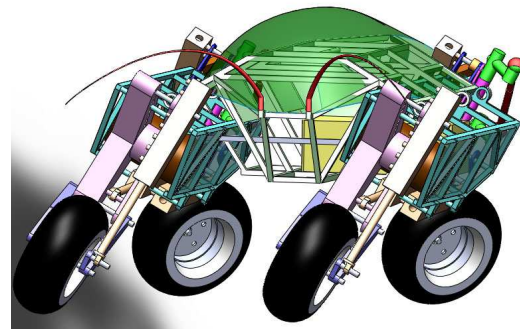


Figure 2.4: robuFAST B

Nom	Longueur(m)	Largeur(m)	Masse(kg)	Vitesse max.(m/s)
Crusher	5,10	2,59	6000	12,8
Boss	5,05	2,07	2500	13,3
ARTEmiS	0,89	0,61	35,4	7
robuFAST A	1,20	1,22	350	7,5
robuFAST B	1,67	1,00	200	>10

Tableau 2.1: Exemples de systèmes mobiles à roues rapides

Les systèmes mécaniques spécifiques au monde de la robotique permettent d'optimiser la commandabilité (ou contrôlabilité). La notion de contrôlabilité a été inventée par Kalman [1963] à propos des systèmes linéaires. La contrôlabilité est, avec l'observabilité, également inventée par Kalman, un concept clé pour la compréhension des propriétés structurelles et qualitatives, comme la stabilisation. L'extension

de la contrôlabilité aux systèmes non linéaires de dimension finie puis infinie a suscité depuis près de quarante ans une littérature importante, les auteurs procédant en général à une généralisation naturelle de la définition initiale. Les vecteurs \mathbf{u} et \mathbf{x} étant respectivement la commande (ou l'entrée) et l'état du système considéré évoluant dans un \mathbb{R} -espace vectoriel E que l'on confond avec son espace affine canonique associé, on dit que celui-ci est contrôlable, ou commandable, si on peut joindre deux points de l'espace d'état, c'est-à-dire si étant donnés deux points $P_0, P_1 \in E$ et deux instants t_0 et t_1 tels que $t_0 < t_1$, il existe une commande \mathbf{u} définie sur $[t_0, t_1]$ telle que $\mathbf{x}(t_i) = P_i$, $i = 0, 1$. La contrôlabilité de tout système mobile de type voiture a été démontrée par Laumond [1986] à l'aide d'outils de la théorie du contrôle des systèmes non linéaires. Ce résultat formel confirme l'intuition expérimentale qu'à tout conducteur, à savoir que, moyennant un certain nombre de manœuvres il est toujours possible d'emmener une voiture d'une configuration à une autre.

Une méthode de classification de tous les types de plates-formes de robots mobiles à roues a été proposée par Campion *et al.* [1996], en fonction de leurs propriétés cinématiques et dynamiques. L'intensité des entrées de commande en rotation ainsi qu'en angle de direction des roues d'un robot est maîtrisée indépendamment pour chacune d'entre elles. On procède éventuellement à l'ajout de mobilités internes (par exemple [Nie *et al.*, 2009]), qui deviennent alors autant d'entrées supplémentaires à commander, et la structure géométrique du robot est pensée en fonction de ses objectifs. Parmi les quelques robots mobiles rapides à roues existant, on peut citer le robot ARTEmiS (figure 2.3, [Spenko *et al.*, 2005]) du département d'ingénierie mécanique de l'université de Stanford, le robot robuFAST A présenté au paragraphe 2.4.2.1 de ce mémoire, ou le robot robuFAST B (figure 2.4 de l'architecture mécanique, [Cau, 2009]) actuellement en cours de conception à partir des études préliminaires menées avec le robuFAST A. Des caractéristiques des véhicules et robots cités précédemment sont reportées dans le tableau 2.1.

2.1.2 Commande des robots mobiles rapides à roues

Le problème de la commande se décompose en deux sous-problèmes : la convergence vers un état donné et le suivi d'une trajectoire ou d'un chemin. Une trajectoire est un ensemble de coordonnées définies en fonction du temps. Le suivi de trajectoire consiste à asservir la position et l'orientation d'un point quelconque du véhicule sur un point de la trajectoire déterminé en fonction du temps. Alors qu'un chemin ne dépend pas du temps, il est défini par une fonction paramétrique de l'abscisse curviligne. Le suivi de chemin consiste à minimiser l'écart entre un point du véhicule et la courbe définie par l'ensemble des points du chemin. Dans ce cas, que nous aborderons aux chapitres 4 et 5, la vitesse de déplacement du véhicule, non nulle, est définie par ailleurs. Bien que non traitée dans ce manuscrit, il est également important d'évoquer la génération de trajectoire. Celle-ci est importante pour l'évitement d'obstacles, le recollement à une trajectoire de référence ou le maintien dans un couloir.

La notion de couloir (figure 2.5) peut être définie selon les critères donnés lors

de l'évènement DARPA Grand Challenge 2005⁴. Un couloir est caractérisé par un ensemble de points de passage. Chaque point de passage possède son identifiant (entier à partir de 1) et sa position absolue (par exemple sa longitude et sa latitude en degrés en coordonnées WGS84 (World Geodetic System of 1984 [Imagery *et al.*, 2000]), et éventuellement son altitude). La limite latérale (LL), définie en mètres,

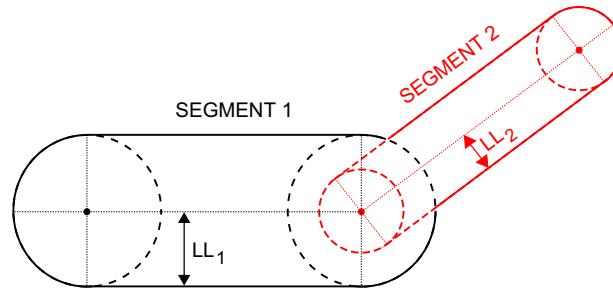


Figure 2.5: Géométrie du couloir

correspond au rayon définissant la frontière du couloir autour du point de passage et représente la demi-largeur du couloir jusqu'au prochain point de passage. Si les points de passage sont définis à partir d'un système GPS, il faut tenir compte des spécifications matérielles pour définir une marge d'erreur en position. Le robot mobile doit évoluer à l'intérieur du couloir ainsi défini par l'ensemble des points de passage avec des tolérances latérales. Le couloir n'étant pas défini en fonction du temps, il peut être vu comme une extension de la notion de chemin. On peut éventuellement ajouter l'information de vitesse limite admissible le long du segment suivant le point de passage considéré. En fonction de l'objectif désigné, on peut également procéder à l'évaluation d'un ensemble restreint de trajectoires élémentaires [Simmons *et al.*, 1995] ou alors à la déformation de la trajectoire nominale [Lamiriaux et Bonnafous, 2005]. Le robot s'arrête en cas d'impossibilité de franchissement d'un obstacle.

Pour la mise en œuvre de lois de commande de suivi de chemin, la contrainte non holonome (soit ici une contrainte cinématique non intégrable) de roulement sans glissement, détaillée à la section 2.3.2, n'est plus valide. Or, elle est supposée vérifiée dans la plupart des approches de mise en œuvre de lois de commande. Dans ce cas, les hautes vitesses nécessitent l'utilisation de modèles suffisamment simples, tandis que la complexité des phénomènes en présence requiert une représentation fine du comportement du robot. La dynamique d'un système en dérapage étant complexe à modéliser analytiquement avec précision, des méthodes numériques sont également proposées pour mettre en place des lois de commande basées modèle, et notamment la commande prédictive. Ainsi, Wei *et al.* [2007a,b] proposent des techniques de résolution numérique (comme la programmation quadratique séquentielle) de problèmes de modélisation et de commande optimale de systèmes hybrides en distinguant, dans le cas d'un véhicule, si les roues roulent ou glissent. Un modèle prédictif établi à partir de ces méthodes numériques est utilisé pour faire tendre vers un état désiré le véhicule sujet à des glissements. Cependant, même pour un système simple à deux roues non directrices, cette méthode numérique nécessite des temps de calculs qui

⁴Route Data Definition File (RDDF)

rendent impossible une implémentation en temps réel. Les lois de commande doivent donc optimiser ce compromis afin de permettre une bonne précision du suivi tout en satisfaisant les contraintes du temps réel.

Dans le cadre de ce type de commande globale d'un véhicule, peu de travaux proposent donc une approche complète permettant à un robot terrestre d'atteindre de hautes vitesses sur terrain glissant en assurant son intégrité. Parmi les études les plus abouties, on pourra citer les résultats de Spenko, Iagnemma et Dubowsky ([Spenko *et al.*, 2006], [Spenko *et al.*, 2005], [Iagnemma *et al.*, 2003]) qui ont mis en place un algorithme d'évitement d'obstacles s'appuyant sur l'organisation d'un "espace des trajectoires" admissibles en fonction des performances du véhicule considéré. Plus précisément, cet espace à deux dimensions est défini par la courbure du chemin suivi et la vitesse instantanée du robot. Les limites des performances dynamiques du robot sont déterminées dans ce plan. Cet algorithme ne s'applique que pour des vitesses strictement positives du véhicule. C'est une véritable avancée dans la mesure où cette loi de commande ne s'applique pas seulement à un critère restreint, mais bien à la mise en place d'une commande globale robuste pour de hautes vitesses.

Cependant, il est important de remarquer que l'ensemble de ces travaux se basent sur la commande de variables cinématiques, et même si l'algorithme de Spenko prend en considération certains aspects liés à l'inertie du véhicule afin de déterminer ses performances dynamiques, aucune stabilisation dynamique, c'est-à-dire basée sur le contrôle des variables définissant la dynamique du robot, n'est réellement entreprise.

Une loi de commande basée sur un modèle dynamique complexe à trois dimensions est difficile à mettre en œuvre, en particulier pour les temps de calcul si l'on veut prétendre atteindre de hautes vitesses. C'est pourquoi une commande robuste non basée modèle, comme par exemple la commande par modes glissants, est plus adaptée. La robustesse de ce type de contrôleur vis-à-vis des imprécisions du modèle dynamique, permet une bonne fiabilité malgré la présence des phénomènes de glissement et les mouvements de roulis et tangage du système, dus aux variations de la géométrie du sol et par conséquent de la direction de la normale au contact. Un état de l'art sur la commande des robots à roues non directionnelles et plus spécifiquement la commande par modes glissants est proposé au début du chapitre 4 afin de motiver les développements théoriques qui y sont proposés.

2.1.3 Critères et systèmes de stabilité dynamique

En règle générale, la stabilité d'un système correspond à son aptitude à revenir vers un état d'équilibre lorsqu'il est soumis à des sollicitations extérieures. Il existe plusieurs définitions formelles de la stabilité en automatique. Pour un système non linéaire, la théorie de Lyapunov ou encore la théorie de la passivité sont généralement applicables. En commande, la stabilité consiste à faire converger le système considéré vers un état désiré, la convergence autour d'un point en étant un cas particulier. Nous proposons ici de traiter un autre cas, celui de l'état naturel d'un robot mobile à roues, c'est-à-dire l'évitement de situations de perte d'adhérence d'une ou plusieurs de ses roues au sol, voire de son renversement, au cours des déplacements.

Le LLT (Lateral Load Transfert) est un indice de stabilité en roulis d'un véhicule. Le LLT, qui varie entre -1 et 1 , est une relation de comparaison entre les efforts normaux aux roues gauches et droites. Si la norme du LLT vaut 1 , cela signifie que les roues d'un même côté ont commencé à se lever, soit que le véhicule commence à se retourner. Pour assurer la stabilité en roulis [Gáspár *et al.*, 2005], une valeur critique du LLT comprise entre $0,85$ et $0,95$ ne doit pas être dépassée. Cet indice exprimé dans le plan, est généralisable dans l'espace en trois dimensions. Dans les cas de systèmes multi-corps, plusieurs LLT sont à envisager au lieu d'un seul. Par exemple dans le cas d'un véhicule avec une remorque, nous aurons deux LLT. La difficulté de ce critère réside dans le calcul de la valeur des efforts normaux. On peut avoir recours à des capteurs de forces. Sinon, les estimer implique d'avoir un modèle physique de l'interaction roue-sol ainsi que le modèle de la dynamique globale du véhicule, pour pouvoir les retrouver indirectement à partir d'observations. En conditions réelles, la précision de la mesure de la stabilité en roulis d'un robot mobile rapide est conditionnée par divers facteurs tels que la position des capteurs sur le robot, l'estimation de la position de son centre de gravité, l'estimation du point d'application de la force sur le pneu ou l'influence de l'inertie des roues. Une analyse de l'influence de ces paramètres a été menée par Peters et Iagnemma [2006].

Également, il est important de considérer les perturbations verticales (bosse, trou, impact) qui produisent une déstabilisation et un retournement du robot. On s'intéressera alors à certains modèles et critères de stabilité. Notamment le ZMP (Zero Moment Point), emprunté à la robotique humanoïde, est un concept introduit en Janvier 1968 par Miomir Vukabratović au "Third All-Union Congress of Theoretical and Applied Mechanics" à Moscou, le nom de Zero Moment Point ne lui étant donné qu'entre 1970 et 1972. Le ZMP est le point où les moments de toutes les forces externes, gravité incluse, sont nulles. La projection au sol, supposé plan, du centre de gravité du robot à l'intérieur d'une zone délimitée par les points de contact des roues au sol (appelée polygone de sustentation) garantit la stabilité du point de vue quasi-statique. Ce critère de stabilité n'est pas quantitatif, c'est-à-dire qu'on peut savoir si le véhicule est stable, mais pas s'il est proche de l'instabilité. Par exemple, il ne tient pas compte de la hauteur du centre de gravité qui pourtant influe sur les risques de retournement en roulis. Le concept de "degré" de stabilité avec le ZMP en robotique mobile est proposé par Sugano *et al.* [1993]. Puis le ZMP a été généralisé sur des sols non plans [Hirukawa *et al.*, 2006], le polygone de sustentation étant alors remplacé par un cône polyédrique convexe. Aussi, d'autres mesures considèrent la variation d'énergie potentielle entre l'état courant et les situations en limite de stabilité. Les effets inertiels peuvent être également combinés aux effets gravitationnels pour appréhender des perturbations dynamiques. Une présentation détaillée de ces mesures est proposée dans la thèse de Besseron [2008]. Ces critères nécessitant la connaissances de nombreuses composantes, comme par exemple l'estimation des forces d'interaction roues-sol, ils restent difficiles en pratique à mettre en œuvre.

Enfin, un état de l'art plus exhaustif de la stabilité en lacet est proposé en début du chapitre 5, certaines des théories proposées étant notamment employées dans l'automobile. La robotique s'inspire aussi de l'automobile, assez productive en

terme de systèmes actifs d'assistance à la conduite, essentiellement pour la sécurité et le confort de ses passagers. De nombreux systèmes ont été développés. On dénombre ainsi pour les situations d'urgence le système de freinage anti-bloquage (ABS pour Antiblockiersystem en allemand), les systèmes d'aide au freinage d'urgence ou anti-patinage et les suspensions et barres anti-roulis actives. Il y a aussi les technologies X-by-wire qui remplacent les traditionnelles liaisons mécaniques ou hydrauliques entre les commandes du conducteur et les mécanismes de direction et de freinage par divers actionneurs électromécaniques, par des émulateurs d'actionnement des pédales et du volant, et par un réseau distribué de modules de commande électroniques. Les composants de systèmes de direction et de freinage traditionnels - colonne de direction, arbre intermédiaire, pompe, tuyaux flexibles, fluides, ceintures et servofrein/maître cylindre - disparaissent alors entièrement. Pour contrer les dérapages, il y a l'ESP détaillé au chapitre 5 ou encore l'ASR (Acceleration Slip Regulation), un système de régulation de l'accélération pour limiter la perte d'adhérence (ou patinage) des roues motrices. Toutes ces technologies sont rappelées plus en détails dans [Mammar *et al.*, 2005].

Puis, l'étude théorique des différents critères de la stabilisation d'un véhicule évoluant à haute vitesse est un sujet récurrent dans la littérature automobile. Par exemple, la génération de manœuvres confortables, en considérant les contraintes d'accélération et de jerk, a été étudiée par W. Chee [1994]. Le domaine des manœuvres d'urgence a également été traité. Smith et Starkey [1994] ont défini des manœuvres d'urgence par optimisation des gains d'une commande linéaire en utilisant la réponse indicielle d'un modèle de véhicule non linéaire. Shiller et Sundar [1998] ont traité le problème des manœuvres de changement de voie en urgence sur route en utilisant une courbe d'intervalles autorisant la génération de manœuvres de plus faible amplitude.

2.2 Approche retenue

Dans le cadre de notre étude, nous nous positionnons dans le cas d'un suivi de chemin prédéfini. La définition d'un chemin optimal dans les limites d'un couloir autorisé est supposée avoir été déjà réalisée. Nous nous intéressons donc à la définition de la loi de commande à mettre en œuvre permettant le suivi d'un chemin sinueux sur sol glissant. En effet, la commande stabilisante en présence de glissements autorise des manœuvres plus agressives afin d'effectuer certains déplacements à haute vitesse. Hors du contexte de la commande cinématique usuelle et de ses paradigmes d'hypothèses de modélisation et d'analyse de performances, nous prenons en considération les effets dynamiques de la haute vitesse, nous intéressant alors à leur influence sur la stabilité en lacet du système.

Des outils d'observation de l'état du robot, assurant un positionnement précis et la cohérence de son comportement, sont étudiés en prenant explicitement en compte le critère du temps réel. Parce qu'une commande précise des déplacements dépend aussi d'une bonne localisation, nous reprenons dans un premier temps le filtre de Kalman étendu, reconnu pour ses qualités d'estimation (par rapport au critère

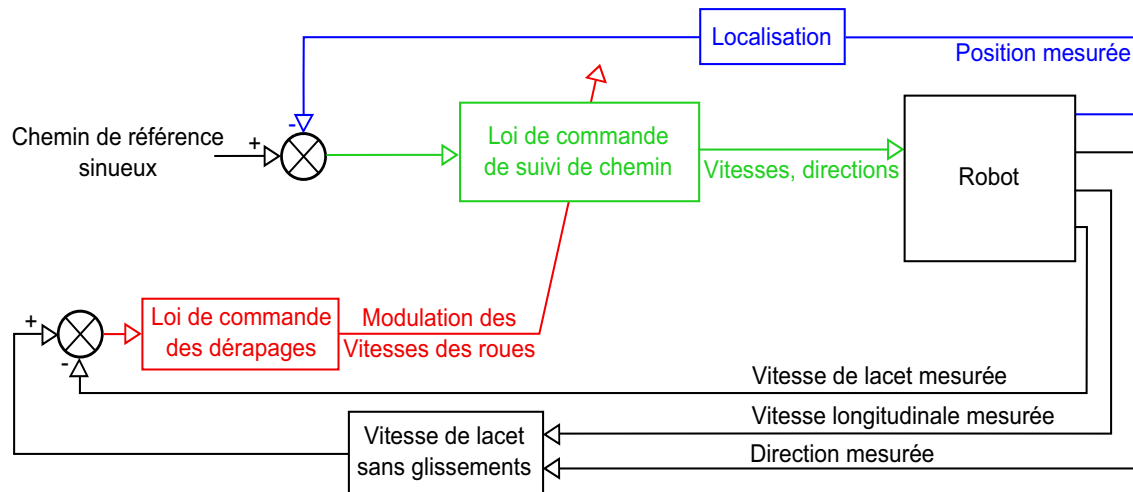


Figure 2.6: Approche générale

stochastique de la loi gaussienne) de l'état d'un système en fonction de données bruitées. Nous l'adaptions à nos exigences d'évolution rapide en terrain naturel en tenant compte des retards de réception des mesures de position d'un GPS, voire d'éventuelles périodes sans ces mesures (lors de masques ou de rejet de mesures erronées).

Puis, les lois de commande que nous proposons dans ce cadre permettent la compensation des glissements du robot sur des sols naturels pouvant présenter de mauvaises conditions d'adhérence. Nous avons volontairement décidé de ne pas y inclure de modèle physique d'interaction des roues avec le sol afin d'éviter un modèle imprécis ou trop complexe pour une utilisation à haute vitesse en temps réel. De plus, cela favorise une mise en œuvre simple avec un besoin minimal en nombre de capteurs. Le glissement est donc vu comme une perturbation par rapport à une dynamique globale théorique du véhicule.

Nous distinguons deux architectures usuelles de robots mobiles selon qu'ils utilisent des *roues non directionnelles* ou des *roues directionnelles*. Elles bénéficient chacune de lois de commande dédiées à leur mode de déplacement.

Dans le cas d'un robot à roues non directionnelles, nous proposons une nouvelle loi de commande en couple des roues par modes glissants. Au regard de l'existant, le choix de cette loi de commande se justifie quand à sa grande robustesse devant les perturbations que sont les hautes dynamiques non modélisées du système. Elle est établie pour un modèle de robot mobile rapide en tenant compte des glissements à l'interface roue-sol. Elle agit sur les couples appliqués aux roues. L'objectif est de suivre un chemin à haute vitesse en régulant la vitesse linéaire et l'angle de lacet.

Dans le cas d'un robot à roues directionnelles, nous proposons un algorithme de stabilisation de la vitesse de lacet qui, par une stratégie de modulation des couples transmis à chacune des roues, nous permet de limiter les glissements du système à l'interface roue-sol et ainsi, améliorer son suivi de chemin. Cet algorithme est superposé à une commande cinématique étendue pour tenir compte des glissements.

Enfin, nous envisageons d'exploiter les angles de glissements du robot pour définir des primitives de trajectoires plus efficaces et d'en assurer leur suivi (c'est-à-dire l'utilisation de mouvements en dérapage). Poussé à l'extrême, ce comportement dynamique sera comparé à des mouvements de véhicules de rallye, communément appelés *drift*. Nous proposerons alors de modifier l'algorithme de stabilisation élaboré précédemment afin de, non plus rejeter les glissements, mais au contraire les provoquer pour dérapager dans les virages. On espère alors, en conservant une haute vitesse en virage, optimiser le temps de parcours lors du suivi de chemin.

Nous présentons ci-après le modèle dynamique générique d'un robot mobile à roues motrices et directrices, établi dans le plan du lacet. Ce modèle sert de base théorique à l'établissement et l'étude des lois de commande proposées dans ce travail de thèse. Les deux algorithmes de commande que nous avons développés sont évalués à l'aide d'un outil de simulation permettant d'étalonner les paramètres de commande avant de les implémenter sur un système réel. Enfin, ces commandes sont validées sur des plates-formes expérimentales évoluant dans des environnements naturels où d'importants glissements peuvent apparaître.

2.3 Modélisation dynamique des robots mobiles à roues

2.3.1 Modèle générique avec glissement

Paramétrage

Nous présentons ici la modélisation générique des équations dynamiques du mouvement en deux dimensions d'un robot mobile à N roues potentiellement directrices et motrices en présence de glissements. Soit $\mathcal{R}_0 = \{O_0, \mathbf{x}_0, \mathbf{y}_0, \mathbf{z}_0\}$ le repère fixe et $\mathcal{R} = \{G, \mathbf{x}, \mathbf{y}, \mathbf{z}_0\}$ le repère local lié au véhicule.

Soit $i \in \mathbb{N}$ l'indice des roues du robot, i varie de 1 à N . Le vecteur d'état du robot est défini par $\mathbf{x} = [x \ y \ \theta]^T$, avec $[x \ y]^T$ la position du centre de gravité G et θ l'orientation du repère \mathcal{R} , tous deux par rapport au repère \mathcal{R}_0 .

Soit $\dot{\mathbf{x}} = [\dot{x} \ \dot{y} \ \dot{\theta}]^T$ le vecteur vitesse projeté dans le repère fixe \mathcal{R}_0 et $\mathbf{u} = [u \ v \ r]^T$ sa projection dans le repère mobile \mathcal{R} . Ils sont liés par la relation cinématique suivante :

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{R}(\theta) \mathbf{u} \quad (2.1)$$

avec $\mathbf{R}(\theta)$ la matrice de rotation définie par :

$$\mathbf{R}(\theta) = \begin{bmatrix} \cos \theta & -\sin \theta & 0 \\ \sin \theta & \cos \theta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

2.3.2 Relation cinémato-statique au contact roue-sol

Soit \mathcal{R}_i le repère lié à l'axe de la roue i , défini tel que $\mathcal{R}_i = \{P_i, \mathbf{x}_i, \mathbf{y}_i, \mathbf{z}_0\}$. Pour chaque roue d'indice i , δ_i correspond à son angle de direction et α_i corres-

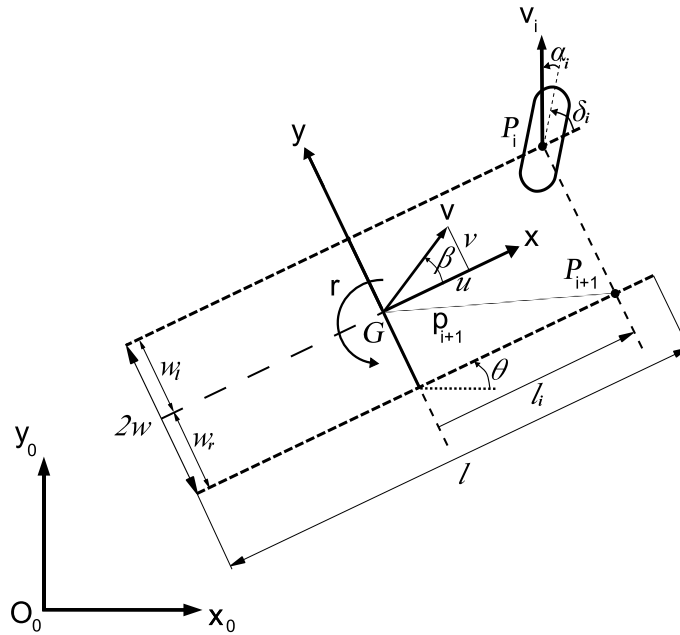


Figure 2.7: Paramétrage

pond à son angle de glissement (voir figure 2.7). L'angle de glissement exprime la différence entre l'axe longitudinal de la roue et la direction de son déplacement. $\vec{V}_i = [v_{xi} \ v_{yi} \ 0]^T_{\mathcal{R}_i}$ est la vitesse de la roue i exprimée dans son propre repère \mathcal{R}_i en son centre. Également, on note les forces d'interaction roue-sol F_{xi} et F_{yi} dans les deux directions longitudinale x et latérale y , et τ_i le couple pour chaque roue i .

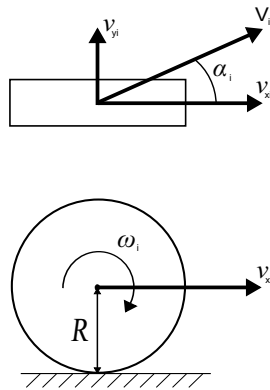


Figure 2.8: Vitesse du centre de la roue par rapport au sol

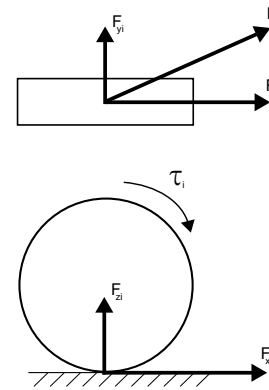


Figure 2.9: Effort de contact entre la roue et le sol

Hypothèses de roulement sans glissement (RSG) et de non glissement latéral (NGL)

Considérons la coordonnée longitudinale v_{xi} de la vitesse \vec{V}_i de la roue i . Si l'on suppose que celle-ci roule sans glisser, alors on peut écrire :

$$v_{xi} = R\omega_i \quad (RSG) \tag{2.2}$$

Considérons la coordonnée latérale v_{yi} de la vitesse \vec{V}_i de la roue i . Si l'on suppose que le robot ne subit pas de glissement latéral, soit que le mouvement s'effectue longitudinalement à la roue, alors on peut écrire :

$$v_{yi} = 0 \quad (NGL) \quad (2.3)$$

Hypothèses de glissements longitudinal et latéral

Dans notre contexte d'un robot mobile à roues évoluant à haute vitesse sur un sol naturel, les hypothèses de RSG et de NGL ne sont plus vérifiables. Longitudinalement, une vitesse de glissement v_{gi} supplémentaire sera négative ou positive selon que la roue a tendance à patiner ($v_{xi} = 0, \omega_i \neq 0$) ou à glisser ($v_{xi} \neq 0, \omega_i = 0$). Latéralement, un déplacement dû à un glissement du véhicule se traduit par l'apparition d'un angle de glissement global β au niveau du centre de gravité G du robot, ou α_i au niveau de chaque roue i , la vitesse latérale devenant non nulle (voir figure 2.7). Le système des coordonnées de la vitesse de la roue i se met sous la forme :

$$\begin{cases} v_{ix} - R\omega_i = v_{gi} \\ v_{iy}/v_{ix} = \tan(\alpha_i) \end{cases} \quad (2.4)$$

Transmission des forces au contact roue-sol

Un enjeu majeur dans la modélisation d'un robot mobile en vue de le commander, réside dans l'évaluation des forces en présence à l'interaction roue-sol. Ces forces dépendent de divers paramètres tels que les propriétés du sol, les propriétés de la roue (raideur du pneu, *etc.*) la géométrie du contact et la cinématique (glissements). De nombreux modèles analytiques, empiriques ou semi-empiriques tentent de modéliser la complexité de ce phénomène physique.

Un modèle analytique aura comme inconvénient de longs temps de calculs ou inversement des calculs non réalistes s'il est simpliste. Un modèle empirique a comme inconvénient qu'il faut déterminer en ligne un nombre de paramètres important pour caractériser fidèlement le sol considéré, d'où sa limitation pour une utilisation générale.

Comme modèles analytiques, on pourra mentionner la théorie de Hertz [1826], le modèle de brosse [Gim et Nikravesh, 1991] ou le modèle de Fiala [Datoussaïd, 1998]. Parmi les modèles empiriques, on peut distinguer la loi de Coulomb, l'interpolation linéaire par morceaux de Li *et al.* [2006], le modèle de Pacejka [2002], le modèle de Dugoff *et al.* [1969], ou bien encore le modèle de Burckhardt [Kiencke et Nielsen, 2005]. Les modèles semi-empiriques sont des modèles fondés sur des lois de comportement empiriques qu'ils intègrent dans un calcul analytique des forces. Parmi les plus répandus, on distingue le modèle de Bekker-Wong ([Bekker, 1969], [Wong, 1990]), le modèle de Dahl et le modèle de LuGre [Canudas de Wit et Tsiotras, 1999].

Un état de l'art de ces modèles se trouve dans les travaux de Ben-Amar [1994], Grand [2004] ou Lhomme-Desages [2008] avec une proposition de classement pour leur utilisation en fonction de la rigidité de la roue et du sol.

Considérant les contraintes de temps dues à la commande temps réel à haute vitesse et les contraintes de variabilité du type de sol pendant les déplacements du robot, l'utilisation de l'un de ces modèles devient difficile dans le cadre de notre étude. Pour une commande réactive de notre robot, nous préférons estimer ou

mesurer plus directement ses propriétés cinématiques (mesure des vitesses linéaires et angulaires globales du robot, estimation des glissements) et dynamiques (mesures des accélérations). L'objectif est ainsi de mettre en place une commande en couple des roues en fonction des propriétés dynamiques et cinématiques globales du robot. Un modèle simple pourra toutefois être proposé en première approximation.

Le principe fondamental de la dynamique, appliqué à la roue i se réduit à :

$$I_w \dot{\omega}_i = \tau_i - R F_{xi} \quad (2.5)$$

avec R le rayon de la roue et I_w son moment d'inertie, supposés identiques pour l'ensemble des roues.

Concernant la dynamique latérale de la roue, il a été montré expérimentalement (voir figure 2.10) [Pacejka, 2002] que, pour un type de pneu et une force verticale (F_{zi}) donnés, pour un angle de glissement suffisamment faible ($< 1,15$ rad), il existe un lien de proportionnalité entre la force latérale et l'angle de glissement. D'où, posant C_{α_i} un réel strictement positif, pour chacune des quatre roues :

$$F_{yi} = C_{\alpha_i} \alpha_i \quad (2.6)$$

C'est la version simple de la "formule magique" de Pacejka.

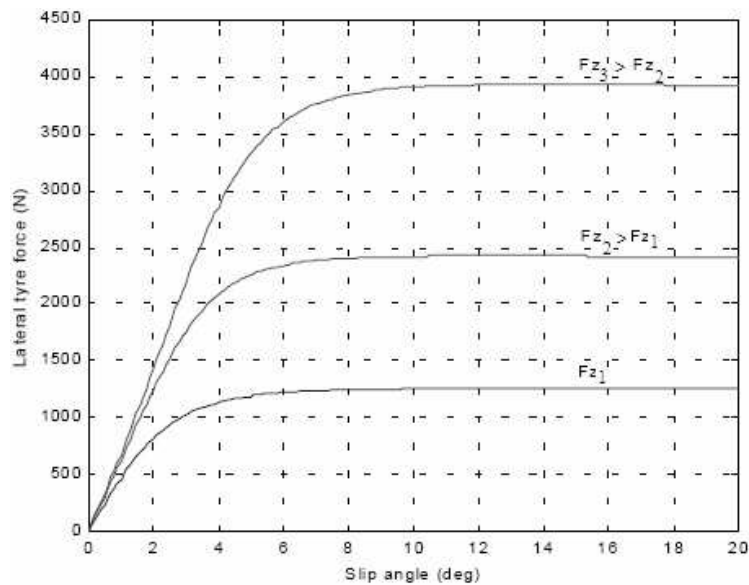


Figure 2.10: Modèle empirique de la force latérale vs angle de glissement (adapté de [Pacejka, 2002])

Expression de la matrice jacobienne des contacts

À partir de la loi de composition des vitesses, nous exprimons les vitesses \vec{V}_i dans le repère local \mathcal{R} du robot :

$$\left[\vec{V}_i \right]_{\mathcal{R}} = \vec{V} - G P_i \times \vec{\Omega} \quad (2.7)$$

avec

$\vec{GP}_i = [l_i \ w_i \ 0]_{\mathcal{R}}^T$: le vecteur position de la roue exprimé dans le repère du robot \mathcal{R} par rapport au repère \mathcal{R}_0 . l_i est la longueur selon l'axe \mathbf{x} représentée sur le schéma 2.7, et w_i est la largeur selon l'axe \mathbf{y} définie par $w_i = w_l$ ou $w_i = -w_r$ pour une roue gauche ou une roue droite ;

$\vec{V}_i = [v_{xi} \ v_{yi} \ 0]_{\mathcal{R}_i}^T$: le vecteur vitesse de la roue i exprimé dans son repère \mathcal{R}_i par rapport au repère \mathcal{R}_0 au centre de la roue, soit en un point fixe par rapport au châssis du robot, d'où la même vitesse angulaire ;

$\vec{V} = [u \ v \ 0]_{\mathcal{R}}^T$: le vecteur vitesse du robot en son centre de gravité G exprimé dans son repère \mathcal{R} par rapport au repère \mathcal{R}_0 ;

et

$\vec{\Omega} = [0 \ 0 \ r]_{\mathcal{R}}^T$: le vecteur vitesse angulaire du robot exprimé dans son repère \mathcal{R} par rapport au repère \mathcal{R}_0 .

Projetée dans le repère de la roue \mathcal{R}_i , cette relation devient :

$$\mathbf{V}_i = \mathbf{R}(\delta_i) \left[\begin{bmatrix} u \\ v \\ 0 \end{bmatrix} - \tilde{\mathbf{p}}_i \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ r \end{bmatrix} \right] + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ r \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

avec

$\mathbf{V}_i = [v_{xi} \ v_{yi} \ r]_{\mathcal{R}_i}^T$: la vitesse généralisée de la roue i exprimée dans son repère \mathcal{R}_i par rapport au repère \mathcal{R}_0 au centre de la roue ;

$\tilde{\mathbf{p}}_i = \begin{pmatrix} 0 & 0 & w_i \\ 0 & 0 & -l_i \\ -w_i & l_i & 0 \end{pmatrix}$: la matrice anti-symétrique de préproduit vectoriel du

vecteur \vec{GP}_i ;

et

$\mathbf{R}(\delta_i) = \begin{pmatrix} \cos(\delta_i) & \sin(\delta_i) & 0 \\ -\sin(\delta_i) & \cos(\delta_i) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$: la matrice de rotation du repère \mathcal{R}_i de la roue i par rapport au repère \mathcal{R} du robot .

Donc :

$$\mathbf{V}_i = \mathbf{R}(\delta_i) \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ -w_i & l_i & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u \\ v \\ r \end{bmatrix}$$

Nous pouvons ainsi expliciter les termes de la matrice jacobienne $\mathbf{J}_i \in \mathcal{M}_{3,3}(\mathbb{R})$ traduisant les relations cinématiques de l'interaction roue-sol. Cette matrice est définie par la relation :

$$\mathbf{V}_i = \mathbf{J}_i \mathbf{u} \quad (2.9)$$

Plus généralement, considérant la matrice jacobienne $\mathbf{J} \in \mathcal{M}_{3N,3}(\mathbb{R})$ définie par l'expression $\mathbf{J}\mathbf{u} = \mathbf{V}$ avec \mathbf{V} le vecteur des vitesses de chacune des roues i , exprimées dans leur repère propre \mathcal{R}_i , soit :

$$\mathbf{V} = [\mathbf{V}_1 \ \mathbf{V}_2 \ \cdots \ \mathbf{V}_N]^T ;$$

et :

$\mathbf{J} = [\mathbf{J}_1 \ \mathbf{J}_2 \ \cdots \ \mathbf{J}_N]^T$;
on obtient :

$$\mathbf{J} = \begin{pmatrix} \vdots & & & & \\ \cos \delta_i & \sin \delta_i & l_i \sin \delta_i - w_i \cos \delta_i & & \\ -\sin \delta_i & \cos \delta_i & l_i \cos \delta_i + w_i \sin \delta_i & & \\ 0 & 0 & & 1 & \\ \vdots & & & & \end{pmatrix} \quad (2.10)$$

Projetées dans le repère absolu \mathcal{R}_0 les équations précédemment énoncées de roulement sans glissement (2.2) et de non glissement latéral (2.3) se réécrivent :

$$\begin{cases} J_{xi} R^T(\theta) \dot{\mathbf{x}} = R\omega \\ J_{yi} R^T(\theta) \dot{\mathbf{x}} = 0 \end{cases}$$

avec J_{xi} et J_{yi} les deux premières lignes de la matrice \mathbf{J}_i . C'est le système des contraintes non-holonomes.

2.3.3 Équations dynamiques

Les équations dynamiques du système s'écrivent sous forme matricielle :

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{x}} = \mathbf{R}(\theta) \mathbf{u} \\ \mathbf{M}\dot{\mathbf{u}} + \mathbf{C}(\mathbf{u}) \mathbf{u} = \mathbf{J}^T \mathbf{F}_c \\ I_w \dot{\omega}_i = \tau_i - R F_{xi} \end{cases} \quad (2.11)$$

avec la matrice d'inertie $\mathbf{M} \in \mathcal{M}_{3,3}(\mathbb{R})$:

$$\mathbf{M} = \begin{pmatrix} M & 0 & 0 \\ 0 & M & 0 \\ 0 & 0 & I_z \end{pmatrix}$$

la matrice des forces de Coriolis $\mathbf{C} \in \mathcal{M}_{3,3}(\mathbb{R})$:

$$\mathbf{C}(\mathbf{u}) = \begin{pmatrix} 0 & -Mr & 0 \\ Mr & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

le vecteur des entrées inclut les couples appliqués à chacune des N roues :

$$\mathcal{T} = (\tau_1 \ \cdots \ \tau_N)^T$$

$\mathbf{F}_c \in \mathbb{R}^{3N}$ est le vecteur des multiplicateurs de Lagrange qui exprime les forces de contact à l'interaction roue-sol, ce qui correspond aux forces de contact longitudinales et latérales des roues. La transmission éventuelle de couples, notamment lors du braquage des roues, sera considérée comme une perturbation que l'on néglige.

$$\mathbf{F}_c = (F_{x1} \ F_{y1} \ 0 \ \cdots \ F_{xN} \ F_{yN} \ 0)^T$$

Modélisation de l'interaction roue-sol

Considérant les inconnues sur la modélisation de leur comportement dynamique, ainsi que la difficulté à évaluer les forces d'interaction roue-sol, les robots mobiles à roues sont en général assez complexes à commander. De nombreux modèles d'interaction (par exemple [Stephant *et al.*, 2002], [Seddiki *et al.*, 2006], [Ben Amar et Bidaud, 1995], [Lhomme-Desages *et al.*, 2007]), dont les plus connus sont développés par Bakker *et al.* [1987] ou Pacejka [2002] tentent de représenter ce phénomène physique complexe à partir de modèles empiriques. Le modèle utilisé en simulation est détaillé en 2.4.1. Pour la modélisation des systèmes étudiés, tous ces modèles ont l'inconvénient de nécessiter l'identification de nombreux coefficients qu'il est difficile d'obtenir en temps réel, et ce davantage encore à haute vitesse. C'est pourquoi, pour l'élaboration de nos lois de commande, on évitera au maximum l'estimation des forces à l'interaction roues-sol, ou alors, à travers des modèles suffisamment simplifiés, se fiant davantage à la mesure des paramètres inertiels du système global.

2.4 Outils d'évaluation des performances

2.4.1 Environnement de simulation

Des simulations en trois dimensions sont réalisées à partir un moteur physique très précis afin d'évaluer l'efficacité des différents algorithmes de contrôle. Les lois de commande sont implémentées en langage C# au sein d'une architecture logicielle générique composées de briques nommées services, permettant une ré-utilisation et un déploiement des applications robotiques réalisées. Elle peut également être utilisée sans aucune plate-forme mécanique réelle, en simulation. Par conséquent, à partir des modèles d'architectures de référence déjà implémentés, les algorithmes de commande sont aisément codés, et les gains réglés. On peut voir par exemple figure 2.11 l'architecture des services utilisés dans le cadre d'une nouvelle architecture globale de commande d'un robot RobuROC 6.

Des environnement complexes utilisant une entité de grande dimension pour le sol sont modélisés afin d'être utilisés en simulation avec Ageia PhysX [Craighead *et al.*, 2007], un environnement dynamique réaliste.

Un modèle en trois dimensions des robot inclut les visuels 3D et les propriétés physiques et dynamiques de ces systèmes. Les liaisons des robots mobiles sont rigoureusement modélisées. Ci-après nous pouvons voir l'exemple du robot multi-corps RobuROC 6.

Les forces de contact assurant le mouvement des roues sont orthogonales à la normale de contact de la roue. Un modèle avancé des glissements du pneu, basé sur les frottements à l'interaction roue-sol, décrit dans l'article de Szostak *et al.* [1988], et expliqué plus en détails dans la documentation dédiée^{5,6}, est utilisé dans ce simulateur. La force globale des glissements est séparée en deux composantes

⁵Tire Model in Driving Simulator. Control, Dynamics, & Estimation Laboratory at SUNY at Buffalo. [Online]. <http://code.eng.buffalo.edu/dat/index.html>

⁶AGEIA PhysX Documentation, NxTireFunctionDesc Class Reference. www.ageia.com

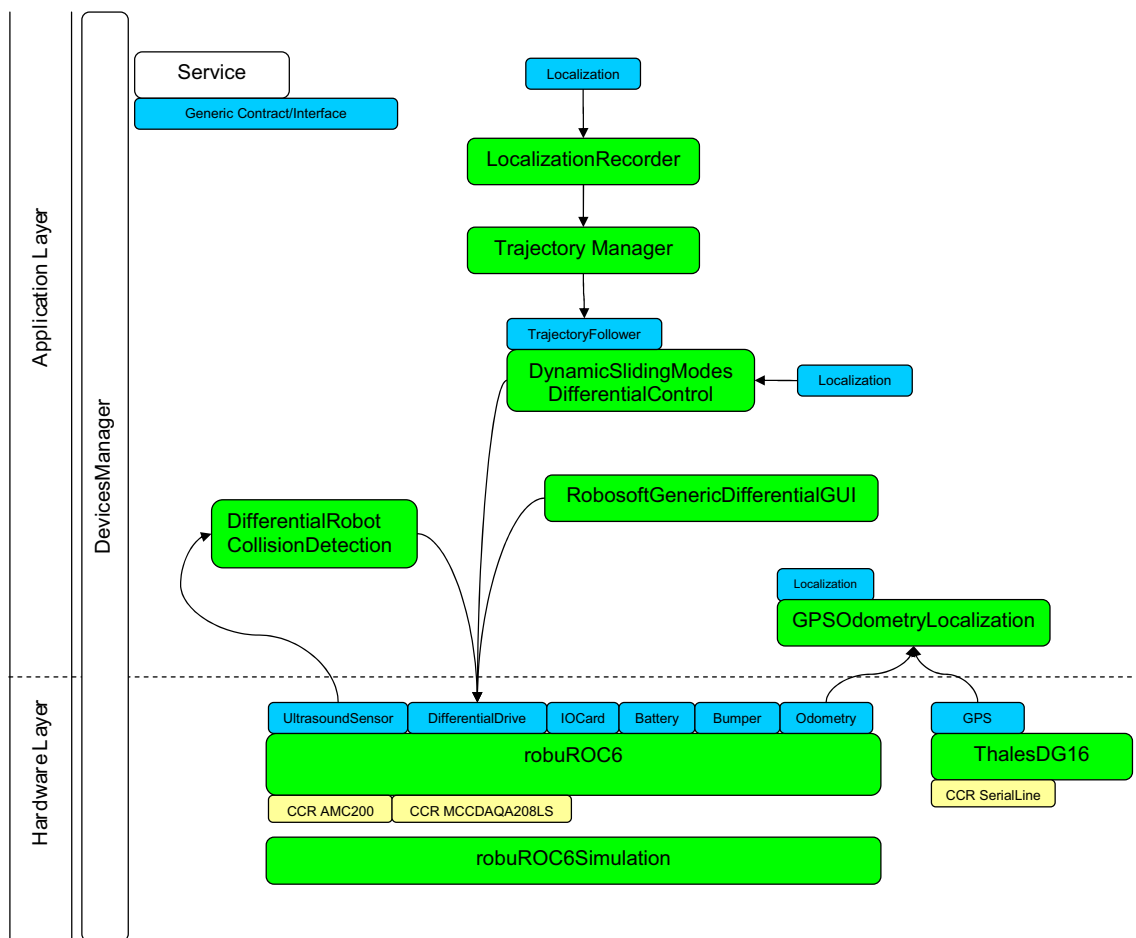


Figure 2.11: Architecture des services



Figure 2.12: Modèle graphique du Robu-ROC6

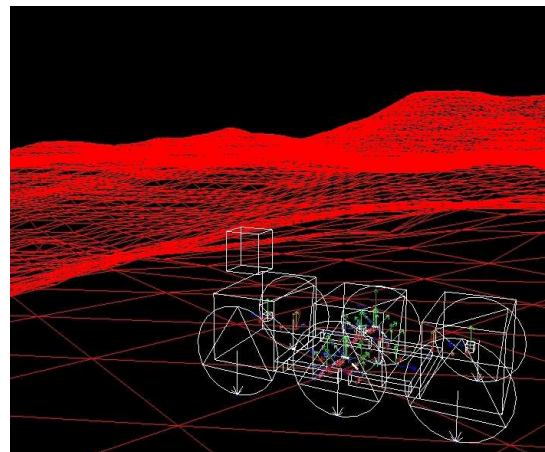


Figure 2.13: Modèle physique du Robu-ROC6

longitudinale et latérale. Dans ces deux directions, le glissement du pneu est déterminé. Puis, cette valeur de glissement est associée à une force du pneu à partir d'une table de référence contenant des données empiriques. En pratique pour un

taux de glissement faible, le pneu peut exercer une force de traction importante, le matériau qui le compose permettant une compensation du glissement en s'étirant et maintenant un frottement statique. Lorsque le glissement devient important, la force est réduite, le pneu commence à glisser et des frottements dynamiques apparaissent. Plutôt que d'utiliser une table de référence explicite, ce qui nécessiterait un stockage important de données et de hautes performances, le simulateur introduit la variable `NxTireFunctionDesc` qui contient les paramètres d'une fonction représentée par les coefficients de deux splines cubiques hermitiennes (morceaux de polynômes d'ordre trois). La fonction de force du pneu est ainsi approximée. Les coefficients des splines sont très intuitifs, car ils correspondent aux extrema de la fonction. Ce modèle est représenté sur la figure 2.14, la force étant exprimée en Newtons et le glissement composé, sans unité.

Le coefficient de raideur est le taux d'adhérence du pneu dans la direction indiquée. Il est possible d'ajuster cette raideur et l'allure de la courbe décrivant la relation entre la force du pneu et les conditions pour lesquelles les pneus commencent à déraiper puis à retrouver de l'adhérence avec le sol.

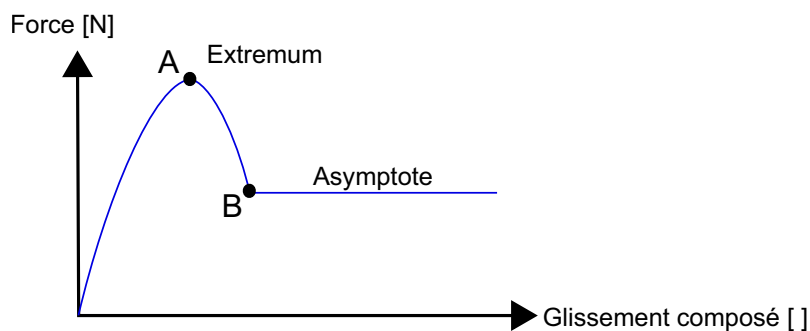


Figure 2.14: Modèle des frottements

Les paramètres sont réglés ci-après.

- Coordonées du point maximum A : (1, 0; 0, 02) ;
- Coordonées du point B, début de l'Asymptote : (2, 0; 0, 01) ;
- Coefficient de raideur longitudinal = 10000 ;
- Coefficient de raideur latéral = 10000.

Pour déterminer le taux de glissement du pneu, il est nécessaire de connaître la vitesse angulaire de la roue. Pour l'obtenir, la vitesse de la roue est mise à jour en continu par intégration de la somme des couples appliqués à celle-ci, ces couples étant moteur, frein, et le couple engendré par le sol. Le couple engendré par le sol est équivalent à la force longitudinale du pneu. Les couples moteur et frein sont des entrées définies par l'utilisateur, et sont traitées séparément, un couple moteur pouvant produire une marche arrière, alors qu'un important couple de freinage stoppe le mouvement de la roue, provoquant l'arrêt du véhicule.

2.4.2 Plates-formes expérimentales

2.4.2.1 Le RobuFAST A

Dans le cadre du projet FAST⁷, nous disposons de la plate-forme robuFast A à quatre roues indépendamment motrices et directrices.



Figure 2.15: RobuFAST A sur site avec sa base DGPS fixe (en haut à gauche)

Ce robot a été conçu à partir de la modification d'un RobuCAR TT⁸ afin de gagner du poids et d'augmenter la vitesse. Pour ce faire, les moto-réducteurs sont remplacés pour privilégier davantage les performances en vitesse, les roues sont modifiées (diamètre et largeur réduits), la garde au sol est élevée, le châssis est allégé, le nombre de batteries est diminué (gain de 150 kg) et une structure modulaire est installée sur le dessus de la plate-forme pour la fixation des divers capteurs.

L'architecture informatique du robot comporte une commande manuelle permettant de piloter directement des cartes Motorola MPC555 et un PC bas niveau qui gère les commandes réactives nécessitant des temps d'échantillonnage très courts. Sur ce PC sont installés le système d'exploitation Linux RTAI et des bibliothèques de l'architecture logicielle Aroccam [Tessier *et al.*, 2006]. Sur un PC plus haut niveau, également sous Linux Aroccam, sont connectés des capteurs haut-niveau par l'intermédiaire d'une interface E/S. C'est sur ce PC que sont implémentés les algorithmes d'observation et de commande de déplacement. Les PC communiquent par

⁷<https://projetfast.cemagref.fr/presentation-du-projet>

⁸www.robosoft.fr/img/data/robuCARTT_web1.pdf

liaison ethernet et le PC bas niveau communique avec les capteurs actionneurs par liaison série RS 232.

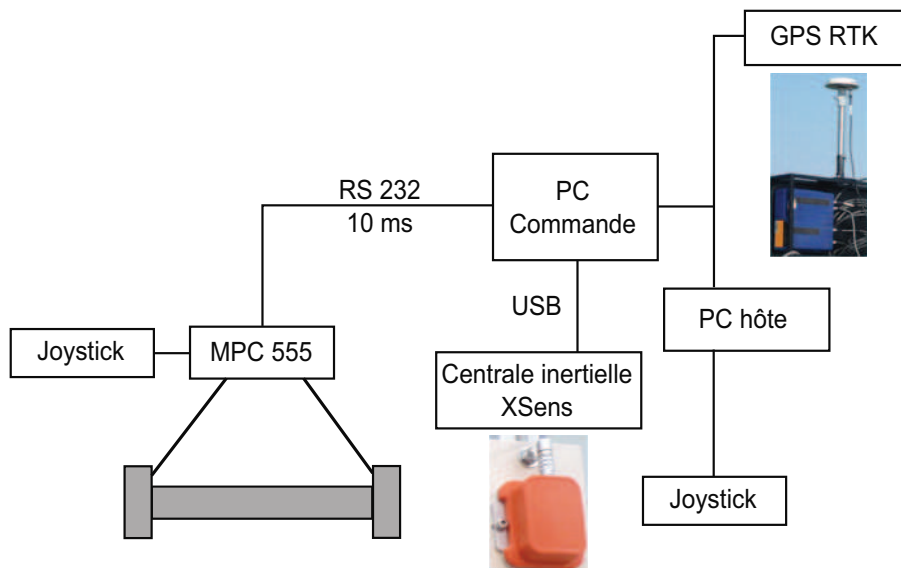


Figure 2.16: Architecture mécatronique du robuFAST A

Le véhicule est équipé d'un DGPS RTK de marque Magellan ProFlex 500 (20 Hz, précision 2cm selon x, y et 5cm selon z), d'une centrale inertielle de marque XSens MTi (0,1°/s de précision du gyroscope) et de deux codeurs pour la mesure d'angles des directions avant et arrière, ainsi que de codeurs d'odométrie sur les quatre roues qui renvoient une position angulaire.

Description	Symbole	Valeur
Empattement	l	1,20m
Voie	$2w$	1,22m
Hauteur	h	0,90m
Masse	M	350kg
Rayon des roues	R	0,3m
Masse des roues	M_w	3kg

Tableau 2.2: Paramètres du RobuFAST A

2.4.2.2 Le RobuROC 6

Nous étudierons également les mouvements du RobuROC 6 représenté figure 2.17.



Figure 2.17: RobuROC 6

Le RobuROC 6 est un robot mobile réalisé en collaboration avec Robosoft, le Centre de Robotique Intégrée d'Ile de France (CRIIF) et le Laboratoire de Robotique de Paris (LRP, désormais partie intégrante de l'ISIR) en réponse au programme de recherche Miniroc lancé en 2004 par la Direction Générale de l'Armement (DGA). Étudié par exemple dans [Le Menn *et al.*, 2006], il se compose de trois modules respectivement actionnés et dirigés par deux roues motrices conventionnelles. Les modules avant et arrière sont positionnés symétriquement par rapport au module central. Ils sont reliés à ce dernier par deux liaisons rotoïdes orthogonales passives produisant des mouvements relatifs de roulis et de tangage. Grâce à ces mobilités, le robot conserve le contact des roues au sol et maintient ainsi la traction des modules lors de passages sur des surfaces irrégulières. La mobilité de tangage peut également être activement actionnée par des vérins hydrauliques. Deux capteurs ultrasons d'une portée de 3,4 mètres et deux capteurs de contact sont situés à l'avant et à l'arrière du robot. Un GPS, des gyromètres, des capteurs odométriques et un inclinomètre sont également disponibles dans chaque module.

Description	Symbole	Valeur
Longueur	l	1,50m
Voie	$2w$	0,80m
Hauteur	h	0,474m
Masse	M	140kg
Rayon des roues	R	0,234m
Masse des roues	M_w	3kg

Tableau 2.3: Paramètres du RobuROC 6

2.4.2.3 Le FastBoT

Cette plate-forme est basée sur la mécanique d'une voiture initialement télécommandée (échelle 1/8) disponible dans le commerce. Il s'agit de la E-Savage, voiture de modélisme dont la vitesse de pointe peut atteindre les 60km/h avec une forte accélération. L'utilisation d'un véhicule petit et peu coûteux est propice à l'exécution de manipulations dangereuses de glissements à haute vitesse, ce qui est plus difficilement envisageable sur des robots de plus grande taille.

Le véhicule est alimenté par 2 batteries 7,4 volts et 3600 ampères/heure, et il est doté d'amortisseurs passifs souples. La coque en plastique d'origine a été remplacée par un carter en aluminium servant de support aux différents instruments et les protégeant contre d'éventuels chocs en cas de collision ou de retournement. Un microcontrôleur Atmega128 de la marque Atmel assure le contrôle. Il reçoit et analyse les informations issues d'une centrale inertielle XSens et communique avec un PC distant via un module XBee Pro de télécommunication.



Figure 2.18: Le FastBot



Figure 2.19: Architecture électronique de contrôle-commande embarquée

Description	Symbole	Valeur
Empattement	l	$0,486\text{m}$
Voie	$2w$	$0,414\text{m}$
Hauteur	h	$0,264\text{m}$
Masse	M	$4,7\text{kg}$
Rayon des roues	R	$0,06\text{m}$

Tableau 2.4: Paramètres du FastBoT

2.5 Contributions de la thèse

Avant de les aborder en détails dans les prochains chapitres, les contributions de la thèse au domaine de la robotique mobile à roues sont rapportées dans cette section. Chacune des études présentées a suivi un processus méthodique de mise en œuvre et de validation lors de simulations puis d'essais expérimentaux.

2.5.1 Localisation rapide et précise des robots mobiles à roues

Concernant la localisation, nous avons pu valider l'utilisation d'un filtre de Kalman étendu [P6] (les références [Pi], correspondant aux publications réalisées au cours de cette thèse, sont reportées à la page 115). Celui-ci est dédié à l'estimation de la position dans le plan et de l'orientation d'un robot rapide à roues évoluant sur un sol glissant. Ce type de filtre étant déjà couramment utilisé, notre apport se situe d'avantage dans une mise en œuvre adaptée au temps réel pour de la haute vitesse, validée lors de phases expérimentales. On s'attache ainsi à tenir compte des temps de latence avant la réception des données GPS, ainsi qu'à vérifier leur pertinence.

2.5.2 Commande des robots mobiles à roues non directionnelles

Pour la commande, les conditions d'évolution du robot nous amènent à préférer une approche sans modèle de l'interaction roue-sol. Dans le cas d'un robot à roues non directionnelles, nous proposons une commande par modes glissants pour sa robustesse face aux phénomènes de glissements et sa facilité de mise en œuvre. Une loi de commande en couple de la vitesse longitudinale et de l'angle de lacet est alors présentée dans [P2] et [P7]. Elle a permis un suivi de chemin précis sur sol glissant. Testée en simulation sur un robot à architecture modulaire, elle reste robuste devant des irrégularités du sol.

2.5.3 Commande des robots mobiles à roues directionnelles

Dans le cadre de la commande de robots mobiles à roues directionnelles, nous avons proposé une méthode de suivi de chemin stable en lacet [P1]. Combinée à une architecture de contrôle globale d'un véhicule [Lenain *et al.*, 2006], elle présente de bonnes performances en terme de réduction des glissements et de maintien du suivi de chemin à haute vitesse. Les résultats des essais sont reportés dans [P9]. Nous proposons également une généralisation de cette méthode pour une commande simultanée des quatre roues d'un robot à roues directionnelles à l'avant et à l'arrière.

Dans une logique, non plus de limitation des glissements, mais d'utilisation de ces derniers, nous proposons une étude comportementale des véhicules en dérapage dans [P8]. A terme, notre objectif sera de parcourir un chemin, dans les limites d'un couloir, tout en optimisant le temps de parcours par une utilisation judicieuse des dérapages.

Chapitre 3

Localisation à haute vitesse

Ce chapitre s'intéresse à la localisation d'un robot mobile à roues, soit l'estimation de sa position dans le plan et de son orientation. Être en mesure de maintenir à jour une telle estimation de la localisation du robot durant son déplacement est indispensable, tant au niveau de la planification pour calculer une trajectoire sans collision, qu'au niveau de la commande afin d'être capable de suivre une trajectoire de manière fidèle. Ainsi, si le robot possède une représentation de son environnement et s'il est capable de s'y localiser de manière absolue, un plan de navigation peut être produit par une recherche d'une trajectoire de référence appartenant à l'espace libre. Ce type de problématique connaît des solutions déjà classiquement utilisées [Laumond, 2001], ou plus récemment de nouvelles solutions pour des robots d'architecture type voiture en milieu ouvert (comme par exemple celle mise en place par Spenko *et al.* [2006]). Dans le cadre d'une activité de navigation autonome, nous nous intéressons au problème de la localisation de véhicules pour le suivi de chemins. Ce suivi sera réalisé par une commande s'appuyant par exemple sur une des méthodes décrites aux chapitres 4 ou 5, ce qui constitue ici notre principal objectif.

Ce travail concerne des applications qui se déroulent dans des environnements inconnus ou partiellement connus, qui peuvent être non coopératifs, éventuellement naturels ou non structurés. Dans un tel contexte, divers champs d'applications sont envisageables, comme par exemple : les robots mobiles pour l'exploration planétaire [Lacroix *et al.*, 2002], la surveillance de sites, une intervention d'un véhicule autonome inhabité ou la robotique d'intervention pour la sécurité civile.

Désormais, les caractéristiques annoncées du signal GPS Galileo (au niveau de la précision et de la fiabilité des données) permettent d'envisager de faire naviguer des véhicules robotisés en toutes circonstances grâce à la fusion de données de position par satellite avec d'autres données de localisation relative issues de capteurs embarqués.

Afin de répondre à un besoin de navigation sûre multi-capteurs, le projet CTS-SAT¹ a pour objectif de développer un module de transport automatique de per-

¹www.telecom.gouv.fr/rubriques-menu/soutiens-financements/programmes-nationaux/uliss/les-appels-uliss-2006-2007/appeul-uliss-edition-2007/projets-finances-2007/cts-sat-1379.html

sonnes guidé par satellite. Par ailleurs, des travaux et réflexions ont été réalisés dans le cadre de projets Européens passés CYBERMOV, CYBERCAR et le projet CITYMOBIL qui est encore en cours de réalisation. Également, MOW-BY-SAT² est un projet européen avec des objectifs similaires, ayant permis la mise au point d'une tondeuse à gazon autonome guidée par satellite.

Les conditions environnementales sont : utilisation par tous types de temps (soleil, brouillard, neige, *etc.*) en toutes saisons (zone climatique Europe).

La navigation des véhicules repose sur deux éléments essentiels :

- Les lois de commande du véhicule qui doivent être paramétrées pour chaque type de véhicule.
- La localisation temps réel du véhicule en mouvement qui est assurée par des prises de références par rapport à l'environnement en relatif et/ou en absolu.

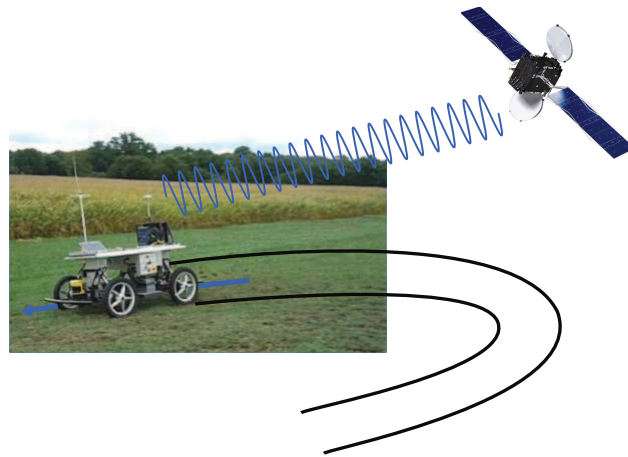


Figure 3.1: Robot robuFAST A guidé par satellite

Pour les environnements extérieurs, la localisation par capteur GNSS (Global Navigation Satellite System) est la solution optimale du fait de son absence de contrainte de prédisposition de l'environnement et sa souplesse de reconfiguration des missions. Cette mesure de localisation absolue est préférablement associée à une localisation relative au véhicule avec de l'odométrie et des mesures inertielles afin d'améliorer la qualité des mesures de positions obtenues grâce à des mesures à plus haute fréquence et de couvrir de courtes pertes des signaux satellites dues à un masquage ou à une perturbation des signaux.

Suivant les sites d'exploitation, il est parfois possible de compléter ces systèmes par d'autres moyens de localisation en utilisant l'environnement comme par exemple un suivi de ligne par vision ou une localisation par laser sur des balises afin de permettre le déplacement des véhicules dans certaines zones limitées et bien définies où les réceptions satellites sont impossibles (tunnels, allées d'arbres, corridor étroit entre deux bâtiments, *etc.*).

Dans la suite de ce chapitre, nous analyserons des solutions complémentaires à la localisation par satellites pour assurer la localisation en continu des vecteurs

²<http://mow-by-sat.diees.unict.it>

mobiles à haute vitesse étudiés dans le cadre de ce travail de thèse. Pour ce faire, nous présenterons d'abord les différents types de capteurs envisagés, puis la mise en œuvre d'un filtre de Kalman étendu sera proposée, avec la prise en considération des contraintes rencontrées en temps réel, d'autant plus importantes à vitesses élevées.

3.1 Méthodes de navigation

3.1.1 Mesure à l'estime

La navigation à l'estime (dead reckoning navigation) consiste à se localiser par le seul moyen de capteurs proprioceptifs. Par exemple, de l'odométrie et un compas : on mesure la direction d'avance et la distance parcourue, ce qui permet, au cours du temps, de calculer son chemin. Le temps est fondamental, les mesures des différents capteurs devant être synchronisées en permanence. Les technologies utilisées en navigation à l'estime sont nombreuses, les plus couramment employées pouvant être mécaniques, piézo-électriques ou optiques et portant le plus souvent sur la mesure d'accélération, d'angles ou de vitesses angulaires.

Il est fréquent sur les véhicules terrestres à roues d'utiliser l'odométrie pour mesurer soit la distance curviligne parcourue, soit la valeur algébrique de la vitesse moyenne d'avance (en différenciant la distance par rapport au temps), soit encore la variation du cap (en comparant les distances parcourues par les roues gauche et droite d'un même essieu). Les capteurs utilisés sont des codeurs intégrés dans les roues ou des compteurs de tours installés dans la chaîne de transmission. La fréquence des mesures dépend alors de la résolution du capteur et varie en fonction de la vitesse de rotation de la roue. L'odométrie optique est aussi utilisée pour une évaluation de la vitesse d'avance en corrélant deux images échantillonnées suffisamment rapidement. Les qualités de l'opto-électronique et du traitement des signaux sont essentielles dans de tels systèmes, ainsi que leur capacité à s'adapter à l'éclairage de différentes surfaces.

Une centrale inertielle est un outil de navigation contenant en général trois gyromètres, trois accéléromètres et éventuellement trois magnétomètres. La fréquence des mesures est de l'ordre d'une centaine de Hertz. La littérature en langue anglaise fait la différence entre une IMU (Inertial Measurement Unit) et un AHRS (Attitude and Heading Reference System) ou encore un INS (Inertiel Navigation System), ce dernier étant un système de navigation, soit un système comportant non seulement une IMU mais aussi un calculateur intégrant les mesures des capteurs, les hybridant le cas échéant à des positions GPS, des distances parcourues, ou autres mesures pour délivrer une position. L'AHRS ne délivre pas de position, mais seulement les trois orientations de tangage, roulis et lacet.

Pour exploiter au mieux les mesures, on utilise un modèle cinématique du véhicule qui décrit les relations entre les différentes vitesses des corps qui le composent. La plupart du temps, un modèle très simple de type bicyclette ou tricycle suffit, le gain en précision apporté par un modèle plus précis étant noyé dans l'imprécision (dérive) due aux glissements des pneumatiques.

3.1.2 Mesure hybride GPS-estime

Le positionnement par satellites présente des propriétés complémentaires des systèmes de navigation dits « à l'estime ». En effet, alors que ces derniers fonctionnent en continu, les satellites peuvent être masqués temporairement. On note aussi que les capteurs proprioceptifs utilisés subissent les effets de phénomènes physiques (frottements mécaniques, instabilité avec la température,) dont la correction est imparfaite, ce qui entraîne une dérive des mesures. On peut observer cette dérive (ou tout au moins ses conséquences en terme de positionnement) à partir des mesures sur les signaux satellites. De plus, les mesures des systèmes de navigation à l'estime sont accessibles à des fréquences bien supérieures à celles des mesures de codes et phases des signaux satellites : on peut dire qu'il y a aujourd'hui au moins un facteur 10 entre les cadences de fonctionnement des deux types de technologies. Ainsi, il est particulièrement intéressant de fusionner (on dit aussi coupler ou combiner) l'ensemble de ces mesures, soit en temps réel (on parle de filtrage) soit en temps différé (on parle de lissage). Les dérives observées peuvent être corrigées, les solutions de navigation peuvent être délivrées à la fréquence plus élevée des capteurs de navigation à l'estime et les solutions fusionnées peuvent être délivrées en continu, c'est à dire que les masquages des satellites peuvent être partiellement palliés.

En pratique, il est indispensable pour fusionner convenablement des observations GPS avec d'autres mesures (odométriques, gyrométriques, inertielles, *etc.*) qu'une seule et même base de temps soit partagée. Dans les systèmes d'acquisition multi-capteurs, il est donc recommandé d'acquérir le Pulse Per Second (PPS) délivré par les récepteurs GPS. La datation par l'horloge du système d'acquisition de toutes les entrées, y compris le PPS, permet ensuite de synchroniser les observations (datées en temps GPS) avec les autres mesures.

Il est utile de distinguer deux formes de couplage entre les données GPS et les données des capteurs proprioceptifs : le couplage lâche et le couplage serré.

Le couplage lâche consiste à calculer des solutions de navigation à l'estime d'une part et par satellite d'autre part, et ce indépendamment. La solution GPS utilisée contient alors des positions absolues obtenues après un premier traitement des mesures satellites brutes. Un filtre fusionne ensuite les solutions. Ce processus est simple mais n'est réellement couplé qu'en dehors des périodes de masquage des satellites. En outre, le niveau de couplage peut être plus ou moins avancé : ainsi, certains algorithmes comportent une boucle de contrôle de la centrale inertielle par GPS, dont le but est de corriger en temps réel la dérive de celle-ci.

Le couplage serré donne lieu à la fusion des mesures des capteurs inertiels et des mesures GPS brutes de pseudo-distance et/ou de phase directement dans un seul et même algorithme de navigation. Ainsi, dans des environnements très difficiles où moins de quatre satellites sont visibles, les observations sur ceux-ci sont mises à profit, alors même qu'une solution de navigation par satellites ne serait pas calculable. L'avantage résultant est donc une meilleure intégrité et une meilleure disponibilité, au prix d'un processus de calcul plus sophistiqué.

3.2 Filtre de Kalman étendu pour le temps réel

Cette section présente les spécifications détaillées de l'hybridation lâche GPS inertiel à mettre en œuvre en temps réel pour localiser le robot et alimenter son système de contrôle-commande. Le filtrage consiste à réaliser les étapes de prédiction avec les capteurs proprioceptifs (odomètre et gyromètre de cap), et à utiliser les solutions DGPS RTK, si elles sont disponibles pour recalibrer la prédiction : c'est l'étape d'estimation ou de correction. Les capteurs proprioceptifs sont prévus pour naviguer avec un rafraîchissement plus fréquent de la localisation et pallier les discontinuités de positionnement DGPS RTK.

Diverses méthodes de localisation sont envisageables, comme c'est par exemple proposé par Mallet [2001], Matia *et al.* [2004], Kacemi *et al.* [2006] ou Joly [2007], en fonction de la complexité du modèle d'évolution et la variété des capteurs impliqués. Ici un GPS-RTK différentiel est utilisé pour la localisation absolue, un codeur et un gyroscope un axe KVH RD2100 à fibre optique sont utilisés pour la localisation relative. Les données mesurées sont fusionnées : ces deux types de capteurs complémentaires permettent au robot de se localiser précisément à haute fréquence. En raison de leur facilité de mise en œuvre et de leur efficacité en terme de précision, nous étudions les algorithmes de localisation basés sur la théorie du filtre de Kalman étendu en l'adaptant aux contraintes du temps réel, ce type de contraintes étant notamment évoqué dans les travaux de Bouvet et Garcia [2000].

Le choix de ce filtre est motivé par les conditions d'utilisation en temps réel à haute vitesse. Les filtres particuliers, étudiés notamment par Woo *et al.* [2006], ont l'avantage, avec suffisamment d'échantillons, de pouvoir être rendus plus précis que les filtres de Kalman. Cependant, trop exigeants en temps de calcul, ils ne constituent pas un choix valable ici. Le filtre de Kalman non-parfumé, présenté et détaillé dans un article de Julier et Uhlmann [1997], s'avère être une extension un peu plus précise et plus simple à implémenter qu'un filtre de Kalman étendu. Il a également l'avantage de ne pas diverger pour davantage de systèmes non linéaires. En cas de risque de divergence, il sera donc une bonne alternative. Sinon, il reste lui aussi un peu plus astreignant en temps de calcul.

Le filtre de Kalman [1960] est un estimateur de l'état d'un système linéaire en contexte stochastique. Ce filtre, dont l'utilisation est très largement répandue, a été appliqué pour la résolution de problèmes de localisation par de nombreux chercheurs, donnant lieu à des publications (par exemple [Grewal et Andrews, 1993], [Kiry et Buehler, 2002], [Bishop *et al.*, 2001], [Wang, 1988]). Nous ne décrivons donc pas à nouveau toute la théorie de ce filtre, nous appliquant à expliquer les points propres au contexte applicatif, en rappelant toutefois les éléments essentiels à son utilisation.

Afin d'estimer la position et l'orientation d'un véhicule à l'aide d'un tel filtre, il faut disposer d'un modèle d'évolution du véhicule sous forme de représentation d'état à temps discret dont le vecteur d'état est composé, entre autre, de la position

et de l'orientation de ce véhicule. L'algorithme du filtre de Kalman étendu est un algorithme récursif qui à chaque instant d'échantillonnage, iT_e , fournit une estimée du vecteur d'état $\hat{X}_{i|i}$ ainsi que la covariance de l'erreur d'estimation $P_{i|i}$. Cette estimée et cette covariance sont obtenues en deux étapes : l'étape de prédiction et l'étape de correction.

L'utilisation du filtre en temps réel impose certaines contraintes. Les données reçues doivent être datées afin d'être utilisées à leur bonne date, c'est-à-dire la date à laquelle la mesure a réellement eu lieu. Le GPS communiquant ses informations avec un temps de latence d'environ $100ms$, le filtre doit en tenir compte. Typiquement, si le robot considéré se déplace à une vitesse de $10m/s$, il aura parcouru 1 mètre supplémentaire le temps que l'information de position GPS ne lui soit parvenue. C'est une information importante dont il faudra tenir compte pour une "alimentation" efficace de la commande. Par contre, nous admettons comme exactes les dates envoyées par les capteurs lors de l'acquisition de données. Les trames de données du GPS reçues contiennent leur date réelle d'acquisition. En parallèle, les données des autres capteurs sont datées en calant leur horloge à partir du PPS (pulse-per-second) fourni par le récepteur GPS. Également, toute opération non causale sera à éviter, par exemple nous ne ferons pas d'interpolations pour prédire des mesures futures. Une autre contrainte est la prise en compte de la vitesse de traitement des données par le filtre. Celle-ci doit être suffisamment élevée pour que le traitement ait eu lieu avant la réception des prochaines données. C'est pourquoi il est souhaitable que le code soit optimisé au mieux, même si les calculateurs actuels sont désormais suffisamment puissants.

3.2.1 Modélisation

Il s'agit d'obtenir un modèle d'évolution du véhicule de la forme $\dot{X} = f(X, U)$ où le vecteur d'état, X , comprend la position (x, y) de l'antenne GPS en un point P et l'angle de lacet θ du véhicule par rapport à un repère absolu (qui peut être défini par la position et l'orientation initiale du véhicule) et où l'entrée U peut être mesurée. Le repère absolu choisi dans cette étude, $\mathcal{R}_0 = \{O_0, \mathbf{x}_0, \mathbf{y}_0, \mathbf{z}_0\}$, est localement tangent à la surface du globe terrestre, \mathbf{x}_0 étant dirigé vers l'est, \mathbf{y}_0 vers le nord, et le cap tournant dans le sens trigonométrique, à partir de \mathbf{x}_0 . Son zéro peut (par exemple) être choisi à l'antenne GPS fixe servant de station de base différentielle.

L'évolution du véhicule est décrite par le modèle cinématique de type voiture suivant :

$$\mathbf{V}(P, \mathcal{R}/\mathcal{R}_0) = (V - rT_y) \mathbf{x} + rT_x \mathbf{y}$$

Soit, exprimé dans le repère \mathcal{R}_0 :

$$\begin{cases} \dot{x} = (V - rT_y) \cos \theta - rT_x \sin \theta \\ \dot{y} = (V - rT_y) \sin \theta + rT_x \cos \theta \end{cases}$$

On pourrait, à l'étape de prédiction, intégrer numériquement cette équation d'état à temps continu. Cependant, l'intégration numérique est coûteuse en temps, ce qui n'est pas souhaitable pour les applications envisagées ici. Pour l'éviter, nous

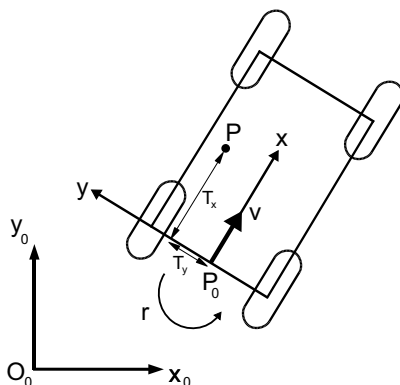


Figure 3.2: Schéma du robot à localiser

allons donc effectuer une discrétisation approchée de cette équation d'état, en considérant les données suivantes :

- r et V sont respectivement la vitesse angulaire de lacet et la vitesse linéaire longitudinale du robot ;
- T_x et T_y désignent les décalages axial et transversal (positif vers l'avant, positif vers la gauche) de l'antenne GPS par rapport au milieu de l'essieu arrière ;
- Δs_i est la distance élémentaire parcourue pendant une période d'échantillonnage T_e , elle est mesurée à partir d'un codeur ;
- $\Delta \theta_i$ correspond à la variation élémentaire de cap obtenue à partir de la mesure de vitesse angulaire du gyromètre, par l'expression : $\Delta \theta_i = T_e r_i$.

On note U_i le vecteur d'entrée mesuré (encore appelé "commande") :

$$U_i = \begin{pmatrix} \Delta s_i \\ r_i \end{pmatrix}$$

Ces entrées sont asynchrones et, en pratique, le modèle sera " cadencé " par le gyromètre : à chaque nouvelle mesure de vitesse angulaire, on calcule la variation de cap en intégrant sur l'intervalle de temps séparant l'instant $i + 1$ de l'instant i (cet intervalle est normalement égal à la période d'échantillonnage du gyromètre). De même, la variation de distance parcourue sera calculée par différence entre le nombre d'impulsions comptées à l'instant $i + 1$ et celui à l'instant i (multiplié par le pas d'impulsion pré-étalonné).

On obtient alors le modèle d'évolution du véhicule à temps discret $X_{i+1} = f(X_i, U_i)$:

$$\begin{cases} x_{i+1} = x_i + \Delta s_i \cos(\theta_i + \Delta \theta_i/2) - \Delta \theta_i (T_x \sin \theta_i + T_y \cos \theta_i) \\ y_{i+1} = y_i + \Delta s_i \sin(\theta_i + \Delta \theta_i/2) + \Delta \theta_i (T_x \cos \theta_i - T_y \sin \theta_i) \\ \theta_{i+1} = \theta_i + \Delta \theta_i \end{cases}$$

La distance élémentaire Δs_i étant parcourue entre i et $i + 1$, on remarquera que pour d'avantage d'exactitude, la projection de cette donnée a été faite pour un cap atteint entre ces deux instants, soit $\theta_i + \Delta \theta_i/2$.

Puis, la solution de navigation GPS (x_{DGPS} , y_{DGPS}) est utilisée lors de l'étape d'observation pour recalibrer les deux premières composantes du vecteur d'état. L'équation de sortie est donc linéaire :

$$Y_i = \begin{bmatrix} x_{DGPS_i} \\ y_{DGPS_i} \end{bmatrix} = H X_i + W_i$$

avec $H = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \end{pmatrix}$ et W_i l'ensemble des bruits de mesure GPS supposés blancs, gaussiens d'espérance mathématique nulle et de covariance P_{Y_i} .

3.2.2 Modélisation des bruits

Selon le formalisme des équations du filtre de Kalman, les phénomènes aléatoires sont modélisés par des erreurs centrées, blanches, indépendantes et de variances connues. Le bruit V_i représentant de façon additive les erreurs de modélisation.

En supposant les erreurs d'estimation faibles, ces équations d'évolution sont linéarisées au premier ordre à chaque échantillonnage pour obtenir un modèle linéaire sur lequel sera basé le filtre. Le bruit de modélisation V_i comprend le bruit sur la mesure de distance, le bruit sur la mesure gyroscopique et le bruit du modèle cinématique.

3.2.2.1 Bruits de mesure

Mesure odométrique de distance

Étudions les erreurs des mesures de déplacements, non gaussiennes, enregistrées avec un capteur odométrique. Entre deux instants, i et $i + 1$, l'odomètre envoie le nombre d'impulsions correspondant au nombre de pas parcourus par le véhicule. Si n impulsions sont reçues durant ce laps de temps, alors la distance d'odométrie mesurée vaut :

$$ds = n \times pas$$

Cependant, lorsque la première impulsion est envoyée, le véhicule n'a pas parcouru un pas en entier mais $pas - e_1$, l'erreur e_1 étant due au fait qu'à l'instant i on ne connaît pas exactement la position du codeur. Cette erreur e_1 peut être comprise uniformément entre 0 et pas . On peut supposer que la distance entre la première et la dernière impulsion est correcte, l'odomètre étant calibré sur des distances de plusieurs kilomètres. Puis de même, une distance non prise en compte e_2 , comprise uniformément entre 0 et pas , est parcourue après la dernière impulsion. d'où :

$$ds = ds_{reel} + e_2 - e_1$$

Soit l'erreur odométrique est définie comme étant la différence entre deux variables aléatoires réparties uniformément entre 0 et pas . Nous pouvons donc montrer que la densité de répartition du bruit b , sur l'intervalle $[-p; p]$, est un triangle symétrique que nous avons représenté sur la figure 3.3.

L'espérance mathématique de la variable de bruit b centrée est évidemment nulle :

$$\begin{aligned} E\{b\} &= \int_{-\infty}^{\infty} b f(b) db = \int_{-p}^0 b \left(\frac{b}{p^2} + \frac{1}{p} \right) db + \int_0^p b \left(\frac{-b}{p^2} + \frac{1}{p} \right) db \\ &= - \int_0^p b \left(\frac{-b}{p^2} + \frac{1}{p} \right) db + \int_0^p b \left(\frac{-b}{p^2} + \frac{1}{p} \right) db = 0 \end{aligned}$$

Et la variance de b vaut :

$$\begin{aligned} \sigma_b^2 &= E\{(b - E\{b\})^2\} = E\{b^2\} = \int_{-p}^0 \left(\frac{b^3}{p^2} + \frac{b^2}{p} \right) db + \int_0^p \left(\frac{-b^3}{p^2} + \frac{b^2}{p} \right) db \\ &= 2 \int_0^p \left(\frac{-b^3}{p^2} + \frac{b^2}{p} \right) db = 2 \left[\frac{-b^4}{4p^2} + \frac{b^3}{3p} \right]_0^p = 2 \left(\frac{-1}{4} + \frac{1}{3} \right) p^2 = \frac{p^2}{6} \end{aligned}$$

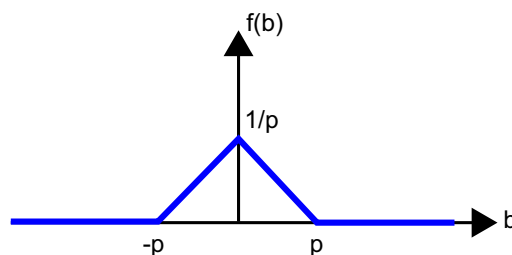


Figure 3.3: Densité de probabilité de l'erreur odométrique

Ce bruit n'étant pas gaussien, il sera approximé par une gaussienne d'espérance $E\{b\} = 0$ et de covariance $\sigma_b^2 = \frac{p^2}{6}$ pour le filtre de Kalman.

Mesure gyroscopique

La valeur utilisée dans le vecteur d'entrée U du filtre est un incrément d'angle, soit une intégration de la mesure délivrée par le gyromètre, entre les instants i et $i + 1$. L'erreur de cette mesure sera supposée blanche après retrait du biais, ce qui n'est pas totalement exacte puisque le biais non déterministe (il ne dépend pas du temps d'intégration) varie aux basses fréquences, induisant une corrélation. S'agissant d'un processus discret de pas aléatoires décorrélés les uns des autres, on pourra considérer que l'erreur commise entre deux instants i et $i + 1$ est une marche aléatoire de variance :

$$\sigma_b^2 = S_{gyro}^2 \Delta t$$

avec S_{gyro} le coefficient de marche aléatoire sur l'angle intégré du gyroscope et Δt le temps écoulé entre i et $i + 1$. Cette variance dépend du temps écoulé entre deux mesures. Elle sera ajustée a posteriori, mais on peut raisonnablement prendre pour valeur initiale les spécifications techniques du constructeur. S'agissant du KVH RD2100 utilisé pendant la campagne d'essais préliminaires CTS-SAT, il convient de ramener la marche aléatoire du gyromètre, spécifiée à $0,083^\circ/\sqrt{h}$, en une variance (ou un écart-type) applicable à des mesures de vitesse angulaire à 10 Hz. La marche aléatoire s'interprète comme suit : après une heure d'intégration, le cap calculé est caractérisé par une erreur de $0,083^\circ$ à un écart-type. Cette erreur est doublée en 4 heures, triplée en 9 heures, *etc.* De même, après une minute d'intégration, cette erreur n'est pas divisée par 60 mais seulement par $\sqrt{60}$. Ainsi, en 0,1 secondes d'intégration (car les mesures sont faites à 10 Hz), l'écart-type angulaire égale $0,083\sqrt{0,1/3600}$ en degré (bruit en angle) si on travaille avec $\Delta\theta_i$ dans le vecteur des entrées U . Ramené en vitesse, on divise par la durée d'intégration, soit $0,083\sqrt{0,1/3600}/0,1$, ce qui donne : 0,0044 en degré/s (écart-type en vitesse angulaire à 10 Hz) si on travaille avec r_i dans le vecteur U (multiplié ensuite par $t_{i+1} - t_i$).

L'équation d'observation (l'observation est notée Y_i) fait intervenir la mesure DGPS dont l'erreur W_i a été quantifiée préalablement (par exemple : 0,1 m d'écart-type pour du DGPS RTK). Une valeur ajustée époque par époque pourrait être lue dans un message NMEA complémentaire de celui contenant la solution de navigation. À défaut, seules les solutions DGPS RTK avec ambiguïtés fixées seront utilisées, avec un écart-type constant, par exemple égal à 0,1 m.

3.2.2.2 Bruit du modèle cinématique

Il qualifie la validité de l'hypothèse de roulement sans glissement, et sans changement de courbure entre les instants d'intégration. Plus le temps écoulé entre les instants i et $i+1$ est important, et plus l'erreur de modèle est potentiellement importante. Ces erreurs sont donc modélisées comme des variables aléatoires gaussiennes résultant de l'intégration d'un bruit blanc :

$$\sigma_b^2 = S_{\text{mod}}^2 \Delta t$$

avec Δt l'intervalle de temps entre i et $i+1$ et le paramètre S_{mod} réglé de telle sorte que l'écart-type des erreurs soit de 0,5 mètres au bout d'une seconde (sauf glissements importants, il est peu probable qu'un véhicule fasse un écart de déplacement supérieur à 50 cm en une seconde). Cela correspond à une valeur initiale de l'écart-type de l'ordre de 0,16 m pour 0,1 s. Cette valeur est ajustable : elle dépend des vitesses, du terrain d'évolution du véhicule, de sa conduite, *etc.*

3.2.3 Étape de prédiction

Les entrées étant asynchrones, en pratique le modèle sera calé sur les mesures du gyromètre : à chaque nouvelle mesure de vitesse angulaire, on calcule la variation de cap en intégrant sur l'intervalle de temps séparant l'instant $i+1$ de l'instant i (cet intervalle est normalement égal à la période d'échantillonnage du gyromètre). De même, la variation de distance parcourue sera calculée par différence entre le nombre d'impulsions comptées à l'instant $i+1$ et celui à l'instant i (multiplié par le pas d'impulsion pré-étalonné).

Les bruits sont supposés gaussiens, d'espérance mathématique nulle et de covariance connue. V_i traduit l'ensemble des bruits de dynamique dus aux erreurs de modélisation, il comprend le bruit sur la mesure de distance par odométrie et le bruit du modèle cinématique. P_{X_i} est la covariance des bruits de mesure des capteurs proprioceptifs et Q est la covariance des bruits de modélisation. La détermination de Q étant assez délicate, son influence est souvent évaluée par des simulations de Monte-Carlo.

Soit U_{mes_i} la mesure du vecteur d'entrée, égale à la valeur réelle U_i plus un bruit. En linéarisant au premier ordre autour du point $(\hat{X}_{i|i}, U_{mes_i})$, on obtient :

$$X_{i+1} = f(X_i, U_i) \approx f(\hat{X}_{i|i}, U_{mes_i}) + F_i (X_i - \hat{X}_{i|i}) + J_{ui} (U_i - U_{mes_i}) + V_i$$

Et :

$$\hat{X}_{i+1|i} = f(\hat{X}_{i|i}, U_{mes_i})$$

D'où :

$$X_{i+1} - \hat{X}_{i+1|i} = F_i (X_i - \hat{X}_{i|i}) + J_{ui} (U_i - U_{mes_i}) + V_i$$

Avec :

$$F_i = \left. \frac{\partial f(X,U)}{\partial X} \right|_{X=\hat{X}_{i|i}, U=U_i} \quad \text{et} \quad J_{ui} = \left. \frac{\partial f(X,U)}{\partial U} \right|_{X=\hat{X}_{i|i}, U=U_i}$$

La covariance de l'erreur de prédiction est alors donnée par :

$$P_{i+1|i} = F_i P_{i|i} F_i^T + J_{ui} P_{X_i} J_{ui}^T + Q$$

3.2.4 Étape d'observation

Les observations sont asynchrones aux prédictions. Aussi, il convient d'utiliser une solution de navigation GPS disponible entre les instants i et $i + 1$. Pour ce faire, une prédiction est effectuée entre l'instant i et l'instant de la solution de navigation, puis une estimation à cet instant, et enfin une prédiction entre cet instant et l'instant $i + 1$. On note que le nombre d'impulsions comptées à l'instant de la solution de navigation est nécessaire. Quant à la vitesse angulaire r_i , on l'appliquera sur tout l'intervalle $(i, i + 1)$, c'est à dire à la fois avant et après l'instant de la solution de navigation.

En temps réel, il existe une difficulté supplémentaire de latence, car la solution de navigation n'est pas disponible (i.e. calculée et transmise) à l'instant où elle est valide, mais plutôt quelques $100ms$ plus tard. Ainsi, on prévoit de repérer l'instant de validité de la solution de navigation au moyen d'un repère temporel, le PPS (pulse par seconde) qui est l'instant de la solution GPS, de faire de la prédiction tant que cette solution n'est pas complètement disponible, de faire l'estimation et recalculer les prédictions qui ont suivi dès la disponibilité complète. À l'instant du PPS, on calculera donc un état prédit, qui sera conservé en mémoire ainsi que toutes les commandes suivantes, afin que, à disponibilité de la solution de navigation, on puisse reprendre l'état prédit mémorisé, le corriger, et réutiliser les dites commandes jusqu'à l'instant courant. Par conséquent, le compteur de temps est successivement incrémenté entre i et l'instant de la solution GPS, puis entre l'instant de la solution GPS et $i + 1$ et, entre $i + 1$ et l'instant de la fin du temps de latence.

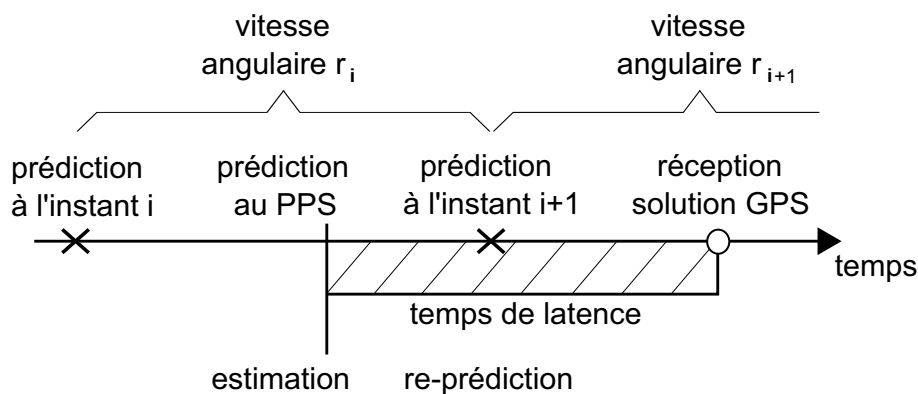


Figure 3.4: Chronogramme des étapes de prédiction et estimation en temps réel

3.2.5 Rejet d'observations GPS erronées : le test de Mahalanobis

Certaines valeurs choisies a priori dans le modèle des erreurs sont ajustables. Le réglage du filtre porte essentiellement sur le réglage des bruits du modèle cinématique et de la mesure gyrométrique. Ce réglage est couramment réalisé empiriquement en analysant l'erreur de trajectoire prédite par le filtre pendant des intervalles sans correction GPS : cette erreur doit être comprise dans l'enveloppe de 3 écarts-types

(position dans le plan et orientation) calculables à partir de la matrice de variance-covariance estimée par le filtre. Le réglage consiste à ajuster les bruits pour réduire cette enveloppe sans que la trajectoire prédite n'en sorte. On note que l'erreur de trajectoire prédite est calculable seulement quand on dispose de la trajectoire vraie. Ainsi, on effectue couramment ce réglage en simulant les intervalles sans correction GPS, alors qu'on dispose en fait des solutions de navigation auxquelles se référer.

Quand le réglage est correctement fait, on peut au final mettre en œuvre dans le filtre un test statistique sur les innovations normalisées au carré (NIS), ou test de Mahalanobis [Joly, 2007]. Ce test souvent utilisé en localisation ([Laneurit, 2006], [Moreo, 2005]), permet de détecter les éventuelles observations aberrantes (qu'on éliminera alors) par la mesure de distances NIS dont l'expression est donnée ci-après.

$$NIS = [Y_i - H\hat{X}_i]^T [HP_{X_i}H^T + P_{Y_i}]^{-1} [Y_i - H\hat{X}_i] < \chi^2$$

On compare alors les NIS au seuil donné par la loi du χ^2 à 2 degrés de liberté, pour une probabilité d'élimination à tort de $p\%$.

3.3 Application au projet CTS-SAT : simulation

3.3.1 Architecture

Les déplacements d'un robot RobuCAB sont simulés dans l'environnement physique en trois dimensions présenté à la section 2.4, sur un sol plat avec une adhérence de type herbe dont les caractéristiques sont données à cette section. Le RobuCAB est un véhicule électrique à quatre roues motrices et à roues avant directionnelles. Chacune de ses roues peut être actionnée indépendamment.



Figure 3.5: RobuCAB lors des essais à la cité de l'Espace de Toulouse

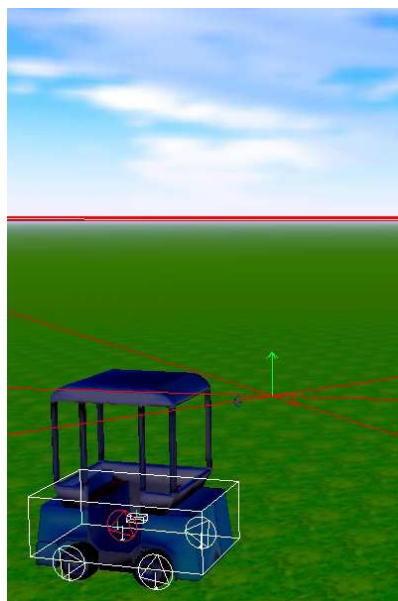


Figure 3.6: Environnement de simulation du robuCAB

Les données manipulées par le code du filtre de Kalman présenté par la suite sont fournies par d'autres services MSRS spécifiques et correspondent à l'instrumentation du véhicule : un récepteur GPS (différentiel ou non), un gyromètre et un odomètre. Le code du filtre de Kalman est adapté pour de l'implémentation temps réel, comme détaillé précédemment, pour des données se présentant sous forme de trames horodatées par le système d'acquisition et disponibles au fur et à mesure.

Les solutions de navigation GPS (en coordonnées cartésiennes) sont délivrées par le service GPS (récepteur à 1 Hz, hors masquage), avec leur datation et un indicateur (ou flag) du mode de fonctionnement du récepteur : Fixed pour « différentiel », sinon Floating, on considère que le GPS est en mode « naturel ». Les coordonnées géographiques non utilisées ici sont également disponibles : la latitude et la longitude en degrés et l'altitude en mètres.

Le service gyromètre fournit la vitesse de rotation en lacet simulée (exprimée en radians, signée, positive quand on tourne à gauche) et la datation d'acquisition des mesures à la fréquence de 10 Hz.

Le service d'odométrie fournit le compteur d'impulsions (odomètre) et la datation de ces impulsions.

Pour tous ces capteurs, un bruit de mesure blanc gaussien est ajouté. La variance de ce bruit est ajustée en fonction du matériel simulé. Les valeurs utilisées sont reportées dans le tableau 3.1.

Tableau 3.1: Tableau des données

Description	Valeur	Unité
Offset gyroscope	-0,003	$^{\circ}/s$
Pas odomètre	0,0000498	m
écart type modèle position	0,16	m
écart type modèle rotation	0,0	$^{\circ}$
écart type mesure gyroscope	0,0044	$^{\circ}/s$
écart type mesure gps	2,0	m
écart type mesure dgps	0,5	m
Vitesse Max	10,0	m/s
Vitesse Min	-2,0	m/s
Angle de direction Max	0,5	rad
Angle de direction Min	-0,5	rad
Accélération	1,0	m/s^2
Décélération	1,0	m/s^2

On observe dans le tableau 3.1 que l'écart type du modèle de rotation est nul, puisque aucun modèle n'a été proposé pour la rotation. La valeur de l'écart type pour la mesure gyroscope de $0,0044^{\circ}/s$ résulte de la marche aléatoire spécifiée par

le constructeur $(0,083^0/\sqrt{h})$ comme nous l'avons déjà vu précédemment. De même, $0,16m$ de bruit pour la position correspondrait à une marche aléatoire de $0,5m/\sqrt{s}$, soit une erreur en position de $0,5m$ par rapport à l'hypothèse que localement, à rayon de courbure constant, le robot roule sans glisser.

La position initiale, ainsi que le cap initial du véhicule sont déterminés uniquement à partir des données GPS. Le cap du véhicule est déterminé après que celui-ci se soit déplacé de quelques mètres en ligne droite. Dans ce cas, l'initialisation de l'angle sera différée. Pour un véhicule initialement à l'arrêt avec une bonne réception de toutes les données capteurs, en particulier le GPS, les vitesses et accélérations sont initialement nulles.

3.3.2 Résultats

Pour la simulation effectuée, nous observons tout d'abord la trajectoire de référence suivie, ainsi que les relevés GPS et la courbe de position calculée avec le filtre de Kalman étendu.

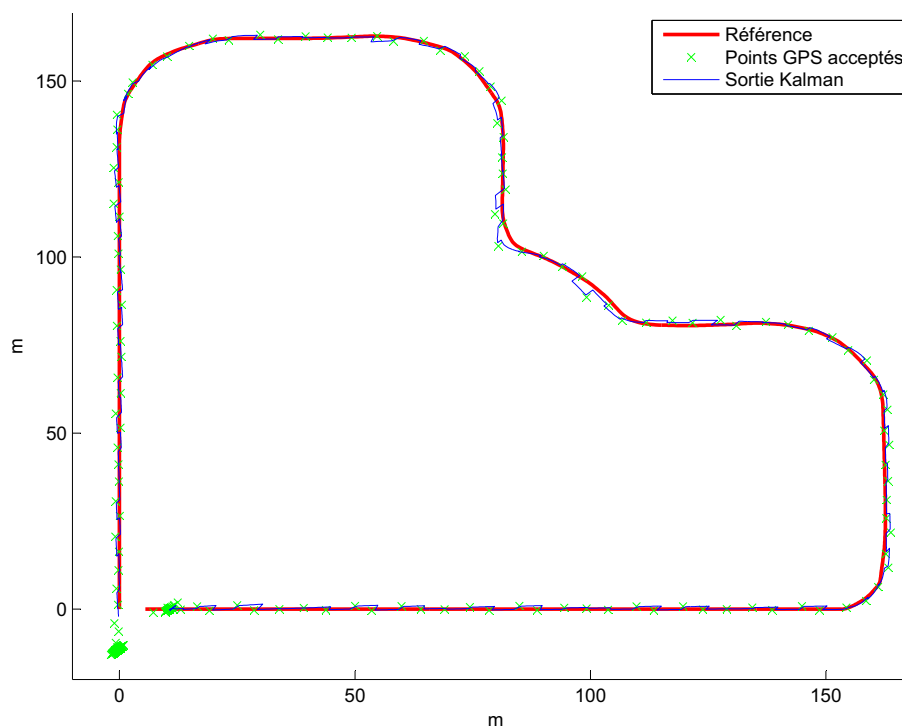


Figure 3.7: Localisation temps réel avec filtre de Kalman étendu

Le temps de parcours de ce circuit est de 257,7 secondes (environ 4,3 minutes), pour une vitesse constante d'environ $3m/s$. La moyenne de l'erreur à 99% est de 3,478 mètres sur l'axe horizontal et de 3,479 mètres sur l'axe vertical. Aucun point n'est en dehors de la zone de confiance (projection dans le plan (x, y) des ellipses à 99%, représentées sur la figure 3.8 qui est un zoom de la partie contenant les plus fortes irrégularités de la figure 3.7).

Sur la figure 3.8, l'angle de lacet ayant été correctement initialisé, le filtre présente de bonnes performances. Les données GPS sont mises à la disposition du filtre temps réel quelques millisecondes après la prédiction correspondante en temps, la position après filtrage ne passe donc jamais par les positions observées, et non systématiquement par toutes les positions prédites suivant immédiatement la position observée. La mesure GPS peut présenter une erreur transversale à la trajectoire, mais aussi une erreur longitudinale. Si on peut, par endroits, distinguer comme un retour en arrière, c'est que l'erreur de mesure GPS est vers l'arrière.

Pendant l'étape d'observation, la prise en compte d'une mesure GPS passée, suivie par éventuellement des étapes de prédiction jusqu'à l'instant courant, provoque un décalage de la courbe de position, d'où des irrégularités de cette dernière. C'est un phénomène à éviter, car il rend impossible la commande du véhicule. Un compromis est à faire entre la limitation de celui-ci et la précision de localisation.

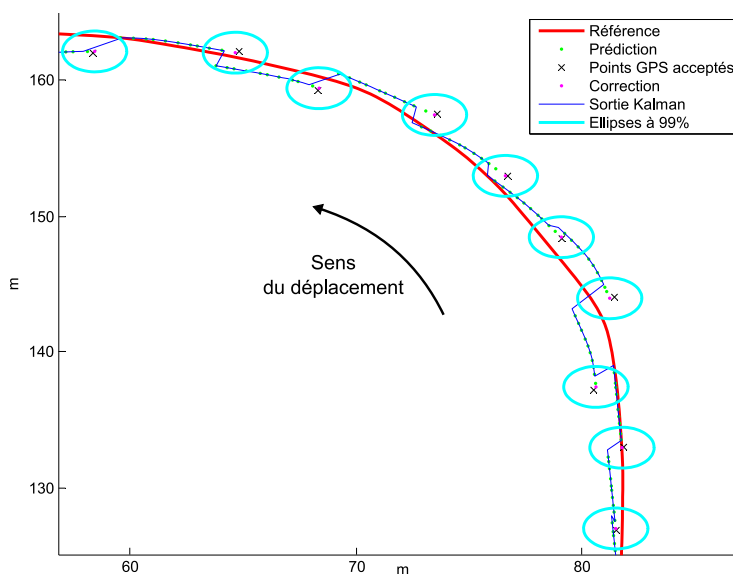


Figure 3.8: Irrégularités de localisation en sortie du filtre

Certaines simulations montrent que lorsque l'angle de lacet initial est incorrecte, les mesures proprioceptives ne pouvant pas corriger ce biais, nous observons un décalage de la courbe. Cela est dû au fait que les premières prédictions mauvaises ont pour conséquence de faire échouer le test de Mahalanobis. Les positions GPS sont alors ensuite systématiquement rejetées, et par conséquent l'allure de la trajectoire enregistrée ressemble à celle de référence avec une rotation correspondant à l'erreur de cap initial. Pour un angle de lacet initial modérément faux, on observe ci-dessous une divergence des prédictions, régulièrement corrigées par l'apport de nouvelles données GPS.

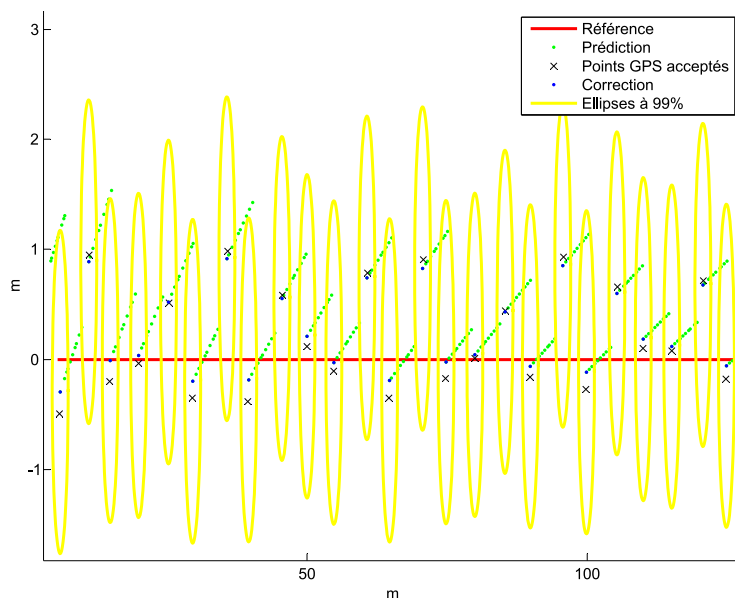


Figure 3.9: Conséquences sur l'initialisation de l'angle de lacet

3.4 Expérimentations

Lors d'une première phase exploratoire pour le projet CTS-SAT à la Cité de l'Espace à Toulouse en janvier 2008, un véhicule robuCAB était équipé d'un codeur type APO (256 pulses par révolution, 2 canaux A et B décalés de 90 degrés permettant de connaître le sens de la marche), d'un gyromètre à fibre optique de marque KVH RD2100 (biais $< 0,4^{\circ}/s$) et d'une centrale inertielle IMU Xsens MT9 (gyromètres MEMS : biais $< 15^{\circ}/s$, accéléromètres MEMS : biais $< 0,02m.s^{-2}$). Les données mesurées ont ensuite été utilisées post-traitement, via un algorithme de couplage lâche [Joly, 2007] développé par le Laboratoire Central des Ponts et Chaussées (LCPC) pour son simulateur Gyrolis [Bétaille, 2008], afin d'évaluer comment les capteurs proprioceptifs permettraient de pallier les périodes sans solution GPS RTK fixe et précise. L'erreur est de l'ordre de 2 mètres maximum avec le KVH contre 10 mètres avec la MT9. Le filtre prédit un écart-type cohérent avec cet ordre de grandeur de l'erreur (ce qui permettra le cas échéant de détecter et d'éliminer des solutions GPS aberrantes).

3.4.1 Premiers tests

Des tests de localisation ont été effectués sur le site de la Cité de l'Espace en janvier 2009 avec le véhicule robuCAB à une vitesse de $5m/s$. Ce robot était équipé d'un PC d'acquisition sous Windows CE non synchrone du temps UTC, d'un GPS Novatel DLV3, antenne marine, en RTK, dont on acquiert une trame par seconde (datée PC), d'un gyroscope KVH DSP3000 à 100 Hz dont on n'enregistre qu'une mesure sur 10 (cette mesure est datée PC), d'un odomètre sur la roue arrière gauche (seul odomètre utilisé ici, mais les 4 roues sont équipées), dont on acquiert l'incrément à 10 Hz (cette mesure est datée PC). Le bras de levier est $T_x = 1,5m$ et $T_y = -0,6m$. Les données de ces essais sont les mêmes que celles du tableau 3.1.

Pour ces premiers tests, le PC d'acquisition n'est pas encore synchrone du temps UTC (temps universel coordonné utilisé pour synchroniser les horloges). À défaut, on a fait les hypothèses suivantes, permettant de passer du temps PC au temps UTC :

- l'horloge PC dérive linéairement ;
- le temps de latence moyen égale 85 ms (valeur mesurée en usine sur 5 mn).

Compte-tenu de la très grande résolution de l'odomètre (2000 points par 1/13^{ième} de tour de roue), on applique un seuil en dessous duquel on considère que le Robucab est stoppé. Ce seuil correspond à une vitesse de $0,05m/s$, soit 100 incréments comptés à $10Hz$ (la roue a un diamètre de $412mm$).

Une fois fait le passage des dates PC en dates UTC, la prédiction est faite à chaque mesure gyrométrique, en utilisant le dernier incrément disponible (ou les derniers incréments cumulés disponibles) depuis la mesure gyrométrique précédente. On note qu'il est possible qu'entre deux mesures gyrométriques, il n'y ait pas eu d'enregistrement odométrique : dans ce cas, l'incrément est nul.

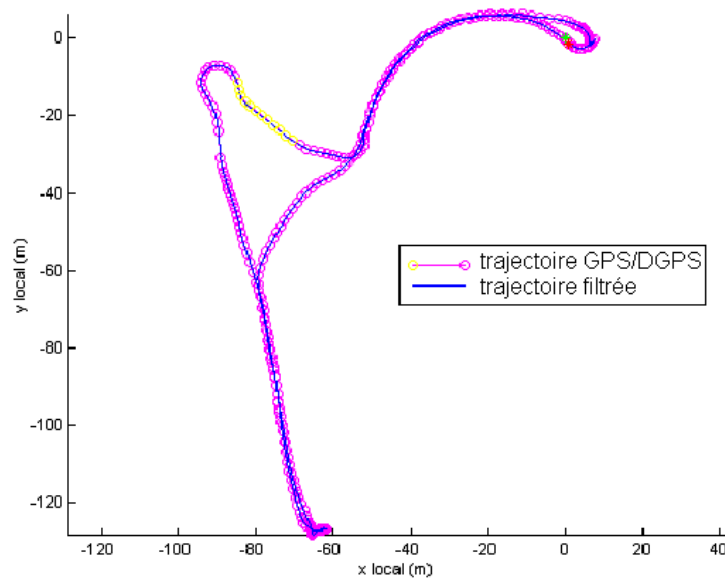


Figure 3.10: Position filtrée du robuCAB

La figure 3.10, générée avec Gyrolis, affiche la position filtrée du robot, le GPS pouvant être en mode différentiel, en mode naturel, ou en défaut. Les conditions ici, notamment en terme de masquage, sont tout à fait représentatives des conditions moyennes des 28 tests exploités.

Les mesures gyroscopiques sont correctement cadencées avec une période d'échantillonnage de $107ms$ (soit à peu près $10Hz$), le GPS est bien cadencé à $1Hz$ et un masquage de 3 seconde est détecté.

Le comportement du filtre est satisfaisant, il n'y a pas de solutions GPS rejetées à tort. L'erreur prédite affichée figure 3.4.1 augmente sensiblement lors du passage en GPS naturel et lors du masque de 3 secondes. Pendant ce masque, l'erreur atteint environ $0,3m$ pour $1m$ d'erreur prédite à 1σ .

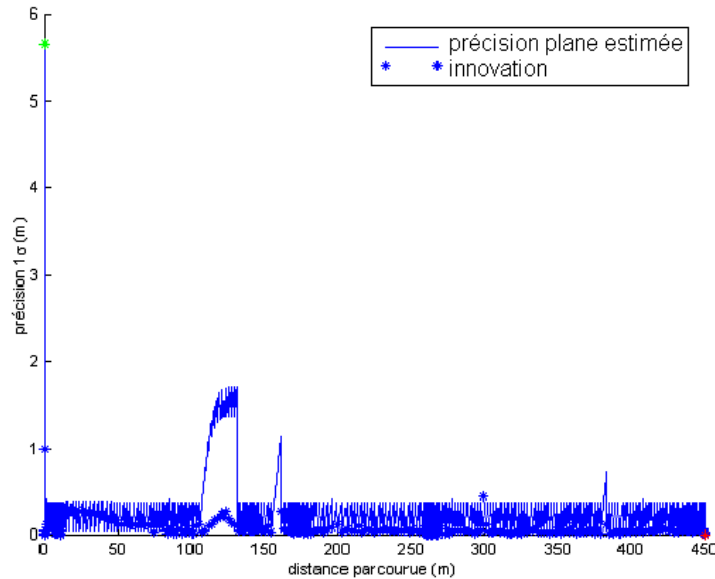


Figure 3.11: Erreur estimée par le filtre

Les deux dernières figures 3.12 et 3.13 montrent que cette erreur est diminuée quand on cadence le filtre sur l'odomètre et non plus sur le gyromètre. On remarque l'irrégularité spatiale des échantillons lorsque le filtre est cadencé sur le gyromètre.

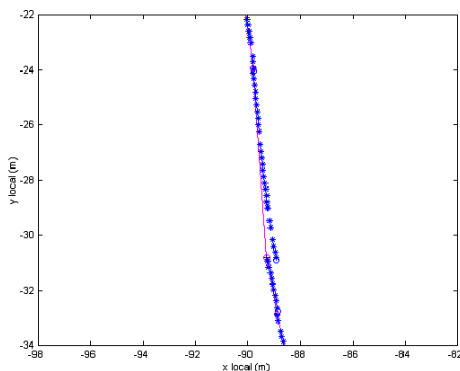


Figure 3.12: Filtre cadencé sur le gyromètre

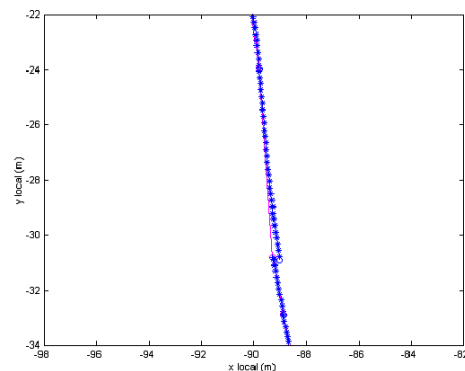


Figure 3.13: Filtre cadencé sur l'odomètre

Compte tenu du fait que le gyromètre et le PC d'acquisition de l'odométrie acquièrent tous les deux à $10Hz$ selon leur horloge propre, l'erreur sur la distance réellement parcourue peut atteindre $0,5m$ pendant le dixième de seconde à une vitesse de $5m/s$. Cette stratégie convient bien quand on date toutes les impulsions

odométriques, ce qui n'est pas envisageable ici vu la résolution. Une autre stratégie consiste à faire des prédictions à chaque mesure odométrique : en considérant que la vitesse de rotation varie peu sur un dixième de seconde, cette stratégie est finalement préférable.

En conséquent, le couplage lâche avec un GPS-RTK ne tolère pas de masquage supérieur à quelques secondes, car alors l'erreur atteint quelques décimètres. Pour limiter ce phénomène, il y a principalement deux solutions : d'une part, fiabiliser l'acquisition des trames NMEA du GPS (qui, si elles sont incomplètes, causent du masquage qui n'existe pas). D'autre part, prévoir les horaires les plus difficiles pendant lesquels la couverture GPS n'est pas suffisante.

3.4.2 Tests finaux

Ces tests se sont déroulés sur le site de la technopole de Bidart en juillet 2009 toujours avec le Robucab à une vitesse de $5m/s$. Le robot était équipé d'un PC d'acquisition sous Windows CE synchrone du temps UTC, d'un GPS Novatel FlexPack, antenne marine, en RTK, dont on acquiert 5 trames par seconde (datées PC), d'un gyroscope KVH DSP3000 à $100Hz$ dont on enregistre toutes les mesures (elles sont datées PC), et d'un odomètre sur la roue arrière gauche (seul odomètre utilisé ici, mais les 4 roues sont équipées), dont on acquiert l'incrément à $100Hz$ (cette mesure est datée PC). Le bras de levier est $T_x = 1,5m$ et $T_y = -0,6m$. Le PC d'acquisition a été correctement synchronisé au temps UTC. Le temps de latence moyen à $5Hz$ est de $25ms$.

Tableau 3.2: Tableau des données

Description	Valeur	Unité
Offset gyroscope	-0,003	$^{\circ}/s$
Pas odomètre	0,0000498	m
écart type modèle position	0,05	m
écart type modèle rotation	0,0	$^{\circ}$
écart type mesure gyroscope	0,0015	$^{\circ}/s$
écart type mesure gps	2,0	m
écart type mesure dgps	0,1	m
Vitesse Max	10,0	m/s
Vitesse Min	-2,0	m/s
Angle de direction Max	0,5	rad
Angle de direction Min	-0,5	rad
Accélération	1,0	m/s^2
Décélération	1,0	m/s^2

Cette fois-ci, les trames du GPS-RTK doivent être complètes pour être acceptées

par le filtre, le même test est appliqué aux trames odométriques et gyrométriques. Il s'avère que toutes les trames sont complètes, les problèmes relevés précédemment sur le robuCAB à Toulouse ont tous été résolus.

Les données pour ces essais diffèrent de celles du tableau 3.1. Au lieu de tourner à $10Hz$, le filtre va ici tourner à $100Hz$, donc il faut diviser par 3 (en fait par $\sqrt{10}$) les bruits gyroscopiques et du modèle. Le bruit odométrique étant déjà très petit, il reste inchangé.

La stratégie consiste à faire les prédictions à chaque mesure odométrique, en considérant que la vitesse de rotation varie peu (ce qui est tout à fait acceptable sur un centième de seconde). Compte-tenu de la très grande résolution de l'odomètre (2000 points par $1/13^{\text{ième}}$ de tour de roue), on applique un seuil en dessous duquel on considère que le Robucab est stoppé. Ce seuil correspond à une vitesse de $0,05m/s$, soit 100 incréments comptés à $10Hz$ (la roue a un diamètre de $412mm$).

La figure 3.14, générée avec Gyrolis, affiche la position filtrée du robot

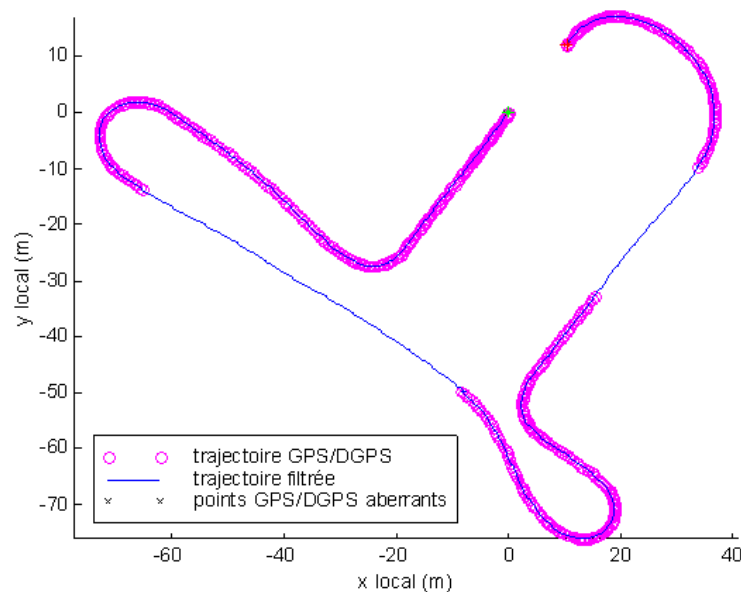


Figure 3.14: Position filtrée du robuCAB

Les mesures gyroscopiques sont correctement cadencées, la période d'échantillonnage est de $11ms$ (soit à peu près $100Hz$), le GPS est cadencé à 0,2 secondes et deux masquages GPS-RTK sont simulés pour voir le comportement du filtre, le premier de 20 secondes et le second de 10 secondes.

Le comportement du filtre est satisfaisant, il n'y a pas de solutions GPS rejetées à tort (l'unique valeur rejetée au départ est bel et bien aberrante). Pendant les masques, l'erreur reste inférieure au mètre. L'erreur prédite affichée figure 3.15

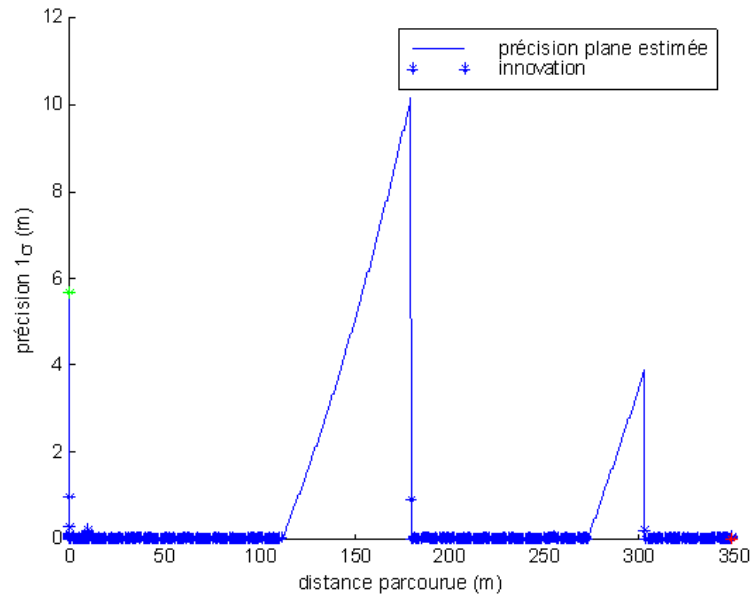


Figure 3.15: Erreur estimée par le filtre

est plutôt pessimiste, ce qui tend à plutôt accepter les solutions GPS RTK que les rejeter éventuellement.

Les figures 3.16 et 3.17 sont des agrandissements de la fin des deux masques. Même pour le masque de 20 secondes, on observe que l'erreur de moins d'un mètre est très largement inférieure aux prédictions du filtre.

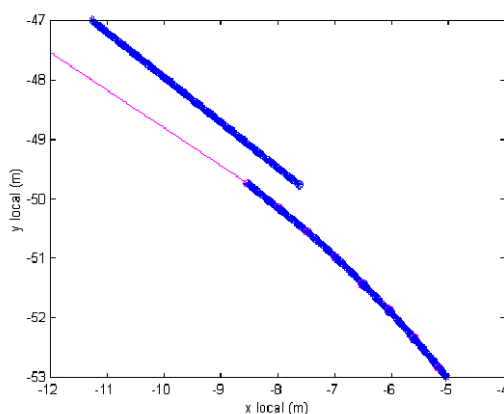


Figure 3.16: Zoom en fin du masque de 20 secondes

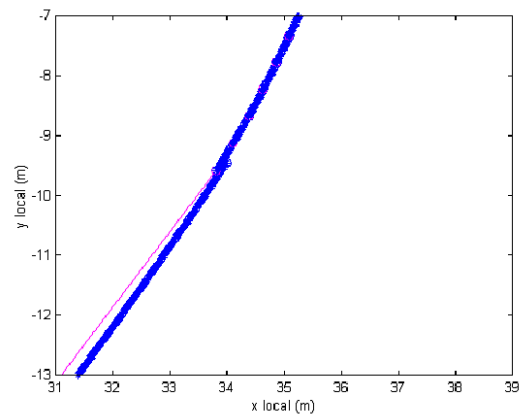


Figure 3.17: Zoom en fin du masque de 10 secondes

En conclusion, par rapport aux conclusions tirées après les premiers essais de Toulouse, le PC d'acquisition a été mis à l'heure UTC, et on note que le problème d'une bonne acquisition des données a été parfaitement réglé.

3.5 Conclusions

En conclusion, nous avons vu comment concevoir et régler un filtre de Kalman étendu en temps réel. Pour la matrice des erreurs de modèle, plusieurs essais permettent un réglage minutieux. Les erreurs de modèle dépendent du type de véhicule utilisé et de l'environnement, les phénomènes de glissements et de dérapages étant par exemple des facteurs qui les augmentent fortement.

Puis, des simulations font apparaître que l'initialisation du cap est une étape très importante. Il faut prévoir un déplacement initial en ligne droite suffisamment long ou rentrer le cap initial directement à la main si celui-ci est connu avec précision. Cette faiblesse du filtre résulte de sa linéarisation des équations d'état autour d'un point, les termes en sinus et cosinus n'étant linéarisables que pour de petits écarts angulaires.

Une autre perturbation concerne les irrégularités de la courbe de localisation, survenant lors de la correction après la réception d'une mesure GPS. Pour une commande efficace du véhicule, il a donc fallu chercher à limiter celui-ci sans compromettre la précision du filtre, ce qui a été fait avec succès lors des essais.

Enfin, le filtre qui était initialement cadencé sur le gyromètre s'avère finalement présenter une meilleure régularité spatiale lorsqu'il est cadencé sur l'odomètre.

L'originalité de notre méthode est d'adapter ce type de filtre aux conditions du temps réel, en tenant compte de la correction GPS à sa date réelle d'acquisition, suivie de nouvelles prédictions jusqu'à l'instant courant. L'ordre de séquençement des informations mises à la disposition du filtre est ainsi en accord avec la réalité. Également, les covariances des entrées sont ajustées à chaque instant d'échantillonnage en fonction des propriétés des capteurs utilisés. Ce filtre qui a pu être validé au cours des essais réalisés, est désormais implémenté sur plusieurs véhicules.

Enfin, on constate que des masques GPS de plusieurs secondes sont très risqués, car ils causent des erreurs en position de plusieurs décimètres. Cette dernière conclusion nous amène à envisager l'utilisation d'un outil sophistiqué de prédiction de masques GPS, comme le logiciel de tracé de rayons Ergospace, afin de les prévenir.

Chapitre 4

Commande par modes glissants d'un robot à roues non directionnelles

Le présent chapitre aborde la définition et la mise en place d'une loi de commande d'un véhicule à roues non directionnelles évoluant à haute vitesse. L'objectif est de faire un asservissement en couple plutôt qu'en vitesse des roues, qui peuvent glisser ou déraiper, afin de compenser ces phénomènes de perturbation à l'interaction roue-sol. Le contrôleur robuste par retour d'état devra permettre le suivi de chemin dynamique du robot.

Pour ce faire, nous allons présenter, dans le cadre de ce chapitre, le modèle dynamique des robots mobiles à roues non directionnelles, l'étude en simulation portant sur les cas concrets d'un robot robuFAST A et d'un robot RobuROC6. Notre objectif est la commande stabilisante de robots mobiles à roues évoluant à haute vitesse sur des sols à adhérence variable. Dans un tel contexte, la possibilité de mouvements rapides nécessite un modèle suffisamment simple afin de limiter les temps de calcul. D'où un modèle établi en deux dimensions, dans le plan du lacet. Également, l'hypothèse de roulement sans glissement n'étant plus valable, elle induirait une forte dégradation du suivi de chemin. C'est pourquoi le modèle devra tenir compte des phénomènes de glissement.

4.1 Présentation de la commande

4.1.1 Motivations

Commandes dynamiques

La commande dynamique des robots à roues non directionnelles a notamment été étudiée par Caracciolo *et al.* [1999] qui proposent une méthode de linéarisation par retour d'état pour une commande basée modèle minimisant le dérapage latéral en imposant une position de la projection du centre instantané de rotation sur l'axe longitudinal du robot. Un autre algorithme, mis en place par Kozlowski et Pazderski [2004], offre une bonne robustesse face aux incertitudes sur les paramètres dynamiques du robot. En supplément de la contrainte non holonome de la commande de Caracciolo, il introduit l'utilisation du signal d'un oscillateur, reprise de Dixon *et al.* [2001], pour une commande cinématique.

Nous allons proposer une stratégie d'affranchissement de toute contrainte non holonome, basée sur la théorie des modes glissants. La commande par modes glissants (ou plus exactement commande à structure variable générant un régime glissant) a pour objectif l'obtention, en boucle fermée, d'une dynamique largement indépendante de celle du processus et surtout de ses variations éventuelles. En ce sens, elle peut être considérée comme appartenant à la classe des commandes robustes. Cette commande présente de grands intérêts, car elle permet de traiter les systèmes non linéaires aussi bien que les systèmes linéaires, les systèmes multivariables aussi bien que les systèmes monovariables, les problèmes de poursuite de modèle ou de trajectoire aussi bien que les problèmes de régulation. La commande par régime glissant est très utilisée dans l'industrie car elle garantit une certaine robustesse devant les incertitudes paramétriques et les perturbations, et elle est relativement simple. Elle a cependant le désavantage de provoquer de la réticence (ou broutement) [Salgado-Jimenez, 2004], phénomène que nous allons définir plus loin. Afin de limiter ce phénomène, des commandes d'ordre deux [Hamerlain *et al.*, 2007] voire supérieur, ont déjà été investiguées. Cependant ces dernières restent peu utilisées, car elles sont assez complexes à mettre en œuvre. L'ordre n d'une commande par modes glissants signifie que l'on va mettre à zéro la valeur d'une variable s dite de glissement, ainsi que la valeur de toutes ses dérivées jusqu'à l'ordre $n - 1$.

La commande par modes glissants

La loi de commande glissante du premier ordre a été développée dans les années 1970 par Utkin [1992, 1977]; Utkin *et al.* [1999]. Les applications de la commande par modes glissants depuis sa création ont été nombreuses. Elles comprennent une grande gamme de domaines, par exemple : l'électronique de puissance, la commande d'un bras de robot, la commande des moteurs électriques, ou des systèmes mécaniques, *etc.* Cette loi de commande permet une procédure de mise en œuvre par découplage et un bon rejet des perturbations. Elle est robuste devant les incertitudes sur les paramètres dynamiques du système, et elle est implémentable aisément en conditions réelles. C'est pourquoi cette dernière est largement traitée dans la littérature dans de multiples cas. Jorge *et al.* [1994] et Aguilar *et al.* [1997] proposent notamment des exemples de lois de commande par modes glissants dynamiques sans y intégrer le modèle dynamique du véhicule. Yang et Kim [1999], puis ensuite Corradini et Orlando [2002], considèrent le modèle dynamique d'un système monocycle lors de la mise en œuvre de leur loi de commande en utilisant la contrainte cinématique non holonome de vitesse latérale nulle. Hamerlain *et al.* [2005] tiennent compte du non respect des contraintes non holonomes en conditions réelles. Cependant, le problème est formalisé pour le cas particulier du modèle dynamique partiellement linéarisé d'un robot monocycle.

Nous suggérons ici une approche différente avec la commande par modes glissants des couples des roues non directionnelles d'un robot mobile rapide en tenant compte de son modèle dynamique. L'objectif est de suivre un chemin donné à relativement haute vitesse, le système étant alors asservi en angle de lacet pour une convergence au chemin ainsi qu'en vitesse longitudinale d'avance. Le sol considéré est théoriquement horizontal et relativement lisse par rapport aux dimensions des roues. Si la plupart

des lois de commande de la littérature considèrent que les conditions de roulement sans glissement sont satisfaites, cette hypothèse n'est pas valide à haute vitesse, le glissement des roues étant non négligeable. En raison de la dynamique du véhicule et de la saturation des forces admissibles au niveau du sol, le glissement réduit la stabilité des déplacements du robot. Le contrôleur implémenté devra être robuste devant ces phénomènes afin d'assurer que le robot suive en continu le chemin de consigne.

4.1.2 Principe de fonctionnement

L'objectif de base de la commande par modes glissants est d'attirer les états du système dans une région convenablement sélectionnée, puis de concevoir une loi de commande qui maintienne toujours le système dans cette région. En résumé, une commande par régime glissant est divisée en deux parties ([Slotine et Li, 1991], [Utkin, 1992], [DeCarlo *et al.*, 1988]) (voir Figure III.2.1) :

1. Détermination d'une région de l'espace d'état telle qu'une fois que le système se trouve dans cette région, il ait le comportement désiré.
2. Définition d'une loi de commande qui conduise le système jusqu'à cette région de l'espace d'état. Les deux composantes de la commande $u = u_{eq} + u_{glis}$, sont :
 u_{eq} : La commande équivalente ou nominale est déterminée par le modèle du système. Cette partie est conçue avec la méthode de la commande équivalente, dont le principe est basé sur la détermination du comportement du système lorsqu'il est sur la surface de glissement définie par $s = 0$ et dont l'expression sera donnée plus loin.

u_{glis} : Le glissement est utile pour compenser les incertitudes du modèle. Il est constitué de la fonction signe 'sign' de la surface de glissement, multipliée par une constante strictement positive. La surface de glissement est définie dans l'espace d'état des erreurs (avec l'erreur $\varepsilon = consigne - mesure$) afin de garantir la convergence des états.

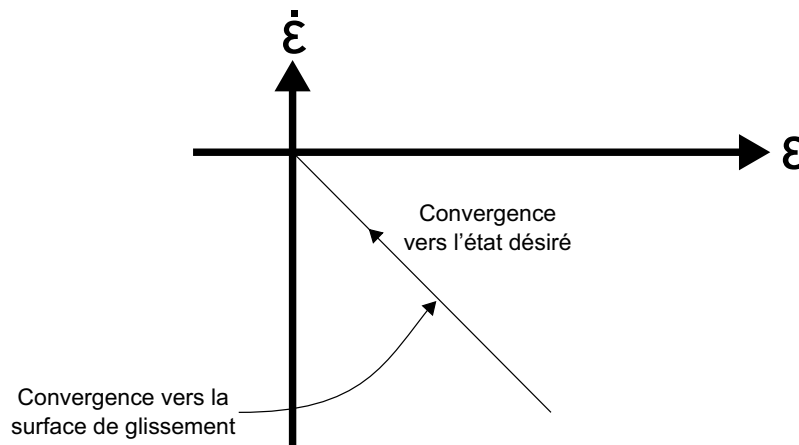


Figure 4.1: Convergence du système glissant

4.1.3 La réticence

Dans la pratique, les incertitudes sur le système à commander provoquent une zone d'incertitude sur la surface de glissement réelle. Par conséquent $s \neq 0$ et le terme de glissement non linéaire, qui a un comportement analogue à une fonction signe, introduit des oscillations en essayant de revenir à $s = 0$ en un temps théoriquement nul. Lorsque l'on passe de part et d'autre de la surface de glissement, la commande change de signe. Cette oscillation au voisinage de la surface est appelée réticence ou broutement. La réticence est indésirable, car elle induit des dynamiques de haute fréquence, augmentant la consommation énergétique qui peut endommager les actionneurs. La figure 4.2 montre l'effet de la réticence dans la convergence du système.

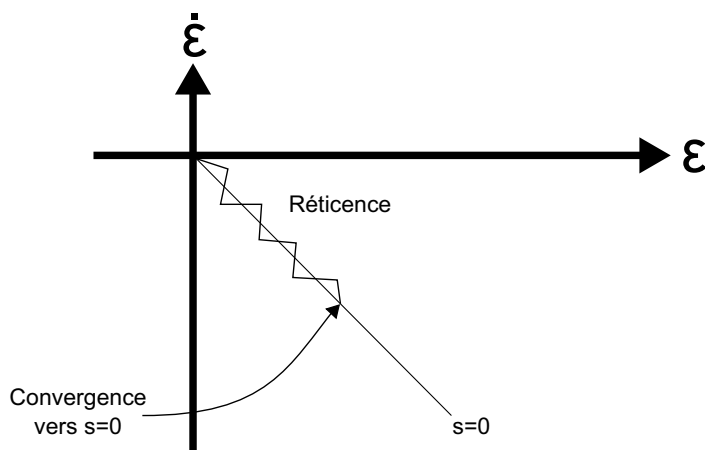


Figure 4.2: Phénomène de réticence

Afin de réduire la réticence, on peut modifier la fonction signe en ajoutant un terme positif ν au dénominateur (figure 4.3) ou la remplacer par la fonction arc-tangente (figure 4.4), afin de limiter la pente de la fonction signe au voisinage de zéro.

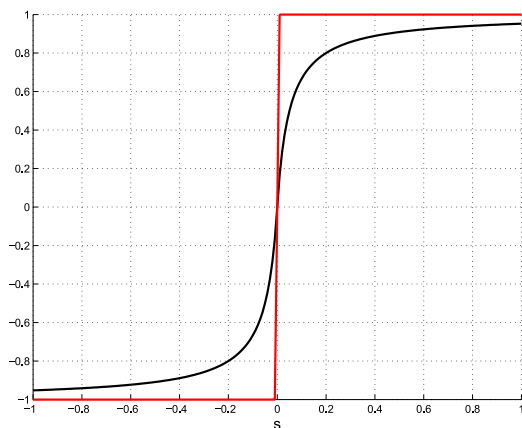


Figure 4.3: Fonction $\frac{s}{\|s\|+\nu}$

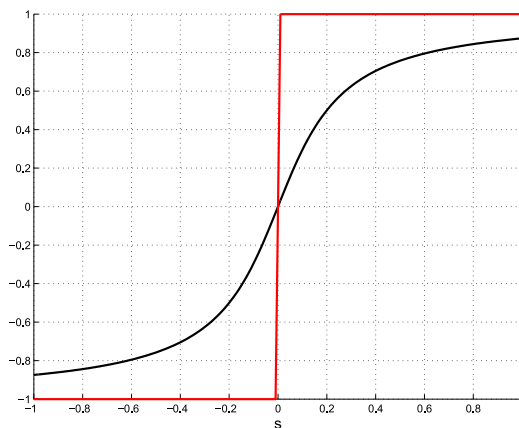


Figure 4.4: Fonction $\arctan(\nu s)/0,5\pi$

4.2 Commande d'un robot à roues non directionnelles

Parce qu'elle est suffisamment robuste pour éviter une modélisation des forces à l'interaction roues-sol en présence de glissements, une loi de commande par modes glissants est appliquée à un robot mobile à roues non directionnelles. Cette commande permettra un asservissement respectivement en vitesse linéaire et en angle de lacet.

Les équations du modèle dynamique général (2.11) sont reprises avec ses notations détaillées précédemment. Ces dernières sont simplifiées en considérant le cas particulier de non braquage des roues $\delta_i = 0$. La dynamique latérale de ce type de véhicule n'étant pas contrôlable, nous utiliserons uniquement les équations dynamiques projetées selon \mathbf{x} et \mathbf{z}_0 pour une procédure de mise en œuvre par découplage, pour la commande respectivement de l'angle de lacet et de la vitesse linéaire du robot.

Soit l'entier $i \in [1; N]$ avec N le nombre de roues du système, définissons les deux couples généralisés τ_u et τ_θ , uniformément distribués à travers les couples τ_i de chaque roue d'indice i selon :

$$\begin{cases} \tau_u = \sum_{i=1}^N \tau_i \\ \tau_\theta = \sum_{i=1}^N \frac{-w_i}{R} \tau_i \end{cases} \quad (4.1)$$

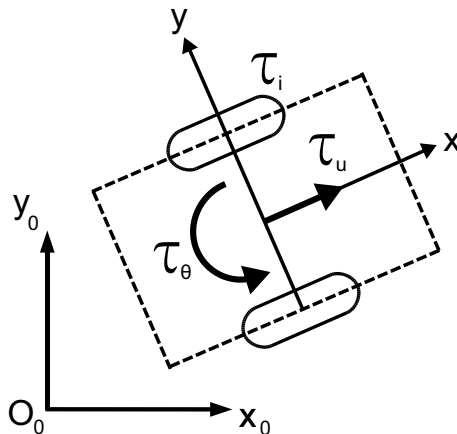


Figure 4.5: Distribution des couples

Par la suite, la mise en œuvre de la loi de commande est effectuée d'après la théorie de la commande des systèmes par modes glissants préconisée par Sciavicco et Siciliano [1996]. Cette théorie déjà employée notamment pour la commande d'un système sous-actionné [Lucet *et al.*, 2007] est décrite plus en détails dans un manuscrit de Vergé [2003].

4.2.1 Asservissement de l'angle de lacet θ

4.2.1.1 Mise en œuvre de la loi de commande

Dans le cas d'un robot à roues non directionnelles, exprimons la dynamique du lacet à partir des équations de la dynamique générale (2.11) :

$$I_z \dot{r} = \sum_{i=1}^N (-w_i F_{xi} + l_i F_{yi}) \quad (4.2)$$

À partir de la définition du couple τ_θ et des équations (2.5) et (4.2), nous obtenons :

$$\dot{r} = \lambda \tau_\theta + \mathbf{\Lambda}_\theta \dot{\boldsymbol{\omega}} + \mathbf{D}_\theta \mathbf{F}_y \quad (4.3)$$

avec :

$$\begin{aligned} \lambda &= \frac{1}{I_z} ; \\ \mathbf{\Lambda}_\theta &= \frac{I_\omega}{I_z R} [\dots w_i \dots] ; \\ \dot{\boldsymbol{\omega}} &= [\dots \dot{\omega}_i \dots]^T ; \\ \mathbf{D}_\theta &= \frac{1}{I_z} [\dots l_i \dots] ; \\ \mathbf{F}_y &= [\dots F_{yi} \dots]^T . \end{aligned}$$

La correction de la direction du véhicule n'est pas suffisante pour assurer sa convergence vers le chemin. Il faut également corriger l'écart latéral, sinon il tendra vers un déplacement parallèle au chemin de référence, non forcément confondu avec celui-ci. C'est pourquoi nous allons modifier l'angle de lacet désiré θ_d , comme proposé dans d'autres travaux [Lhomme-Desages *et al.*, 2007].

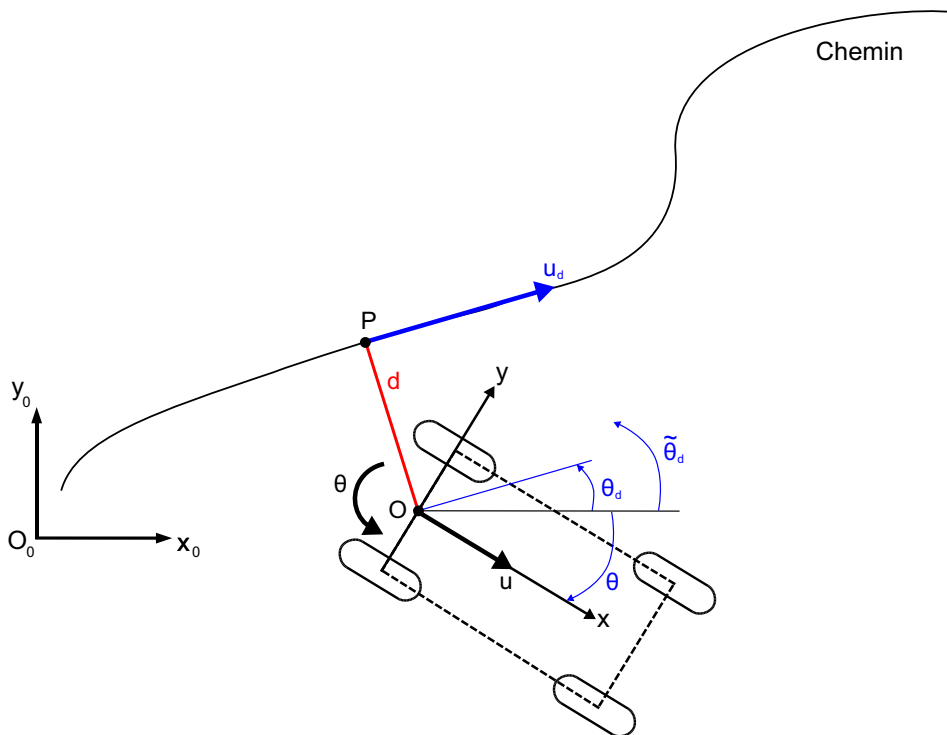


Figure 4.6: Paramètres du suivi de chemin

Le robot doit suivre le chemin, le point de référence P étant à chaque instant la projection de son centre de masse G sur celui-ci. Afin de tenir compte de l'écart latéral, on ajoute à θ_d un terme borné entre $-\frac{\pi}{2}$ et $\frac{\pi}{2}$ qui croit continuellement avec l'écart d , la fonction définissant ce terme étant également impaire afin de garantir un comportement analogue de part et d'autre du chemin. On définit ainsi le cap désiré modifié $\tilde{\theta}_d$ tel que :

$$\tilde{\theta}_d = \theta_d + \arctan\left(\frac{d}{d_0}\right) \quad (4.4)$$

avec d_0 un gain positif de réglage de l'intensité de la correction de l'erreur latérale d .

Pour la mise en œuvre de la commande, nous procédons à un changement provisoire de la variable de commande en remplaçant le couple généralisé τ_θ . À la place, nous introduisons $c_{d\theta}$ qui représente la loi de commande à appliquer en entrée du système et $n(\theta, r, \dot{r})$ la fonction des incertitudes sur θ , r et \dot{r} dans les équations dynamiques. Nous avons alors la relation suivante :

$$\dot{r} = c_{d\theta} - n(\theta, r, \dot{r}) \quad (4.5)$$

La loi de commande est choisie de la forme :

$$c_{d\theta} = \dot{\tilde{r}}_d + K_p^\theta \varepsilon_\theta + K_d^\theta \dot{\varepsilon}_\theta + \sigma_\theta \quad (4.6)$$

Elle comprend quatre termes :

- $\dot{\tilde{r}}_d$ un terme anticipatif, dérivée seconde de $\tilde{\theta}_d$;
- $\varepsilon_\theta = \tilde{\theta}_d - \theta$ l'erreur de l'angle de lacet ;
- K_p^θ et K_d^θ deux constantes positives qui forment un régulateur proportionnel et dérivé, permettant de définir le temps de réponse à 5% et le dépassement du système en boucle fermée, linéaire lorsque le terme de glissement s'annule ;
- σ_θ le terme de glissement qui doit garantir la robustesse, dont nous allons déterminer l'expression.

4.2.1.2 Équations dans l'espace d'état des erreurs

Calculons la dérivée seconde de ε_θ :

$$\begin{aligned} \ddot{\varepsilon}_\theta &= \dot{\tilde{r}}_d - \dot{r} \\ &= \dot{\tilde{r}}_d - c_{d\theta} + n \\ &= \dot{\tilde{r}}_d - (\dot{\tilde{r}}_d + K_p^\theta \varepsilon_\theta + K_d^\theta \dot{\varepsilon}_\theta + \sigma_\theta) + n \\ &= -K_p^\theta \varepsilon_\theta - K_d^\theta \dot{\varepsilon}_\theta + (n - \sigma_\theta) \end{aligned} \quad (4.7)$$

Posons le vecteur d'état des erreurs : $\mathbf{x} = \begin{pmatrix} \varepsilon_\theta \\ \dot{\varepsilon}_\theta \end{pmatrix}$. D'où l'équation d'état :

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}(n - \sigma_\theta) \quad (4.8)$$

avec : $\mathbf{A} = \begin{pmatrix} 0 & 1 \\ -K_p^\theta & -K_d^\theta \end{pmatrix}$; $\mathbf{B} = \begin{pmatrix} 0 \\ 1 \end{pmatrix}$.

Si $\sigma_\theta = 0$ (soit également $n = 0$, lorsqu'il n'y a pas d'erreur de modèle à corriger), le système est linéaire et les valeurs de K_p^θ et K_d^θ sont choisies telles que $K_p^\theta = \omega_n^2$ et $K_d^\theta = 2\xi\omega_n$ afin de définir un système du second ordre. ω_n est la pulsation propre et ξ le facteur d'amortissement. Pour la définition de valeurs numériques, introduisons le temps de réponse à 5%, noté T_r , et défini par Siarry [1989] tel que : $T_r = \frac{4.2}{\xi\omega_n}$. Par la suite, nous réglerons ξ et T_r , deux paramètres qui fixent les performances désirées en boucle fermée.

4.2.1.3 Analyse de la stabilité

Afin d'aborder le problème de la stabilité du système en boucle fermée, la poursuite de l'angle de lacet désiré $\tilde{\theta}_d$ peut être étudiée en utilisant la fonction candidate de Lyapunov $V = \mathbf{x}^T P \mathbf{x}$, avec P une matrice symétrique définie positive. D'après le théorème de Lyapunov [Sastry, 1999], l'état $\mathbf{x} = 0$ est stable si et seulement si :

$$V(0) = 0 ; \forall \mathbf{x} \neq 0 \quad V(\mathbf{x}) > 0 \text{ et } \dot{V}(\mathbf{x}) < 0 \quad (4.9)$$

Les deux premières équations étant immédiatement vérifiées, il reste à établir la troisième. À partir de l'équation (4.8), on calcule la dérivée :

$$\begin{aligned} \dot{V}(\mathbf{x}) &= \dot{\mathbf{x}}^T P \mathbf{x} + \mathbf{x}^T P \dot{\mathbf{x}} \\ &= (\mathbf{x}^T A^T + nB^T - \sigma_\theta B^T) P \mathbf{x} \\ &\quad + \mathbf{x}^T P (A \mathbf{x} + Bn - B\sigma_\theta) \\ &= \mathbf{x}^T (A^T P + PA) \mathbf{x} + 2\mathbf{x}^T P B (n - \sigma_\theta) \end{aligned} \quad (4.10)$$

La dernière égalité est obtenue en considérant que $s = B^T P \mathbf{x}$ est un scalaire, d'où $B^T P \mathbf{x} = \mathbf{x}^T P B$. Puis, la matrice P est calculée afin d'obtenir l'équation (4.11) ci-après :

$$A^T P + PA = -Q_l \quad (4.11)$$

avec Q_l une matrice symétrique définie positive ; c'est l'équation de Lyapunov. Dans ce cas, l'équation (4.10) devient :

$$\dot{V} = -\mathbf{x}^T Q_l \mathbf{x} + 2\mathbf{x}^T P B (n - \sigma_\theta)$$

Il est nécessaire que \dot{V} soit négative pour le maintien de la stabilité. Le premier terme du membre de droite est négatif et le second terme s'annule si \mathbf{x} appartient au noyau de $B^T P$. Hors du noyau, il faut que le second terme soit le plus petit possible. Posons $s = B^T P \mathbf{x}$. L'égalité $s = 0$ est le cas nul idéal. C'est l'équation de l'hyperplan définissant la surface de glissement. Le maintien de la surface de glissement s à zéro est alors équivalent à la poursuite du vecteur des états désirés, le vecteur d'état des erreurs \mathbf{x} s'annulant. Cette surface passant par l'origine, l'erreur statique ε_θ sera nulle.

Proposons la loi de commande par modes glissants σ_θ :

$$\sigma_\theta = \mu \frac{s}{\|s\|} \quad (4.12)$$

où l'on utilise la norme euclidienne de s , et μ est un scalaire positif. Ce choix conduit à :

$$s(n - \sigma_\theta) = sn - \mu \frac{s^2}{\|s\|} = sn - \mu \|s\| \leq \|s\| (\|n\| - \mu)$$

Donc, les conditions de convergence sont : $\|n\| \leq n_{Max} < \infty$ et un choix de $\mu > n_{Max}$ qui garantit le respect des hypothèses du théorème de Lyapunov. Alors, la stabilité de la loi de commande est garantie si on adopte la loi de commande (4.12).

Finalement, on utilise la loi de commande :

$$c_{d\theta} = \dot{r}_d + K_p^\theta \varepsilon_\theta + K_d^\theta \dot{\varepsilon}_\theta + \mu \frac{s}{\|s\|} \quad (4.13)$$

avec $s = B^T P \mathbf{x}$.

4.2.1.4 Résolution de l'équation de Lyapunov

Pour la résolution de l'équation (4.11), la matrice Q_l est choisie telle que :

$$Q_l = \begin{pmatrix} a & 0 \\ 0 & b \end{pmatrix}$$

avec $a > 0$ et $b > 0$.

La matrice A étant déterminée, la matrice P est :

$$P = \begin{pmatrix} \frac{1,05 \cdot b}{\xi^2 \cdot T_r} + \frac{5 \cdot a \cdot \xi^2 \cdot T_r}{21} + \frac{a \cdot T_r}{16,8} & \frac{a \cdot \xi^2 \cdot T_r^2}{35,28} \\ \frac{a \cdot \xi^2 \cdot T_r^2}{35,28} & \frac{b \cdot T_r}{16,8} + \frac{a \cdot \xi^2 \cdot T_r^3}{296,352} \end{pmatrix} \quad (4.14)$$

Déterminons l'influence des composantes de Q .

Comme nous l'avons défini précédemment, la droite de glissement a pour équation :

$$s = B^T P \mathbf{x} = p_{21} \varepsilon_\theta + p_{22} \dot{\varepsilon}_\theta$$

avec p_{21} et p_{22} , deux composantes de la matrice P définie, positive et symétrique intervenant dans l'expression de la fonction candidate de Lyapunov.

Au voisinage de la droite de glissement, on vérifie alors : $s = p_{21} \varepsilon_\theta + p_{22} \dot{\varepsilon}_\theta = 0$.

Cette équation différentielle du premier ordre a pour solution :

$$\varepsilon_\theta(t) = \varepsilon_\theta(\tau) \exp [(-p_{21}/p_{22})(t - \tau)]$$

avec $\varepsilon_\theta(\tau)$ une constante réelle qui dépend des conditions initiales à l'instant τ lorsque le système arrive au voisinage de la droite de glissement.

Par conséquent, on déduit de cette solution que pour annuler l'erreur, il faut augmenter la valeur de p_{21} et diminuer la valeur de p_{22} . Or, d'après l'expression (4.14) de la matrice P , on connaît ces deux composantes. On en déduit, qu'afin de rapidement éliminer l'erreur en position, il faut augmenter la valeur de a et diminuer celle de b . En ce qui concerne la droite de glissement, cette modification des différents coefficients augmente la pente de celle-ci.

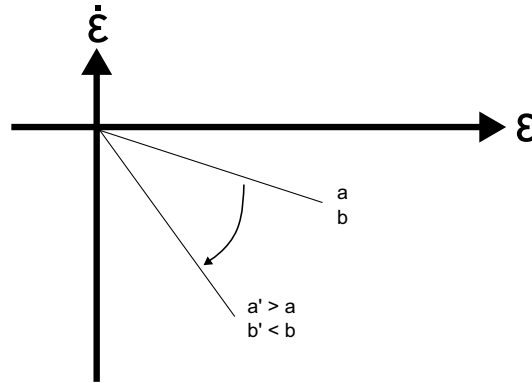


Figure 4.7: Variations de la pente de la droite de glissement

4.2.2 Asservissement de la vitesse linéaire u

Reprenons le modèle dynamique selon l'axe longitudinal à partir des équations de la dynamique générale (2.11) :

$$M(\dot{u} - rv) = \sum_{i=1}^N F_{xi} \quad (4.15)$$

À partir de la définition du couple τ_u et des équations (2.5) et (4.15), nous isolons l'accélération longitudinale :

$$\dot{u} = \gamma\tau_u + \Lambda_u \sum_{i=1}^N \dot{\omega}_i + rv \quad (4.16)$$

avec :

$$\begin{aligned} \gamma &= \frac{1}{MR} ; \\ \Lambda_u &= \frac{-I_\omega}{MR}. \end{aligned}$$

De même que précédemment, c_u est la loi de commande et $m(u, \dot{u})$ la fonction des incertitudes sur u et \dot{u} dans les équations de la dynamique du système. Nous avons les relations suivantes :

$$\dot{u} = c_u - m(u, \dot{u}) \quad (4.17)$$

La loi de commande est :

$$c_u = \dot{u}_d + K_p^u \varepsilon_u + \sigma_u \quad (4.18)$$

avec :

- \dot{u}_d un terme anticipatif;
- $\varepsilon_u = u_d - u$ l'erreur en vitesse ;
- K_p^u une constante positive permettant de définir le temps de réponse à 5% du système en boucle fermée ;
- σ_u la loi de commande par modes glissants.

Considérant la fonction candidate de Lyapunov $V = \frac{1}{2}\varepsilon_u^2$, il est immédiat que la stabilité du système est garantie par le choix de la loi de commande par modes glissants $\sigma_u = \rho \frac{\varepsilon_u}{\|\varepsilon_u\|}$, avec ρ un scalaire positif, dont la valeur est suffisamment élevée devant les incertitudes sur la dynamique longitudinale du système.

4.2.3 Expression de la loi de commande globale

Afin de réduire le phénomène de réticence, on remplace la fonction signe par la fonction $\frac{s}{\|s\|+\nu}$ en ajoutant un paramètre positif de faible valeur ν au dénominateur.

Finalement, on applique les couples suivants à chacune des N roues :

$$\tau_i = \frac{1}{N} \left[\tau_u - \frac{R}{w_i} \tau_\theta \right] \quad (4.19)$$

avec τ_u et τ_θ recalculés par un changement de variable, à partir de l'inverse du modèle dynamique du robot (équations (4.16) et (4.3) dans lesquelles les accélérations \dot{u} et $\dot{\theta}$ ont été remplacées respectivement par les lois de commande (4.18) et (4.13)) :

$$\tau_u = \frac{1}{\gamma} \left(\dot{u}_d + K_p^u \varepsilon_u + \rho \frac{\varepsilon_u}{\|\varepsilon_u\| + \nu_u} - \Lambda_u \sum_{i=1}^N \dot{\omega}_i - rv \right) \quad (4.20)$$

$$\tau_\theta = \frac{1}{\lambda} \left(\dot{r}_d + K_p^\theta \varepsilon_\theta + K_d^\theta \dot{\varepsilon}_\theta + \mu \frac{B^T P \mathbf{x}}{\|B^T P \mathbf{x}\| + \nu_\theta} - \Lambda_\theta \dot{\boldsymbol{\omega}} - \mathbf{D}_\theta \mathbf{F}_y \right) \quad (4.21)$$

Pour l'estimation de la valeur des forces latérales \mathbf{F}_y , la formule magique de Pacejka [2002] peut être utilisée en tenant compte de l'angle de glissement. Cependant, la commande par modes glissants étant suffisamment robuste, et une mesure d'angle de glissement s'avérant peu précise, \mathbf{F}_y pourra être traitée comme une perturbation à rejeter qui sera incluse dans le vecteur des incertitudes.

4.3 Application à un robot à 4 roues

4.3.1 Simulations en environnement 3D

La loi de commande est testée en simulation sur un robot mobile à quatre roues ($N = 4$) non directionnelles. Nous effectuons les réglages : $K_p^u = 400s^{-1}$, $K_p^\theta = 700s^{-2}$, $K_d^\theta = 10s^{-1}$, $\nu_u = 0, 10ms^{-1}$, $\nu_\theta = 0, 10$, $a = 10$ et $b = 1$ (a et b sont les deux constantes positives définissant la matrice Q_l , solution de l'équation de Lyapunov (4.11)). La valeur des couples dans les roues est déterminée par l'expression 4.19 de la loi de commande établie précédemment, dans le cas d'un robot à quatre roues. La simulation consiste à suivre un chemin en coude. Trois simulations sont effectuées : une uniquement avec une correction proportionnelle et dérivée, une avec $\rho = 10ms^{-2}$ et $\mu = 1000s^{-2}$; et finalement une avec $\rho = 10ms^{-2}$ et $\mu = 400s^{-2}$. La position du robot est tracée sur la figure 4.8 et l'évolution des variables ε_θ et ε_u en fonction du temps est affichée sur la figure 4.10. Avec une loi de commande proportionnelle, le véhicule oscille approximativement au voisinage du chemin à suivre en raison de glissements à l'interaction roue-sol non modélisés. L'ajout d'un terme de commande par modes glissants, avec $\mu = 1000s^{-2}$, permet un meilleur suivi de chemin. On observe cependant l'apparition d'un phénomène de réticence, visible sur la figure 4.10 sur la courbe d'erreur en lacet et également sur la figure 4.8 à l'abscisse

Description	Symbole	Valeur
Empattement	l	$1,34m$
Voie	$2w$	$0,81m$
Hauteur	h	$0,75m$
Masse	M	$140kg$
Rayon des roues	R	$0,234m$
Masse des roues	M_w	$3kg$

Tableau 4.1: Paramètres du robot simulé

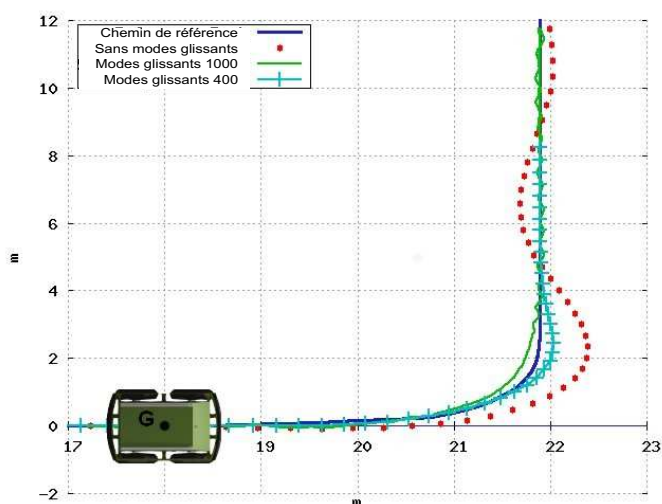


Figure 4.8: Position (m)



Figure 4.9: Photo du robot simulé

21,9m. Afin de réduire l'erreur d'état statique, nous avons choisi une valeur de ρ élevée, afin de donner d'avantage d'intensité au terme d'entrée de robustesse de la commande. Ceci a également pour conséquence de provoquer un fort phénomène de réticence qui se traduit par des vibrations non acceptables au niveau des actionneurs. Pour un bon compromis, le suivi de chemin le plus précis pour un minimum de réticence est tracé pour une valeur de $\rho = 400ms^{-2}$. La valeur absolue de l'erreur de vitesse longitudinale est toujours inférieure à $0,5ms^{-1}$, soit inférieure à 16,7% de la vitesse de $3ms^{-1}$. Le contrôleur est robuste pour le suivi de chemin du véhicule, malgré une faible adhérence au sol.

4.3.2 Essais réels

4.3.2.1 Implémentation de la loi de commande

La commande par modes glissants est testée avec le robot robuFAST A (présenté à la section 2.4.2.1) sur un terrain plat assez glissant. Les directions avant et arrière du véhicule sont bloquées afin d'assurer le fonctionnement en mode roues non directionnelles.

L'implémentation de la loi de commande en conditions réelles nécessite un certain nombre de mesures et d'observations. En particulier la norme de la vitesse d'avance

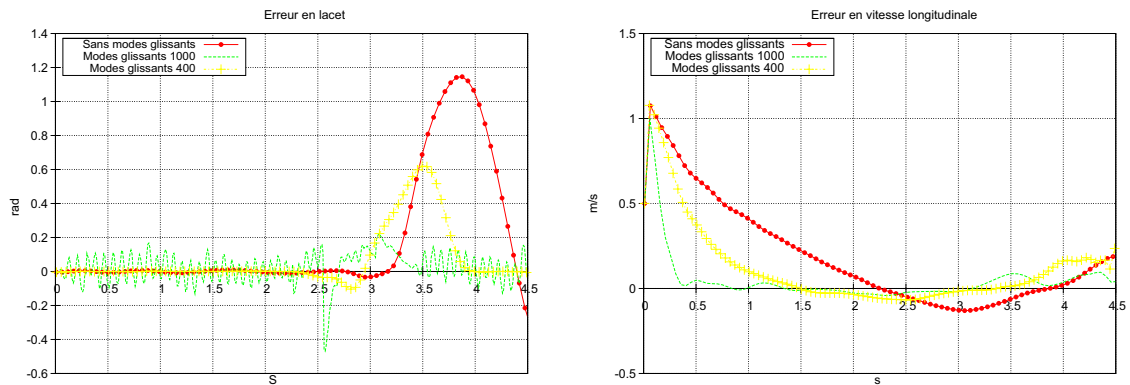


Figure 4.10: Erreur en lacet et en vitesse longitudinale

du robot, mesurée par le GPS, doit être décomposée en sa composante latérale et sa composante longitudinale. Cette décomposition est rendue possible par l'ajout d'un observateur de l'angle de glissement [Cariou *et al.*, 2009], la connaissance de cet angle et de la norme de la vitesse nous permettant de faire une projection sur les axes du repère du robot.

La commande est implémentée en deux temps. Tout d'abord une commande proportionnelle dérivée sur les variables à asservir est réglée au mieux pour un suivi de chemin. Puis la commande par modes glissants est ajoutée et ses gains réglés.

La commande par modes glissants étant une commande en couple, une difficulté vient du fait que le robot robuFast A est asservi en vitesse. Il faut donc convertir l'amplitude des couples générés par la commande en vitesse d'avance des roues. Se référant à l'équation (2.5) de la dynamique des roues, on peut considérer qu'instantanément, l'ajout d'un incrément de force dans une roue revient à augmenter d'un incrément sa vitesse angulaire, soit :

$$\Delta\omega \equiv \frac{R}{I_w} \Delta F$$

Les pertes dans la transmission du mouvement, dues au contact roue-sol, sont des perturbations supposées compensées par la commande. Cette méthode est notamment justifiée dans un brevet [Yoshikawa, 2008].

L'inertie I_w est déterminée en analysant la transmission de mouvement entre le moteur et la roue. Soit I_m l'inertie du moteur, I_r l'inertie du réducteur, I_{eq} l'inertie

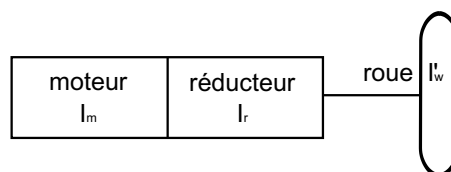


Figure 4.11: Transmission du moteur à la roue

équivalente à l'ensemble moteur plus réducteur et I'_w l'inertie de la roue seule. Soit

C_m et C_r les couples moteur et réducteur, Ω_m et Ω_r les vitesses angulaires des axes du moteur et du réducteur, et K le rapport de réduction du réducteur, alors :

$$C_m = I_m \frac{d\Omega_m}{dt} ; C_r = I_{eq} \frac{d\Omega_r}{dt} ; KC_m = I_{eq} \frac{1}{K} \frac{d\Omega_m}{dt}$$

soit :

$$I_{eq} = K^2 I_m$$

Puis la valeur de I_ω est immédiatement obtenue par la somme $I_\omega = I_{eq} + I'_\omega + I_r$. Dans le cas d'un moteur Marvilor BL 72 de 2,06kg et d'un réducteur avec $K = 16$, on a $I_\omega = 0,364kg.m^2$.

4.3.2.2 Résultats des essais

Le robot se déplace avec une consigne en vitesse de $3ms^{-1}$ le long d'un chemin en courbe similaire à celle étudiée en simulation. Une commande proportionnelle dérivée est appliquée au robot, puis la commande par modes glissants est implémentée.

Les courbes de position sont affichées figure 4.12 en mètres, pour un réglage des gains ayant permis le meilleur suivi de chemin, soit : $K_p^u = 0,05s^{-1}$, $K_d^\theta = 0,02s^{-1}$, $K_p^\theta = K_d^{\theta^2}/4\xi^2$, $\xi = 0,70$, $T_r = 0,5s$, $\nu_u = 0,01ms^{-1}$, $\nu_\theta = 0,02$, $a = 0,10$, $b = 0,1$, $\mu = 0,1s^{-2}$ et $\rho = 0,01ms^{-2}$.

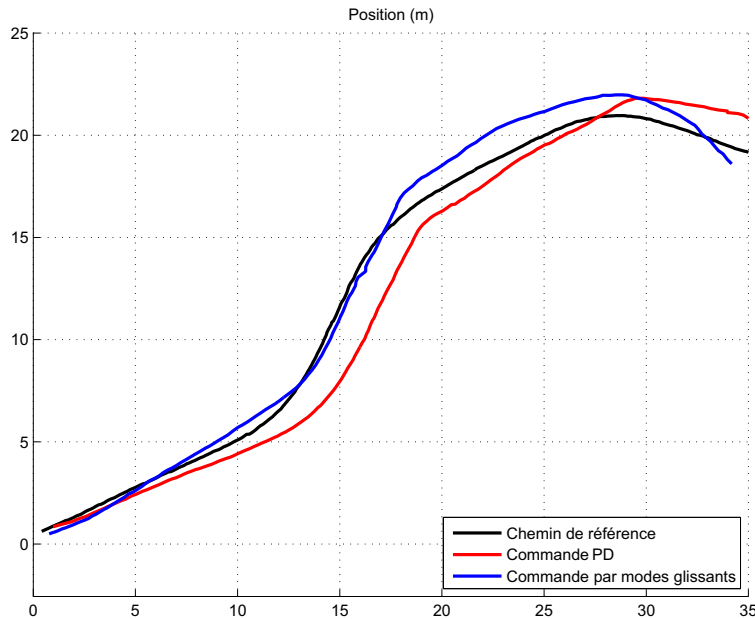


Figure 4.12: Position (m)

La figure 4.13 qui indique la courbure du chemin de référence au cours du temps, permet d'avoir l'information de position du robot pour l'analyse de l'évolution de ses différentes variables d'état au cours du temps, soit l'erreur latérale figure 4.14, l'erreur en lacet figure 4.15, l'erreur en vitesse longitudinale figure 4.16 et les consignes en couple figures 4.17 et 4.18.

Sans modes glissants, on voit sur la courbe de position en rouge que le véhicule suit le chemin de consigne avec un petit décalage. Après un virage, le robot met un certain temps pour converger vers le chemin. La succession de virages entretient ici ce décalage. Avec modes glissants, la courbe de position en bleu converge beaucoup mieux vers le chemin de consigne avec cependant un petit décrochage conservé, d'environ la longueur d'une voie du véhicule, entre le second et le troisième virage.

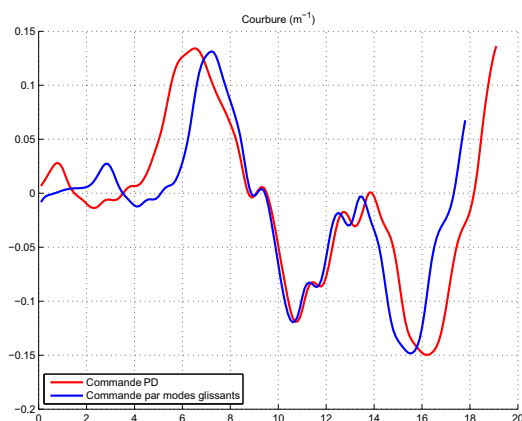


Figure 4.13: Courbure du chemin de consigne au cours du temps (m^{-1})

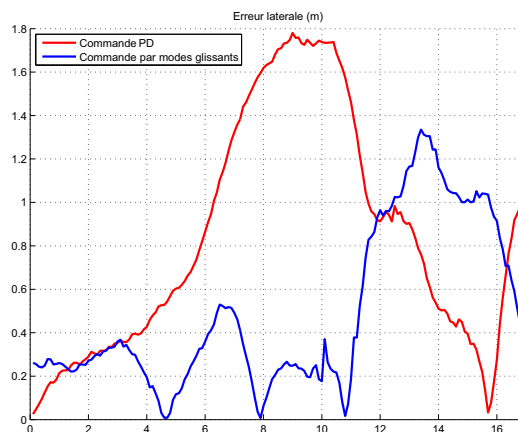


Figure 4.14: Erreur latérale par rapport au chemin (m)

Cela s'explique du fait de l'inertie du véhicule en glissement sur un sol humide, le temps de retard des actionneurs et l'erreur en angle de lacet est quasi nulle pendant cette période, comme on peut le voir autour de 14 secondes sur la courbe bleue de la figure 4.15. Il y a donc uniquement une erreur latérale à corriger, ce qui implique une convergence plus lente. Cette vitesse de convergence est réglable avec le coefficient d_0 de l'équation (4.4), mais une valeur trop élevée induira un risque d'instabilité en lacet du robot qui pourrait se retourner en virage.

Sur la figure 4.14 des erreurs latérales, on voit une bonne correction jusqu'au second virage (11s) avec une erreur toujours inférieure à $0,6m$ oscillant autour de $0,2m$,

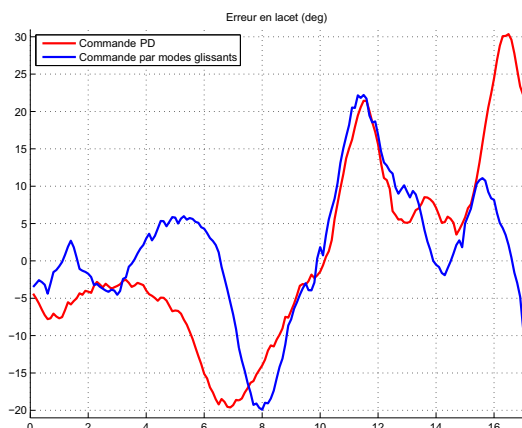


Figure 4.15: Erreur en angle de lacet (deg)

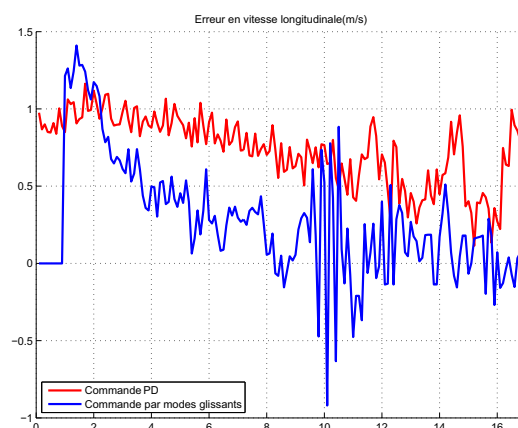


Figure 4.16: Erreur de vitesse longitudinale (m/s)

alors qu'elle croît jusqu'à $1,8m$ sans modes glissants.

Il n'y a pas de différence significative concernant l'erreur en lacet sans et avec la commande par modes glissants, excepté pour la commande sans modes glissants qui présente quelques difficultés à rejoindre le chemin après le dernier tournant ($15s$). Tandis que le gain en efficacité avec la commande par modes glissants pour l'asservissement en vitesse est notable figure 4.16. On notera le phénomène de broutement pendant le second tournant ($11s$), qui se traduit par de fortes oscillations sur la courbe de vitesse en bleu.

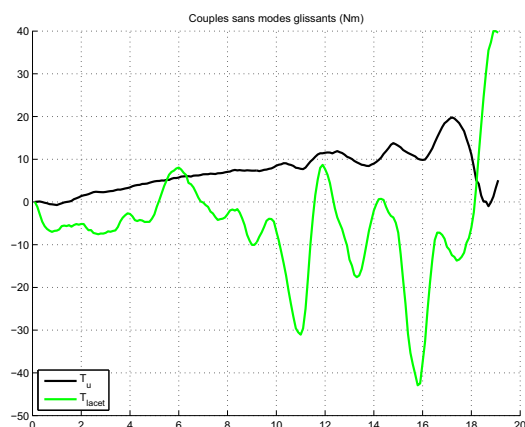


Figure 4.17: Couples sans la commande par modes glissants (Nm)



Figure 4.18: Couples avec la commande par modes glissants (Nm)

La diminution des erreurs en vitesse se traduit sur les courbes de consignes en couple par une valeur plus élevée (courbe bleue de la figure 4.18), stabilisée autour de $30Nm$. Sur les consignes de couple pour l'asservissement en lacet, on retrouve les pics de valeurs pour les trois virages ($7s$, $11s$ et $15s$), avec des valeurs plus élevées sans modes glissants en raison d'erreurs plus importantes à corriger pour rejoindre le chemin.

Enfin, sur plusieurs jours d'essais, nous avons pu constater une augmentation de la consommation d'énergie de 20% à 30% avec la commande par modes glissants, les batteries du robot se déchargeant plus vite à cause d'une sollicitation plus fréquente des actionneurs. Ce dernier point constitue une contrainte assez forte, la fourniture d'énergie étant une problématique importante en robotique mobile. Ainsi, cette loi de commande pourrait être utilisée par intermittence, lorsqu'elle s'avère nécessaire.

4.4 Application au robot robuROC 6

4.4.1 Évaluation des performances en simulation

Étudions le cas particulier du modèle dynamique d'un véhicule à six roues ($N = 6$), le RobuROC 6 présenté à la section 2.4.2.2. Le paramétrage du contrôleur est fait ainsi : $K_p^u = 1s^{-1}$, $K_p^\theta = 12s^{-2}$, $K_d^\theta = 0,10s^{-1}$, $\xi = 0,70$, $T_r = 2s$, $\nu_u = 0,01ms^{-1}$, $\nu_\theta = 0,01$, $a = 0,1$ et $b = 0,1$ (a et b étant les deux constantes positives définissant la matrice Q_l , solution de l'équation de Lyapunov (4.11)). La valeur des couples appliqués sur l'axe des roues est calculée en temps réel à partir de la loi de commande définie au paragraphe précédent.

Description	Symbole	Valeur
Longueur	l	$1,50m$
Voie	$2w$	$0,80m$
Hauteur	h	$0,474m$
Masse	M	$140kg$
Inertie	I_z	$188kg \cdot m^2$
Rayon des roues	R	$0,234m$
Masse des roues	M_w	$3kg$
Inertie des roues	I_w	$0,351kg \cdot m^2$

Tableau 4.2: Paramètres du RobuROC 6 simulé

4.4.2 Suivi de chemin sur sol plat

Nous avons évalué la commande par modes glissants que nous comparons à une commande cinématique classique. La figure 4.19 affiche le chemin de référence et le déplacement obtenu pour les deux contrôleurs.

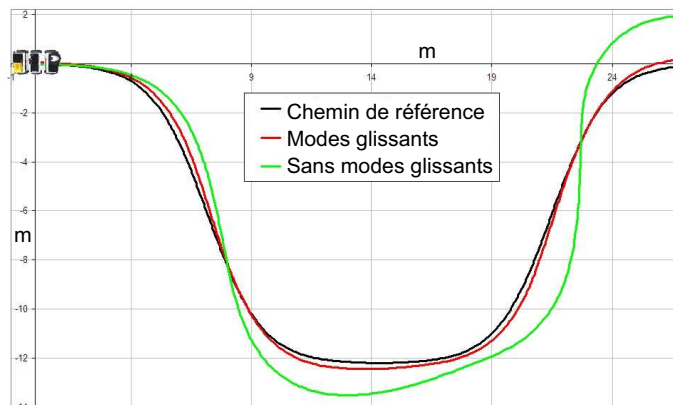


Figure 4.19: Position du robot

Une première simulation consiste à suivre un chemin en courbe sur un sol plat. Le véhicule se déplace à plus de $10km/h$, soit environ $3m \cdot s^{-1}$. Les gains de la commande par modes glissants sont réglés ainsi : $\rho = 1ms^{-2}$ et $\mu = 18s^{-2}$. Les déplacements du

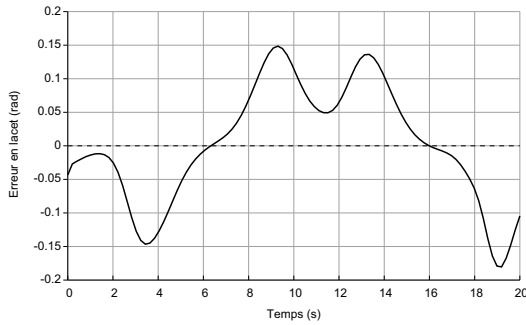


Figure 4.20: Erreur en lacet

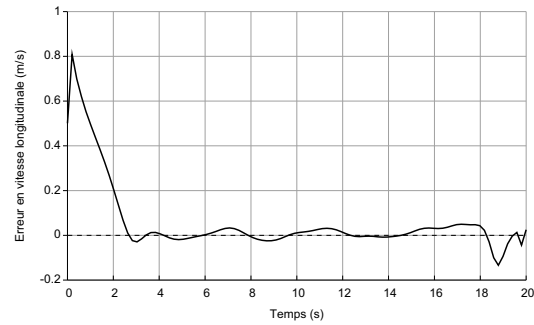


Figure 4.21: Erreur en vitesse linéaire

RobuROC 6 sont affichés sur la figure 4.19 et les évolutions des variables ε_θ et ε_u avec la commande par modes glissants sont respectivement affichées sur la figure 4.20 et sur la figure 4.21. Avec une commande cinématique, le robot présente des difficultés à converger vers le chemin de référence à cause des phénomènes de glissement à l'interaction roue-sol qui n'ont pas été pris en compte.

En conséquent, le robot qui dérape rejoint progressivement le chemin après chaque virage.

Avec la commande par modes glissants, le chemin est mieux suivi, les couples étant corrigés en continu. Néanmoins, des oscillations de l'erreur en angle de lacet tracée figure 4.20 sont visibles, c'est le phénomène de réticence également visible figure 4.19. Pour réduire l'erreur statique, les gains de la commande peuvent être augmentés. Mais ça aura également pour conséquence d'accroître la réticence et le véhicule pourrait présenter des vibrations non acceptables. Le meilleur compromis avec un suivi de chemin correct est reporté avec les valeurs suivantes. L'erreur absolue d'angle de lacet maximale est de $0,2\text{rad}$ lors de la prise d'un tournant et l'erreur absolue de la vitesse linéaire est toujours inférieure à $0,4\text{ms}^{-1}$. Notons que cette commande est bien robuste puisque les frottements varient et certains phénomènes (comme les propriétés de l'interface pneu/sol) n'ont pas été pris en compte.

4.4.3 Suivi de chemin sur sol sinusoïdal

Au cours de cette simulation, il est proposé de suivre le même chemin que précédemment avec la même consigne de vitesse, mais avec un sol différent non horizontal afin de tester la robustesse de la commande vis-à-vis de ce type de perturbation. Le sol choisi est de forme sinusoïdale avec une amplitude de $0,2\text{m}$, soit un peu moins que le rayon des roues du RobuROC 6, et une période de 2m , soit un peu plus que sa longueur, ce sol étant visible sur la figure 4.22.

Au cours de la simulation, on observe un suivi de chemin quasiment aussi concluant que précédemment. La différence entre les erreurs en position des deux simulations au cours du temps, avec puis sans sol plat, est tracé figure 4.23.

On observe des fluctuations de la courbe entre $-0,2\text{m}$ et $0,2\text{m}$, soit de l'ordre de 20% par rapport aux dimensions du véhicule. On peut donc en déduire que la com-



Figure 4.22: Roburoc 6 sur sol sinusoïdal

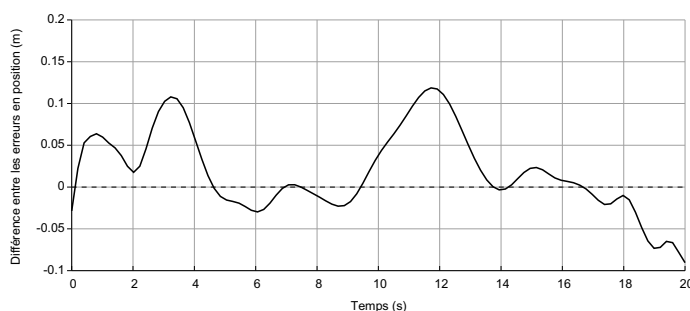


Figure 4.23: Différence entre les erreurs en position (m)

mande est à peu près aussi efficace que précédemment avec une erreur en position qui augmente lors de la prise de virages. Finalement, on en conclut que la commande par modes glissants est suffisamment robuste pour la commande d'un système RobuROC 6, son efficacité étant prouvée même en présence de perturbations dues aux fluctuations du niveau du sol.

Des simulations ont été faites dans l'environnement présenté à la section 2.4.1. On a pu démontrer, pour la commande par modes glissants d'un robot de type char, de bonnes performances en termes de suivi. Ainsi la loi de commande par modes glissants peut être considérée comme étant robuste devant les imprécisions du modèle dynamique et les perturbations liées à l'état du sol.

4.4.4 Proposition d'un coefficient de glissement variable en fonction de critères de stabilité

Définissons le coefficient de glissement global $\mathbf{K}_{gliss} = \begin{pmatrix} \rho \\ \mu \end{pmatrix}$, avec ρ et μ les deux coefficients de glissement des lois de commande d'asservissement en vitesse longitudinale et en lacet, définis dans les équations (4.18) et (4.12). Lors d'une prise de virage, la valeur du coefficient de glissement doit être suffisamment élevée pour permettre un bon suivi de route du véhicule. Par ailleurs, une fois le robot proche du chemin, il serait avantageux de diminuer la valeur de ce coefficient afin d'éviter des vibrations de fortes amplitudes qui conduiraient à mettre en danger l'intégrité du système, le faire diverger du chemin ou se retourner. L'importance de faire varier le coefficient de la commande de glissement est donc évidente. Considérant le vecteur des vitesses réduit aux vitesses longitudinale et angulaire \mathbf{u}_{ur} , défini par

$\mathbf{u}_{ur} = (u \ r)^T$, et définissant l'erreur $\varepsilon \in \mathbb{R}^2$ par : $\varepsilon = (\varepsilon_u \ \varepsilon_\theta)^T$, le coefficient de glissement est redéfini ainsi :

$$\mathbf{K}_{gliss} = \mathbf{K}_{0gliss} + \mathbf{A}_1 \|\mathbf{u}_{ur}\| + \mathbf{A}_2 \|\varepsilon\| + \mathbf{A}_3 \|\dot{\varepsilon}\| \quad (4.22)$$

Le vecteur $\mathbf{K}_{0gliss} = (\rho_0 \ \mu_0)^T$ constant, correspond à la valeur minimale de \mathbf{K}_{gliss} afin de toujours vérifier la condition de stabilité du système en boucle fermée énoncée partie 4.2.1.3.

Les vecteurs $\mathbf{A}_1 = (a_{11} \ a_{12})^T$, $\mathbf{A}_2 = (a_{21} \ a_{22})^T$ et $\mathbf{A}_3 = (a_{31} \ a_{32})^T$ sont les coefficients à déterminer.

Si la commande par modes glissants établie ici s'attache à réguler l'angle de lacet ainsi que la vitesse longitudinale du robot, elle ne tient pas compte des risques de renversement latéral ou longitudinal. On pourrait alors prendre en compte certains indicateurs de stabilité, dont une liste non exhaustive a déjà été énoncée partie 2.1.3. Le risque de renversement latéral, également appelé tip-over ou capotage, étant en général beaucoup plus critique (voir par exemple la photo 4.24), nous nous proposons

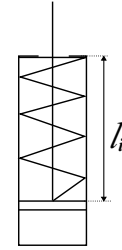


Figure 4.24: Message d'avertissement d'un véhicule 4x4 Figure 4.25: Amortisseur Mercury Mariner

d'utiliser le LLT (Lateral Load Transfer [Gillespie, 1992]), indice variant entre -1 et 1 traduisant le transfert de charge latéral, c'est-à-dire le taux de répartition des forces normales exercées entre les pneus et le sol. Il se définit ainsi :

$$LLT = \frac{\sum_{i=1}^N (F_{nr,i} - F_{nl,i})}{\sum_{i=1}^N (F_{nr,i} + F_{nl,i})} \quad (4.23)$$

$F_{nl,i}$ et $F_{nr,i}$ sont les forces normales des roues gauche et droite au niveau de chaque axe i . $|LLT| = 1$ correspond à la limite pour laquelle l'interaction roue-sol est rompue. On considère [Gáspár *et al.*, 2005] que la stabilité en roulis est préservée si la zone critique du LLT située dans l'intervalle $[0, 85; 0, 95]$ n'est pas dépassée. Cependant, la mesure directe des forces à l'interaction roue-sol n'étant pas envisageable, ce modèle n'est pas utilisable en pratique. Nous proposons de le reformuler ainsi :

$$i_{roulis} = \frac{\sum_{i=1}^N (l_{ri} - l_{li})}{\sum_{i=1}^m (l_{ri} + l_{li})} \quad (4.24)$$

l_{ri} et l_{li} sont les longueurs d'allongement au niveau des amortisseurs des roues gauche et droite de chaque axe i . On remarque que cette reformulation n'est valable

que dans le cas d'un sol plat, c'est-à-dire en pratique pour un sol dont les inégalités sont négligeables par rapport au diamètre des roues du robot. Pour un robot sans amortisseurs, on peut tenir compte de l'aplatissement du pneu. La prise en compte de cet indice de stabilité en roulis modifie l'expression du coefficient de glissement :

$$\mathbf{K}_{gliss} = \mathbf{K}_{0gliss} + \mathbf{A}_1 \|\mathbf{u}_{ur}\| + \mathbf{A}_2 \|\varepsilon\| + \mathbf{A}_3 \|\dot{\varepsilon}\| - \mathbf{A}_4 \|i_{roulis}\| \quad (4.25)$$

Le dernier terme de cette expression étant négatif, son amplitude est limitée afin d'éviter des risques d'instabilité du système en boucle fermée.

Ainsi, cette nouvelle expression doit permettre de fortement réduire les phénomènes de réticence au voisinage de la surface de glissement. Des tests à venir auront pour objet la validation de cette hypothèse.

4.5 Conclusions

En conclusion, la commande par modes glissants établie a été simulée et testée sur un robot à quatre roues en mode non directionnel, pour une stratégie de commande en couple. Celle-ci se révèle alors être robuste devant les conditions d'adhérence des roues du robot au sol, y compris lors de suivi de chemins sinueux. Au cours des essais, le phénomène de réticence se traduit essentiellement par une forte consommation d'énergie. Il est également proposé d'implémenter cette loi de commande sur le robot modulaire robuROC 6. Des simulations permettent d'observer une bonne robustesse de celle-ci devant les irrégularités du sol. Afin de diminuer la réticence et donc la consommation en énergie, une variation des coefficients de glissement avec la prise en compte supplémentaire d'un critère de stabilité en roulis. Déjà validées en simulation, des essais réels sur le robot devront venir confirmer ces modifications et les limites de robustesse de la commande par rapport à la géométrie du sol. Le cas échéant, si la consommation en énergie s'avère être toujours trop importante, l'implémentation d'une loi de commande par modes glissants d'ordre supérieur sera à envisager.

Chapitre 5

Stabilisation en lacet d'un robot à roues directionnelles

La navigation autonome en milieu ouvert répond aux besoins de divers domaines, tels que la surveillance, l'apport de secours, l'agriculture, *etc.* La recherche dans ces domaines doit proposer des robots précis et fiables, évoluant à suffisamment haute vitesse. Cette problématique reste aujourd'hui ouverte, d'autant plus qu'en milieu naturel, les terrains sur lesquels le robot évolue sont souvent glissants, de nature et de géométrie variables. L'utilisation de lois de commande classiques, comme cela est proposé par Micaelli et Samson [1993] ou par Canudas de Wit *et al.* [1995], génère d'importantes perturbations (diminution de la précision du suivi de chemin), si ce n'est pas une perte de contrôle totale (tête-à-queue). Ces phénomènes sont accentués à haute vitesse, en raison du temps de réponse des actionneurs et du temps d'établissement pour atteindre la valeur de consigne qui sont toujours inévitables. C'est pourquoi nous devons mettre en place une loi de commande avancée, tenant compte de la dynamique du système sur un sol à faible adhérence. Dans ce chapitre, les chemins à suivre seront toujours cinématiquement admissibles, c'est-à-dire qu'ils sont compatibles avec leur suivi en roulement sans glissement.

D'autres types d'approches ont déjà été utilisées pour traiter ces problèmes. Lhomme-Desages *et al.* [2009] proposent une procédure d'estimation des angles de glissements en ligne. Cette estimation se base sur des modèles terramécaniques. Elle est ensuite utilisée dans une loi de commande pour améliorer le suivi de chemin sur des sols difficiles. Néanmoins, cette approche nécessite une estimation précise des mouvements du robot, ce qui n'est pas toujours envisageable. Une autre solution est la définition hors-ligne d'un domaine de stabilité (vitesse/angle de direction) proposée par Peters et Iagnemma [2008]. Cependant en général, les conditions d'adhérence doivent être supposées constantes et connues. Afin de compenser les dérapages en temps réel, certaines lois de commande robustes [Zhang *et al.*, 2003] traitent les glissements comme une perturbation à rejeter. Si ce rejet est efficace à faible vitesse en environnement structuré, ces types d'algorithmes trop conservatifs ne satisfont pas à des conditions de haute vitesse en milieu naturel.

Notre objectif est d'obtenir une loi de commande pour stabiliser un robot mobile à roues, prenant des virages à forte courbure sur terrain glissant à grande vitesse.

Nous devons pour cela garantir la contrôlabilité du système sans pour autant limiter l'intensité des entrées de commande, tant au niveau des roues que de la direction. Cet algorithme doit être robuste devant les incertitudes des données capteurs lors de déplacements rapides. Cette commande sera dynamique au sens que les entrées du système sont les couples appliqués aux roues du robot.

Dans le cas d'un véhicule à roues directionnelles, les non-linéarités du modèle dynamique compliquent la mise en œuvre d'une loi de commande globale. C'est un projet assez compliqué qui a déjà été entrepris, notamment par Samson [1990]. Mais les propriétés du modèle étudié se retrouvant dans la loi de commande, cette dernière est bien souvent difficile à mettre en œuvre en pratique, nécessitant de nombreux capteurs et d'importants temps de calcul. C'est pourquoi nous proposons une nouvelle méthode de stabilisation non basée modèle, dont le principe est de moduler les couples d'actionnement des roues afin de réduire l'erreur en vitesse de lacet.

Puisqu'il s'agit de suivre un chemin donné à haute vitesse, tout en assurant la commande du système, le travail présenté ici pourra être comparé à l'Electronic Stability Control (ESC). Apparue dans le domaine de l'automobile en Europe dans les années 1995, il a permis de réduire les risques d'accidents de voitures [Farmer, 2006]. L'ESC étant désigné par différents noms en fonction de l'entreprise qui le développe, il est souvent plus connu sous le nom d'Electronic Stability Program (ESP). Ce type de contrôle, non adapté à la robotique en milieu ouvert, peut être complété en effectuant une étude à partir d'un modèle dynamique non-linéaire d'un robot mobile à roues, tenant compte du fait que les angles de direction et de dérive peuvent être importants. Également, notre algorithme se démarque de l'ESP en ce sens que chaque roue du système sera traitée indépendamment, comme une entrée de commande à part entière. On multiplie alors les possibilités de maîtrise de sa dynamique, en tenant compte de l'influence d'une roue par rapport aux autres, en fonction du comportement attendu.

Dans la suite de ce chapitre, une analyse du modèle dynamique d'un système à quatre roues de type voiture est menée afin d'établir notre nouvel algorithme de commande. Il se nourrit de la mesure de la vitesse linéaire globale, de la vitesse angulaire de lacet, ainsi que de l'angle de direction du système. Autrement dit, il s'agit d'un algorithme stabilisant de modulation du vecteur de commande des roues, opérant en parallèle d'une commande de suivi de chemin. Après avoir été testé en simulation, cet algorithme est implémenté sur le robot robuFAST A. Combiné à des commandes adaptatives et prédictives de l'angle de braquage avant, il est alors validé en conditions réelles sur sol glissant. Nous en proposons ensuite une nouvelle version, pour un robot à roues directrices à l'avant et à l'arrière, tenant compte de la dynamique du robot dans le plan du lacet, cette méthode étant généralisable à tout véhicule à N roues motrices, directrices ou non directrices.

5.1 Problématique et approche retenue

5.1.1 La commande cinématique classique et ses limites

Le principe d'une commande cinématique classique de suivi de chemin conduit à commander l'angle δ de direction des roues avant du robot en tenant compte de l'erreur latérale ε_{lat} et de l'erreur angulaire ε_{ang} de lacet :

$$\delta = f(\varepsilon_{lat}, \varepsilon_{ang})$$

où f est une fonction qui dépend de l'erreur latérale (en mètres) et de l'erreur angulaire de lacet (en radians).

Nous avons implémenté ce type de commande de la direction avant sur le robot. Pour cela, nous avons considéré la loi de commande cinématique développée par Thuilot [1995], basée sur l'hypothèse de roulement sans glissement, établie à partir de la transformation en système chaîné de Samson [1995]. Cette loi est de la forme :

$$\delta = \arctan \left(l \left[\frac{\cos^3 \varepsilon_{ang}}{(1-c(s)\varepsilon_{lat})^2} (c(s) (1-c(s)\varepsilon_{lat}) \tan^2 \varepsilon_{ang} - K_p \varepsilon_{lat} - K_d (1-c(s)\varepsilon_{lat}) \tan \varepsilon_{ang}) + \frac{c(s) \cos \varepsilon_{ang}}{1-c(s)\varepsilon_{lat}} \right] \right) \quad (5.1)$$

$c(s)$ est la courbure du chemin (en m^{-1}) avec s son abscisse curviligne. K_p et K_d sont les deux gains positifs, réglant la distance d'établissement.

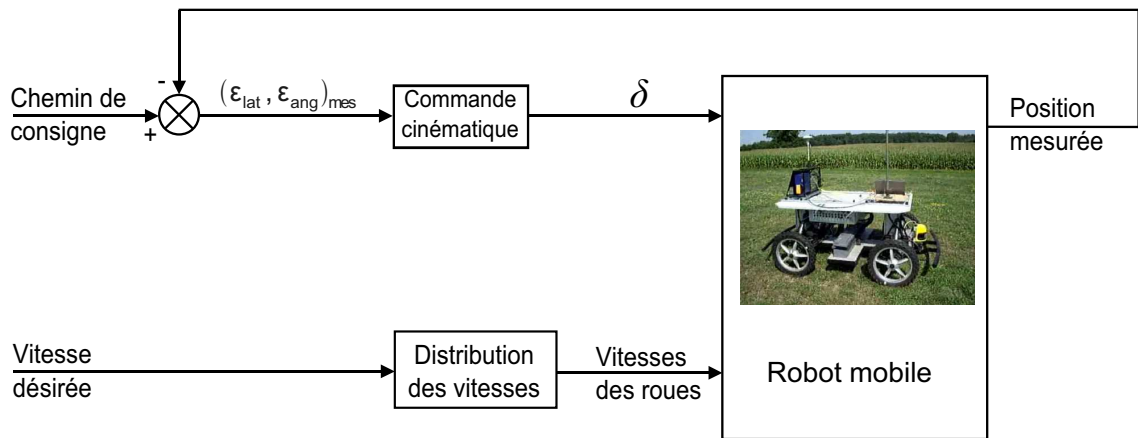


Figure 5.1: Système asservi avec la commande cinématique

Par ailleurs, une consigne de vitesse globale de norme V_c constante est envoyée. D'après la loi (2.7) de composition des vitesses, cette dernière est distribuée aux quatre roues du véhicule selon les relations :

$$\begin{aligned} V_{rr} &= V_c + r w_r \\ V_{rl} &= V_c - r w_l \\ V_{fr} &= \sqrt{(V_c + r w_r)^2 + (lr)^2} \\ V_{fl} &= \sqrt{(V_c - r w_l)^2 + (lr)^2} \end{aligned} \quad (5.2)$$

Cette loi de commande a l'avantage d'être aisément implémentable, son expression étant assez simple et sa mise en place nécessitant uniquement un GPS. Cela étant, pensée pour des déplacements sans glissements sur un terrain horizontal, elle ne considère notamment pas les conséquences de fortes sollicitations dynamiques sur le comportement latéral du système.

5.1.2 Cinématique en lacet

En fonction de la dynamique du système et des propriétés géométriques et terramecaniques du sol, des angles de glissements apparaissent à l'interaction roues-sol. Ces glissements impactent le comportement global du robot, dont notamment son mouvement en lacet.

Le schéma 5.2 représente la cinématique du système bicyclette en présence de glissements.

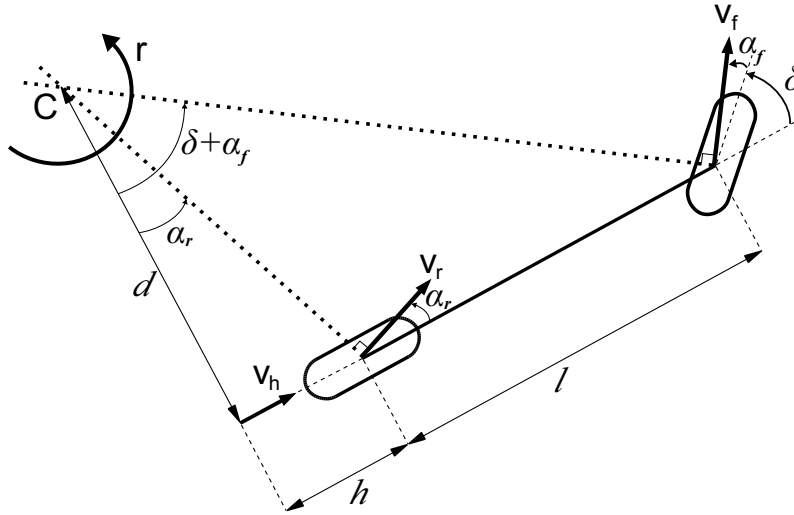


Figure 5.2: Cinématique du système bicyclette

On en tire les relations suivantes :

$$\begin{cases} \tan \alpha_r = \frac{h}{d} \\ \tan (\delta + \alpha_f) = \frac{h+l}{d} \\ V_h = dr \\ V_h = V_r \cos \alpha_r \end{cases}$$

donc :

$$\begin{cases} r = \frac{1}{d} V_r \cos \alpha_r \\ \frac{l}{d} = \tan (\delta + \alpha_f) - \tan \alpha_r \end{cases}$$

d'où :

$$r = V_r \cos \alpha_r \frac{\tan (\delta + \alpha_f) - \tan \alpha_r}{l} \quad (5.3)$$

Sans glissement, cette vitesse angulaire de lacet prend la forme :

$$r_t = V_r \frac{\tan \delta}{l} \quad (5.4)$$

À partir de l'équation (5.4), on peut donc mesurer l'angle de direction δ et la vitesse linéaire V_r du robot, et en déduire la vitesse angulaire de lacet théorique sans glissements en temps réel. Ainsi, si utilisant un gyromètre, nous mesurons une valeur de la vitesse de lacet réelle différente, on détecte que le véhicule glisse et qu'il peut y avoir un risque de perte de contrôle de celui-ci.

5.1.3 Limite théorique

À haute vitesse, lorsque le véhicule qui évolue sur un sol glissant commence à déraper, les hypothèses de roulement sans glissement et de non glissement latéral sont abandonnées. Dans ce cas, deux types de comportement sont à éviter lors de la prise d'un virage.

On observe qu'un véhicule sous-vire (figure 5.3) lorsque les roues avant dérapent à l'extérieur de la courbe du virage, c'est-à-dire lorsque les roues avant glissent d'avantage que les roues arrière. Il apparaît alors un danger d'accident de sortie de route.

De même, un véhicule sur-vire (figure 5.4) lorsque les roues arrière dérapent à l'extérieur de la courbe du virage, c'est-à-dire lorsque les roues arrière glissent d'avantage que les roues avant. Dans ce cas, il y a un risque de tête-à-queue.

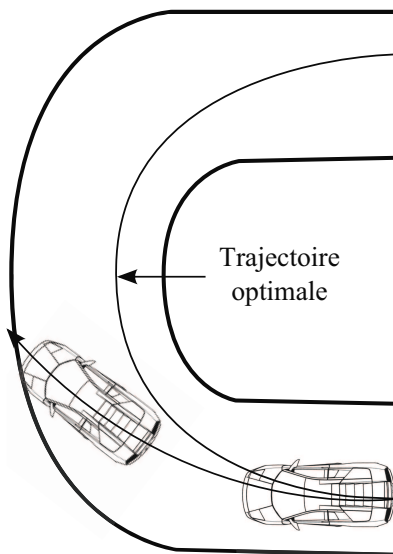


Figure 5.3: Sous-virage

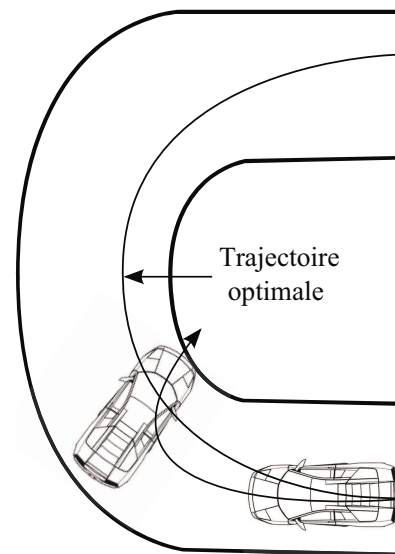


Figure 5.4: Sur-virage

Ces deux cas de figure sont de dangereuses perturbations à rejeter.

5.1.4 Exemple expérimental

Un test préliminaire consiste à réaliser un suivi de chemin, en faisant subir au robot d'importantes sollicitations dynamiques en lui faisant suivre rapidement un chemin glissant présentant de fortes courbures. Alors que la commande cinématique présentée précédemment a déjà prouvé son efficacité pour du suivi de chemin à faible vitesse sans glissements, nous l'avons implémentée sur un robot RobuFAST A pour

le suivi d'un chemin en coude à une vitesse de 6 m.s^{-1} .

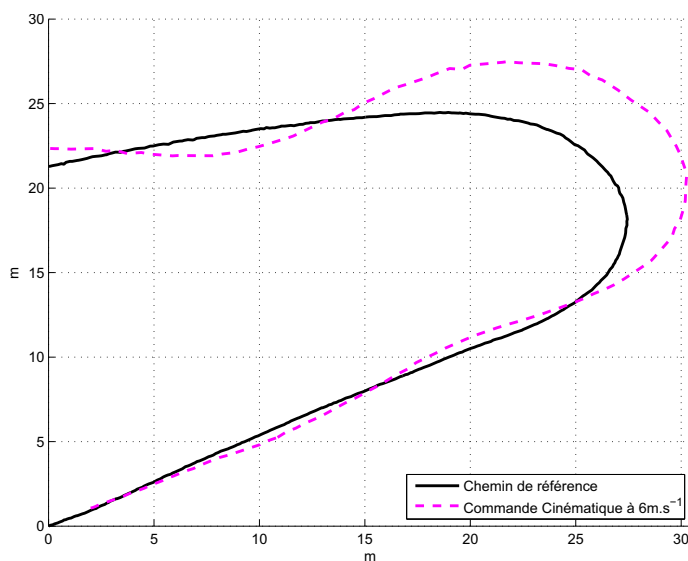


Figure 5.5: Position (m)

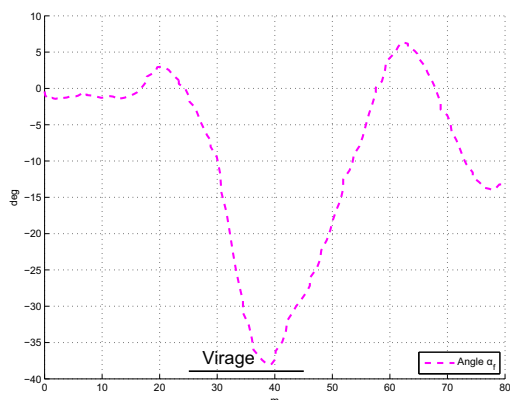


Figure 5.6: Angle de glissement avant (deg)

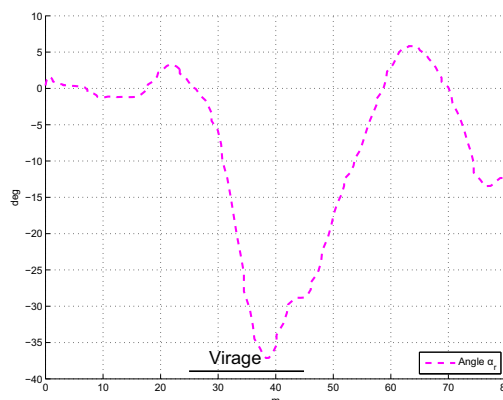


Figure 5.7: Angle de glissement arrière (deg)

La trajectoire du robot est présentée sur la figure 5.5. Les courbes d'observation des angles de glissements avant et arrière sont également reportées sur les figures 5.6 et 5.7. Ces angles de glissement sont exprimés en degrés en fonction de l'abscisse curviligne en mètres. L'erreur latérale atteint un maximum de 3,9 mètres au bout de 9,2 secondes à une abscisse curviligne de 40 mètres, en plein virage. À cet instant, le véhicule est parti en sous-virage, ayant atteint des angles de glissement avant et arrière d'environ 37 degrés. Sur la courbe de position, le véhicule est à une abscisse d'environ 30 mètres. Cette commande ne permet ni de tenir compte ni de corriger les glissements apparus au cours du mouvement. Ainsi, l'erreur croît avec les glissements du robot. Pour une vitesse supérieure à 6 m.s^{-1} , le robot ne suit plus le chemin sur ce type de sol. Il décroche au niveau du virage. La commande cinématique classique qui s'avère donc inadaptée dans cette situation, doit être complétée.

5.1.5 Approche avec modulation du couple d'une roue

Dans le cas de déplacements rapides d'un robot mobile, des glissements apparaissent. Ces glissements influent sur la vitesse de lacet, engendrant des risques de survirage ou de sous-virage qu'une commande cinématique classique n'est pas en mesure de corriger.

Lors de l'essai préliminaire, une simple commande de vitesse constante a été implémentée, avec une rampe d'accélération en début et en fin de chemin pour des raisons évidentes de sécurité. Cette consigne de vitesse est ensuite convertie en couples appliqués aux roues. Les valeurs de ces couples sont déterminées par la commande bas niveau de type proportionnelle :

$$\tau_i = K_{\tau_i} (V_{di} - V_{ni})$$

- K_{τ_i} est un gain strictement positif (ici $K_{\tau_i} = 200Ns$).
- V_{di} est la vitesse désirée, déterminée pour chaque roue après distribution des vitesses.
- V_{ni} est la vitesse réelle mesurée en utilisant le modèle cinématique de mouvement de la roue.

Dans le cas où la condition de roulement sans glissement n'est plus vérifiée, les couples des roues, les unes par rapport aux autres, doivent être modifiés afin de rétablir le non glissement.

5.2 L'algorithme de stabilisation

La commande cinématique classique étant d'ores et déjà présente afin de réguler la vitesse globale et la direction du véhicule, nous allons concevoir l'algorithme de stabilisation qui prévient ces deux phénomènes de sous et sur-virage, afin de maintenir le contrôle du véhicule.

Les critères de la commande peuvent s'exprimer ainsi. Une vitesse de lacet théorique r_t étant donnée et la vitesse de lacet réelle r étant mesurée, une régulation des couples $\tau_i = RF_{xi}$ des roues doit être établie afin que la contrôlabilité du véhicule soit garantie en virage.

Pour cela, un couple négatif est appliqué à l'une des quatre roues, contrant ainsi les glissements et conservant l'adhérence des roues au sol. Étudions donc l'influence des différentes variables d'entrée sur l'erreur de vitesse de lacet définie par :

$$\varepsilon = r_t - r$$

5.2.1 Étude de l'influence des variables d'entrée

Considérons le modèle dynamique d'un véhicule non-holonome à quatre roues motrices, avec les roues avant directionnelles (figure 5.8). Nous établissons ce modèle en reformulant le modèle dynamique général (2.11) pour $N = 4$. Les équations du

mouvement, projetées dans le repère local \mathcal{R} lié au véhicule, s'expriment sous la forme matricielle :

$$\begin{cases} \mathbf{M}\dot{\mathbf{u}} + \mathbf{C}(\mathbf{u})\mathbf{u} = \mathbf{G}_x\mathbf{f}_x + \mathbf{G}_y\mathbf{f}_y \\ \dot{\mathbf{x}} = \mathbf{R}(\theta)\mathbf{u} \end{cases} \quad (5.5)$$

\mathbf{G}_x et \mathbf{G}_y sont les matrices de transformation équivalentes au torseur des efforts longitudinaux \mathbf{f}_x et latéraux \mathbf{f}_y , exprimé au centre de masse G dans les repères des roues. Elles valent :

$$\begin{aligned} \mathbf{f}_x &= \begin{pmatrix} F_{xrl} & F_{xrr} & F_{xfl} & F_{xfr} \end{pmatrix}^T \\ \mathbf{G}_x &= \begin{pmatrix} 1 & 1 & \cos \delta_{fl} & \cos \delta_{fr} \\ 0 & 0 & \sin \delta_{fl} & \sin \delta_{fr} \\ -w_l & w_r & l_f \sin \delta_{fl} - w_l \cos \delta_{fl} & l_f \sin \delta_{fr} + w_r \cos \delta_{fr} \end{pmatrix} \\ \mathbf{f}_y &= \begin{pmatrix} F_{yrl} & F_{yrr} & F_{yfl} & F_{yfr} \end{pmatrix}^T \\ \mathbf{G}_y &= \begin{pmatrix} 0 & 0 & -\sin \delta_{fl} & -\sin \delta_{fr} \\ 1 & 1 & \cos \delta_{fl} & \cos \delta_{fr} \\ -l_r & -l_r & l_f \cos \delta_{fl} + w_l \sin \delta_{fl} & l_f \cos \delta_{fr} - w_r \sin \delta_{fr} \end{pmatrix} \end{aligned}$$

F_{xi} et F_{yi} sont les forces d'interaction roue-sol selon respectivement, la direction longitudinale x et la direction latérale y de chaque roue. Leurs indices i sont explicités par fl , fr , rl et rr (avec f et r pour avant et arrière, puis l et r pour gauche et droite).

Les angles de direction des roues avant gauche δ_{fl} et droite δ_{fr} sont bornés $(\delta_{fl}, \delta_{fr}) \in]-\frac{\pi}{2}; \frac{\pi}{2}]^2$. D'où, $\cos \delta_{fl} \geq 0$, $\cos \delta_{fr} \geq 0$ et, les signes de $\sin \delta_{fl}$ et $\sin \delta_{fr}$ s'obtiennent à partir des valeurs de δ_{fl} et δ_{fr} . Dans le système de direction à « épure de Janteau », les angles de braquage des roues sont couplés par un mécanisme à barres articulées. Ainsi, si l'on considère l'angle de braquage moyen δ correspondant au modèle bicyclette, nous avons les relations :

$$\tan \delta_{fl} = \frac{l}{d-w_l} \quad ; \quad \tan \delta = \frac{l}{d} \quad ; \quad \tan \delta_{fr} = \frac{l}{d+w_r}$$

avec d la composante du vecteur \vec{GC} selon l'axe \vec{y} du repère propre au robot.

D'où :

$$\cotan \delta_{fl} = \cotan \delta - \frac{w_l}{l} \quad ; \quad \cotan \delta_{fr} = \cotan \delta + \frac{w_r}{l} \quad (5.6)$$

Les angles δ_{fl} , δ_{fr} et δ sont donc toujours de même signe et sont reliés par la relation (5.6).

Les équations (5.5) vont nous permettre d'établir l'influence des forces F_{xi} sur la dynamique globale du système.

Influence de F_{xi} :

- Suivant l'axe x : $\frac{\partial F_x}{\partial F_{xi}} = \cos \delta_i$.
- Suivant l'axe y : $\frac{\partial F_y}{\partial F_{xi}} = \sin \delta_i$.
- Autour de l'axe z : $\frac{\partial T_z}{\partial F_{xi}} = l_f \sin \delta_i - w_i \cos \delta_i$.

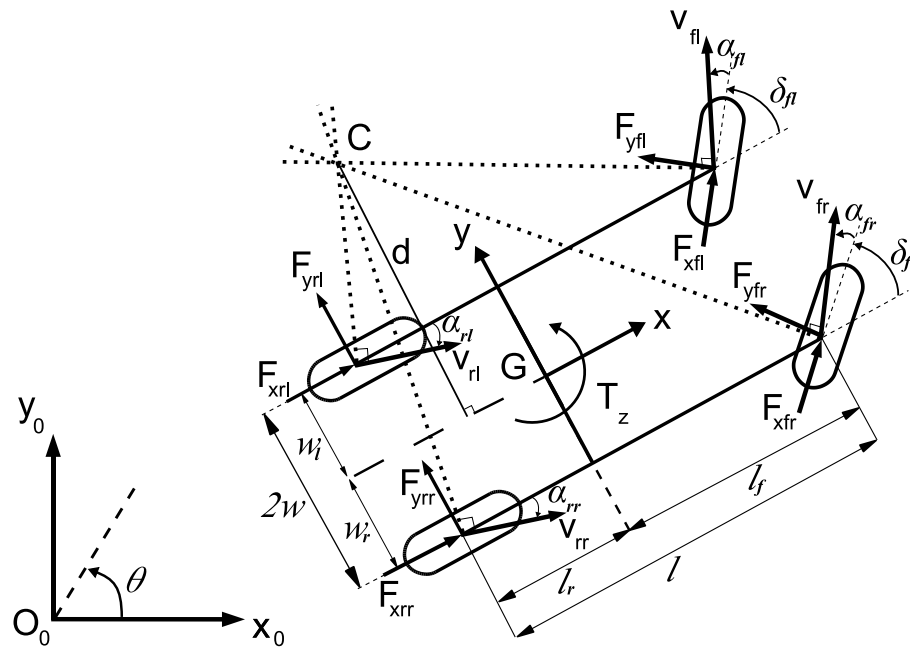


Figure 5.8: Paramétrage du système

Nous nous plaçons dans le cas particulier d'un véhicule symétrique par rapport au plan médian, où l'on vérifie la propriété $w_l = w_r = w$, soit $w_i = w$ pour les roues de gauche et $w_i = -w$ pour les roues de droite.

Synthèse

Les résultats de l'étude précédente sont synthétisés dans le tableau 5.1. Il affiche l'influence des forces de contact de chacune des quatre roues sur l'intensité des efforts généralisés (– pour une réduction, + pour une augmentation, = si aucune influence).

		F_{xfl}	F_{xfr}	F_{xrl}	F_{xrr}
F_x		+	+	+	+
F_y	$\delta_{fr} \leq \delta \leq \delta_{fl} < 0$	–	–		
	$\delta = \delta_{fr} = \delta_{fl} = 0$	=	=	=	=
	$\delta_{fl} \geq \delta \geq \delta_{fr} > 0$	+	+		
T_z	$\delta_{fr} < \arctan(\frac{-w}{l_f})$	–	–		
	$\delta_{fr} = \arctan(\frac{-w}{l_f})$	–	=		
	$\arctan(\frac{-w}{l_f}) < \delta_{fr} \leq \delta \leq \delta_{fl} < \arctan(\frac{w}{l_f})$	–	+	–	+
	$\delta_{fl} = \arctan(\frac{w}{l_f})$	=	+		
	$\delta_{fl} > \arctan(\frac{w}{l_f})$	+	+		

Tableau 5.1: Tableau de synthèse

Afin de déterminer le comportement du véhicule, il est nécessaire de distinguer s'il tourne dans le sens de θ positif (anti-horaire) ou négatif (horaire).

5.2.2 Étude qualitative

Cette étude est menée à partir du tableau de synthèse 5.1.

Virage dans le sens anti-horaire

Dans ce cas, les valeurs de r_t et δ sont positives. Le signe de ε est déduit de la mesure de r (équation (5.3)).

Si $\varepsilon < 0$, la valeur de r est trop grande, soit le véhicule sur-vire. Il faut alors diminuer la valeur du moment T_z . D'après le tableau de synthèse 5.1, il est possible d'appliquer une force négative à la roue avant droite F_{xfr} ou à la roue arrière droite F_{xrr} . Cependant, F_{xfr} permet un déplacement latéral selon l'axe $-\mathbf{y}$ ($F_y = F_{xfr} \sin \delta_{fr}$), d'où une meilleure stabilité. Donc une force négative F_{xfr} est appliquée.

Si $\varepsilon > 0$, la valeur de r est trop faible, soit le véhicule sous-vire. Il faut alors augmenter la valeur du moment T_z . D'après le tableau de synthèse 5.1, il est possible d'appliquer une force négative à la roue arrière gauche F_{xrl} ou à la roue avant gauche F_{xfl} . Cependant avec F_{xfl} , la valeur de T_z augmente uniquement si $\delta_{fl} < \arctan(\frac{w}{l_f})$ et avec moins d'amplitude que F_{xrl} . De plus, le déplacement latéral ($F_y = F_{xfl} \sin \delta_{fl}$) est indésirable. Donc une force négative F_{xrl} est appliquée.

Virage dans le sens horaire

Dans ce cas, les valeurs de r_t et δ sont négatives.

Si $\varepsilon < 0$, la valeur de r est trop faible, soit le véhicule sous-vire. Il faut alors diminuer la valeur du moment T_z . D'après le tableau de synthèse 5.1, il est possible d'appliquer une force négative à la roue arrière droite F_{xrr} . Une force négative F_{xrr} est donc appliquée.

Si $\varepsilon > 0$, la valeur de r est trop grande, soit le véhicule sur-vire. Il faut alors augmenter la valeur du moment T_z . D'après le tableau de synthèse 5.1, il est possible d'appliquer une force négative à la roue arrière gauche F_{xrl} ou à la roue avant gauche F_{xfl} . Cependant, F_{xfl} permet un déplacement latéral ($F_y = F_{xfl} \sin \delta_{fl}$), d'où une meilleure stabilité. Donc une force négative F_{xfl} est appliquée.

5.2.3 Algorithme de synthèse

Définissons les forces de propulsion F_{xi} des roues en fonction de la force résultant de la commande de suivi de chemin F_{xi}^c et de la force ajoutée pour la stabilisation du mouvement en lacet F_{xi}^s :

$$F_{xi} = F_{xi}^c + F_{xi}^s$$

L'objectif de l'algorithme de stabilisation est de déterminer les forces de propulsion qui vont générer un moment équivalent T_z afin de compenser l'erreur en vitesse de lacet ε . Dépendant également de l'angle de braquage δ , ces forces sont de la forme :

$$F_{xi}^s = \Phi(\delta, \varepsilon)$$

La fonction Φ , définie à partir de l'étude précédente, est finalement détaillée

ci-après :

$$\begin{cases} F^s = -K\varepsilon \\ \text{Si } (\delta < 0) \ \& \ (\varepsilon < -\varepsilon_1) \ \text{alors } F_{xrr}^s = F^s \\ \text{Si } (\delta < 0) \ \& \ (\varepsilon > \varepsilon_1) \ \text{alors } F_{xfl}^s = F^s \\ \text{Si } (\delta > 0) \ \& \ (\varepsilon < -\varepsilon_1) \ \text{alors } F_{xfr}^s = F^s \\ \text{Si } (\delta > 0) \ \& \ (\varepsilon > \varepsilon_1) \ \text{alors } F_{xrl}^s = F^s \end{cases}$$

La limite ε_l définit le seuil d'activation de cet algorithme de stabilisation. L'expression de la force F^s est volontairement choisie la plus simple possible, proportionnelle à l'erreur ε , pour une évaluation claire de ce nouvel algorithme. K est un paramètre strictement positif qu'il sera intéressant de faire varier par la suite, en fonction de la nature du sol ou de la dynamique du système.

5.2.4 Architecture de commande complète

Nous avons présenté une commande cinématique par transformation en système chaîné de l'angle de direction avant d'un robot mobile à roues avant directionnelles. Afin d'optimiser la précision du suivi de chemin, cette loi de commande adaptative est améliorable en tenant compte les glissements avant et arrière dans la cinématique globale du système. Dans la mesure où le chemin est connu, l'ajout d'un terme prédictif vient également compléter cette commande de la direction. Enfin, notre algorithme de stabilisation vient directement corriger le glissement par une commande ciblée du mouvement des roues pour un asservissement de la vitesse de lacet. Ces lois de commande sont détaillées ci-après.

Loi de commande cinématique par transformation en système chaîné avec compensation des glissements

Cette loi de commande cinématique de suivi de chemin est détaillée dans la thèse de Lenain [2005]. C'est une amélioration de l'équation (5.1) en tenant compte des angles de glissement avant α_f et arrière α_r pour ajuster l'asservissement de l'angle de braquage. Les glissements sont reconstruits à l'aide d'un observateur d'état. Cette loi de commande corrigée a pour expression :

$$\delta = \arctan \left(\tan \alpha_r + \frac{l}{\cos \alpha_r} \left(\frac{c(s) \cos \varepsilon_{ang2}}{\gamma} + \frac{Z \cos^3 \varepsilon_{ang2}}{\gamma^2} \right) \right) - \alpha_f \quad (5.7)$$

avec :

$$\begin{cases} \varepsilon_{ang2} &= \varepsilon_{ang} + \alpha_r \\ \gamma &= 1 - c(s)\varepsilon_{lat} \\ Z &= -K_p\varepsilon_{lat} - K_d\gamma \tan \varepsilon_{ang2} + c(s)\gamma \tan^2 \varepsilon_{ang2} \end{cases}$$

Loi de commande prédictive

Le principe de cette loi de commande (voir [Cariou *et al.*, 2009]) est de prévoir la courbure du chemin suivi sur un horizon de prédiction choisi, afin d'ajouter à la

commande globale en direction un terme permettant de compenser les retards des actionneurs. La loi (5.7) peut se réécrire :

$$\delta = \arctan(p + q) - \alpha_f$$

avec :

$$\begin{cases} p = \frac{l}{\cos \alpha_r} \cdot c(s) \cdot \frac{\cos \varepsilon_{ang2}}{\gamma} \\ q = \frac{l}{\cos \alpha_r} \cdot Z \cdot \frac{\cos^3 \varepsilon_{ang2}}{\gamma^2} + \tan \alpha_r \end{cases}$$

Considérons l'expression :

$$\arctan(a + b) = \arctan(a) + \arctan\left(\frac{b}{1 + a \cdot b + b^2}\right)$$

Alors la loi de commande (5.7) peut être réécrite :

$$\delta = \delta_{Traj} + \delta_{Deviation}$$

avec :

$$\begin{cases} \delta_{Traj} = \arctan(p) \\ \delta_{Deviation} = \arctan\left(\frac{q}{1+p \cdot q + p^2}\right) - \alpha_f \end{cases}$$

Le terme $\delta_{Deviation}$ dépendant en majeure partie des variables de glissement et de déviation du chemin qui ne peuvent pas être anticipés, il n'est pas inclus dans l'algorithme de prédiction. Le terme δ_{Traj} dépendant en majeure partie des propriétés du chemin de référence, les objectifs liés à ce terme peuvent être calculés dans l'algorithme de prédiction. Par conséquent, en présence de virages, la loi de commande prédictive entraîne le remplacement du terme δ_{Traj} par un nouveau terme δ_{Traj}^{Pred} déterminé en fonction de la courbure du chemin et des caractéristiques de l'actionneur de direction du véhicule. D'où la loi de commande :

$$\delta = \delta_{Traj}^{Pred} + \delta_{Deviation} \quad (5.8)$$

Soit δ^C la variable de commande appliquée à l'actionneur de direction du véhicule. Soit δ^R l'angle de direction réel mesuré résultant de la commande δ^C et qui à la mesure n vaut $\delta_{[n]}^R = \delta_{[n]}^M - \delta_{Deviation[n]}$ avec $\delta_{[n]}^M$ la mesure fournie par le capteur.

Afin d'estimer l'angle de direction réel à appliquer, on cherche à minimiser le terme D défini par la relation $D(n) = \sum_{i=0}^{n_H} \left(\hat{\delta}_{[n+i]}^R - \delta_{[n+i]}^{Ref} \right)^2$ pour tendre vers δ^{Ref} , l'évolution désirée de l'angle δ^R à l'horizon de prédiction H . n_H est le nombre d'itérations de la période d'échantillonnage nécessaires pour atteindre H et $\hat{\delta}^R$ est l'estimation de l'angle de direction réel, obtenue à partir de D .

Puis, afin d'obtenir le terme δ_{Traj}^{Pred} à injecter dans la loi de commande (5.8), il nous faut identifier un modèle du second ordre pour déterminer la réponse de l'actionneur de direction δ^R en fonction de l'entrée δ^C .

Algorithme de stabilisation

La nouvelle commande établie agit indépendamment sur les quatre roues du robot par l'ajout d'une force, en vue de corriger les erreurs en vitesse de lacet. Contrairement aux lois de commande cinématiques précédentes, elle n'est pas conçue pour adapter les consignes envoyées aux actionneurs en fonction du glissement, mais pour corriger ce glissement. Également, elle n'agit pas sur la direction du véhicule. Ces lois de commande sont donc compatibles et complémentaires.

Lorsque les entrées de commande du système sont les vitesses des roues au lieu de leurs couples, nous pouvons utiliser la variation des vitesses des roues homogène à une accélération, comme cela est déjà recommandé, par exemple dans un brevet [Yoshikawa, 2008] (détails au paragraphe 4.3.2.1). Ainsi, la loi de commande de stabilisation devient :

$$\begin{cases} \Delta\omega_i^s = K_{\omega_i}\Phi(\delta, \varepsilon) \\ \varepsilon = r_t - r \end{cases}$$

Puis, la vitesse à appliquer à la roue est déterminée ainsi :

$$\omega_i = \omega_i^c + \Delta\omega_i^s T_e$$

K_{ω_i} est le gain de passage de la force de propulsion à l'accélération (réglé expérimentalement), T_e est la période d'échantillonnage et ω_i^c est la vitesse angulaire de la roue déterminée par la commande cinématique.

Architecture de commande globale

L'incidence de l'algorithme de stabilisation sur les glissements est observée en ligne avec l'observateur dont les informations sont ensuite utilisées par la commande de la direction. L'architecture globale est détaillée sur le schéma bloc 5.9.

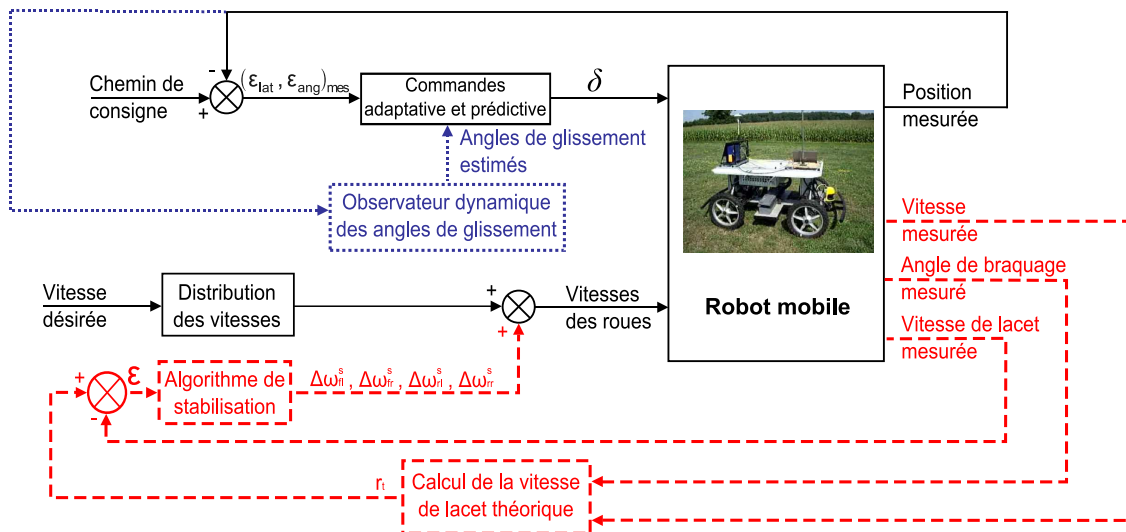


Figure 5.9: Schéma bloc du système en boucle fermée

5.3 Évaluation des performances en simulation

La simulation est exécutée en environnement dynamique en utilisant le RobuCAB déjà proposé pour les simulations de localisation du chapitre 3, un robot similaire au RobuFAST A. Ses propriétés physiques sont détaillées dans le tableau 5.2.

Tableau 5.2: Propriétés du RobuCAB

Description	Symbole	Valeur
Empattement du véhicule	l	$2,1 \text{ m}$
Voie du véhicule	$2w$	$1,2 \text{ m}$
Distance entre les roues avant et le centre de gravité	l_f	$1,1 \text{ m}$
Distance entre les roues arrière et le centre de gravité	l_r	$1,0 \text{ m}$
Masse du véhicule	M	500 kg
Moment d'inertie du véhicule	J	$244 \text{ kg} \cdot \text{m}^2$

Les paramètres de l'algorithme de stabilisation sont réglés ainsi : $K = 60N.s$ et $\varepsilon_l = 0.4rad.s^{-1}$.

L'approche proposée consiste à adapter les forces appliquées sur l'axe des roues d'après l'algorithme établi précédemment. L'équation (5.4) permet de définir la vitesse de lacet théorique r_t .

Après avoir atteint une vitesse de $4m.s^{-1}$, la simulation consiste à suivre un chemin sinueux. Sur la figure 5.10, la courbe du chemin emprunté par le véhicule est tracée avec et sans stabilisation, ainsi qu'avec la loi de commande cinématique étendue [Lenain *et al.*, 2006] tenant compte des phénomènes de glissement.

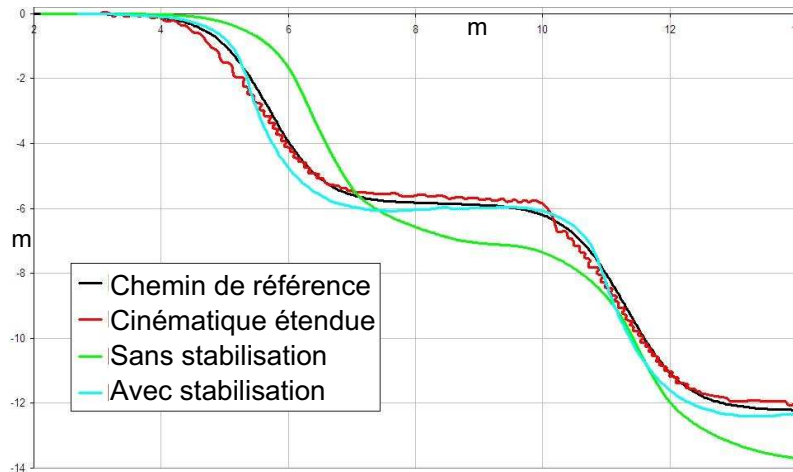


Figure 5.10: Position du robot (m)

Sur la figure 5.11, la courbe de l'erreur en vitesse de lacet, exprimée en $rad.s^{-1}$, est tracée au cours des simulations avec et sans stabilisation. Les forces appliquées pendant les déplacements du robot avec ajout de l'algorithme de stabilisation, sont affichées sur la figure 5.12 en Newtons.

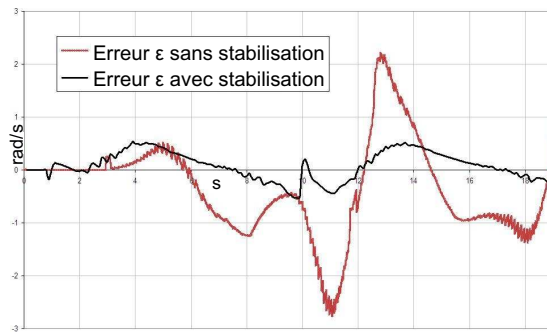


Figure 5.11: Erreur en vitesse de lacet

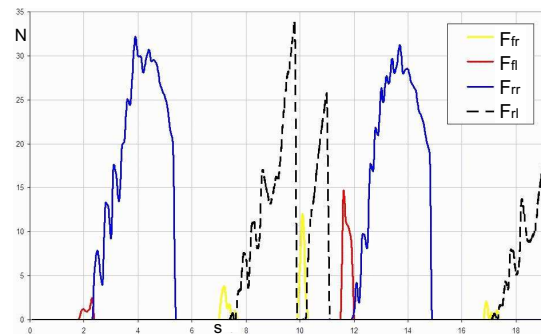


Figure 5.12: Forces appliquées avec stabilisation

Tout d'abord, tournant dans la direction de l'angle θ positif, on observe avec une commande cinématique sans stabilisation sur la figure 5.10 un sous-virage du véhicule. Cela a pour conséquence une erreur en vitesse de lacet positive visible sur la figure 5.11.

Après ajout de l'algorithme de stabilisation, on observe figure 5.12 une force négative d'environ $34N$ appliquée à la roue arrière droite afin de prévenir ce sous-virage. Puis, lorsque le véhicule tourne dans le sens θ négatif, le véhicule a de nouveau tendance à sous-virer, d'où une vitesse de lacet négative et par conséquent une force négative d'environ $37N$ est appliquée sur la roue arrière gauche. À l'instant $t = 10s$, on voit sur la figure 5.11 que la courbe de l'erreur en vitesse de lacet avec stabilisation devient brièvement positive, ce qui explique une force négative de $12N$ appliquée sur la roue avant droite. Lorsque le robot tourne de nouveau dans le sens de θ positif, une petite erreur en vitesse de lacet apparaît, d'où une force négative de $15N$ appliquée sur la roue avant gauche. Enfin, on observe de nouveau les deux premiers cas.

Finalement, l'algorithme de stabilisation est comparé à la loi de commande cinématique étendue. Les déplacements du robot visibles figure 5.10 montrent que cette loi de commande, avec des gains correctement ajustés, permet un suivi de chemin très fidèle. Cependant, une instabilité due à des oscillations du véhicule a tendance à apparaître. Avec d'autres réglages des gains, on minimisera ces oscillations, détériorant alors fortement le suivi de chemin. Intégrant les glissements pour la correction de la direction, la commande cinématique étendue améliore le suivi de chemin. Cependant, ne les corrigeant pas, elle ne permettra pas de corriger les problèmes d'instabilité.

5.4 Résultats expérimentaux

Des tests ont été effectués avec le robot RobuFAST A sur le site du Cemagref de Montoldre (Auvergne) afin de valider expérimentalement les performances de la loi de commande de stabilisation, ainsi que sa combinaison avec les lois de commande cinématiques déjà implémentées sur le robot.

5.4.1 Description du protocole expérimental

Pendant toute la durée des essais, les entrées de commande du robot robuFAST A sont les quatre vitesses indépendantes des roues et la direction avant. Le robot a pour consigne de suivre différents types de chemins à différentes vitesses avec l'emploi des commandes énumérées précédemment. Tous les essais ont lieu sur un même terrain assez glissant de type gazon. Le chemin de consigne est défini par une suite de coordonnées GPS. Les positions sont préenregistrées au joystick à faible vitesse ($1m.s^{-1}$).

Chaque essai donne lieu à un enregistrement de variables d'état du robot nommé selon le choix des lois de commande utilisées et la vitesse globale d'avance. Des vidéos sont également réalisées pour certains essais.

Il est important de remarquer qu'une bonne répétabilité de chacun de ces essais, en terme de points de passage du robot, dans tous les types de configuration (vitesses, types de chemins, commandes, *etc.*) a été vérifiée.

5.4.2 Premiers types d'essais

Nous avons réalisé 46 essais correspondant à différentes combinaisons des lois de commande avec une vitesse longitudinale globale de consigne variant entre $4m.s^{-1}$ et $8m.s^{-1}$, la vitesse maximale du robot.

5.4.2.1 Chemin suivi

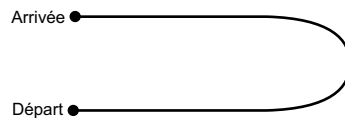


Figure 5.13: Chemin en U

Pour ces essais, le robot robuFAST A doit suivre un chemin en forme de U dont le rayon de courbure moyen du virage est d'environ 7,4 mètres (rayon de courbure minimal de 4,3 mètres). Le sol est humide, favorisant d'importants glissements.

5.4.2.2 Détail des essais pour une vitesse globale désirée de $4m.s^{-1}$

Pour chaque configuration des lois de commande, nous avons tracé les courbes des tests réalisés pour les réglages des gains les plus efficaces. Nous présentons ici l'évolution du robot avec la loi de commande cinématique étendue de l'angle de braquage, tenant compte des glissements, complétée avec la prédiction (CCEP).

Dans un premier temps, elle est appliquée seule. Puis, notre commande stabilisante est implémentée et les résultats sont comparés. Les courbes représentant l'évolution des différentes variables d'état sont exprimées en fonction de l'abscisse curviligne (en mètres), pour avoir une bonne visualisation de la zone du virage.

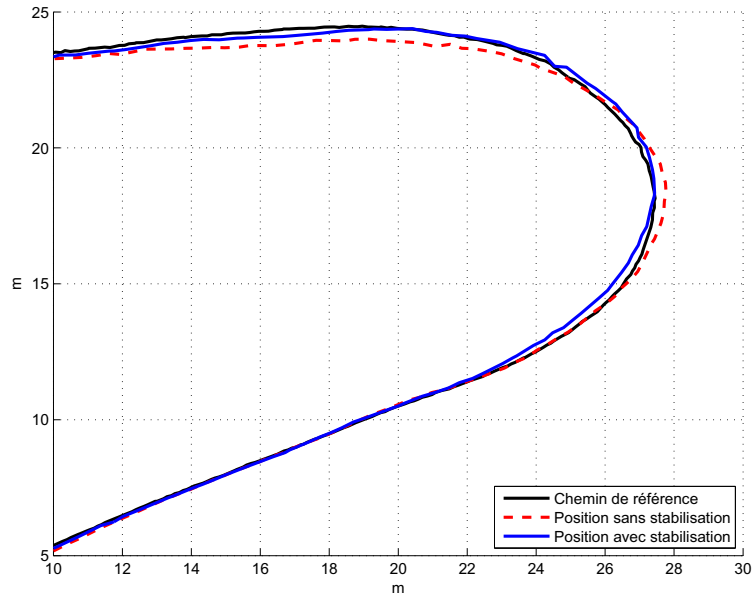


Figure 5.14: Position (m)

On observe logiquement des courbes avec les erreurs les plus importantes dans le cas de la CCEP seule (courbes rouges en pointillés). L'ajout de l'algorithme de stabilisation (courbes bleues pleine ligne) permet de bonnes corrections ponctuelles, principalement en entrée et en sortie du virage, là où les risques de glissement sont les plus importants. La compensation des glissements est bien visible sur les courbes d'angles de glissement avant et arrière.

Sur les courbes 5.16 d'erreur latérale, on observe une meilleure compensation de l'erreur avec la stabilisation qui corrige le sous-virage de début de virage, puis le sur-virage en sortie de celui-ci.

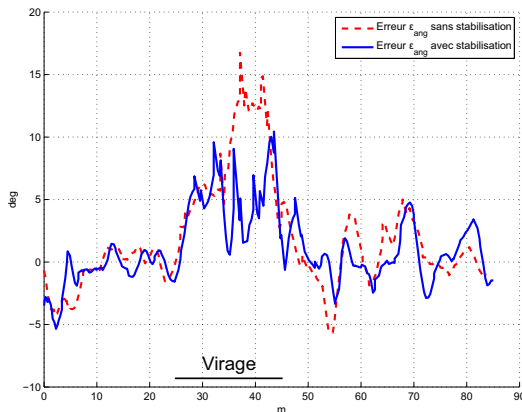


Figure 5.15: Erreur en cap (deg)

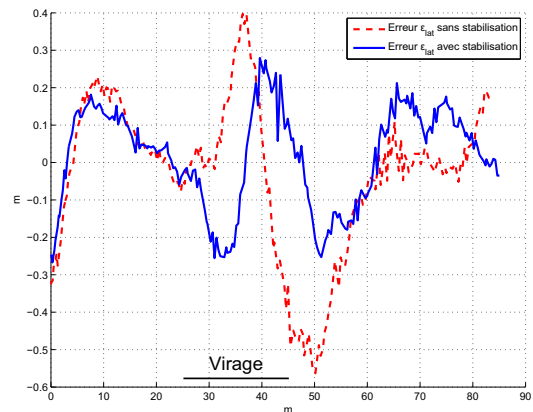


Figure 5.16: Erreur latérale (m)

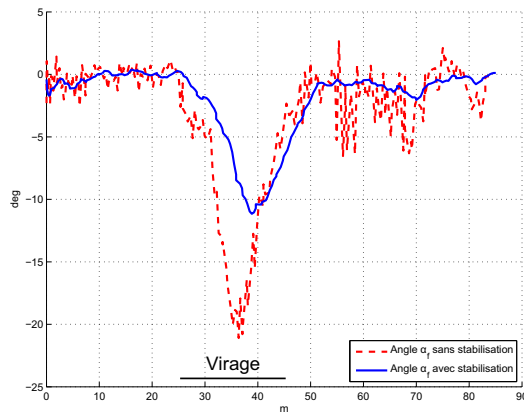


Figure 5.17: Angle de glissement avant (deg)

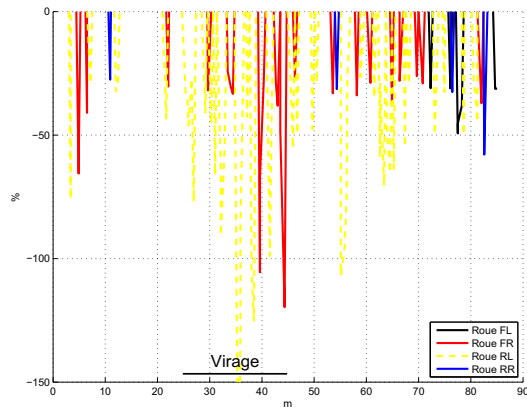


Figure 5.18: Pourcentage des vitesses ajoutées avec stabilisation (%)

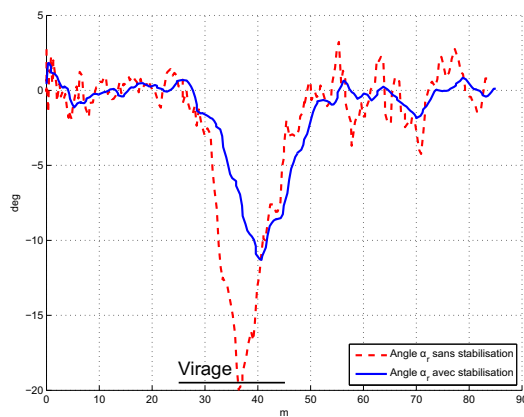


Figure 5.19: Angle de glissement arrière (deg)

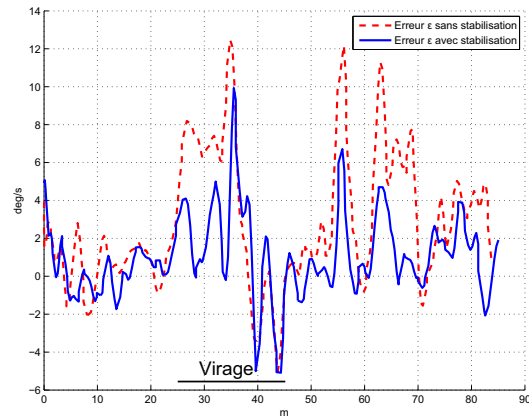


Figure 5.20: Erreur en vitesse de lacet (deg/s)

La présence d'une commande prédictive permet une meilleure convergence vers le chemin désiré par anticipation des retards liés aux actionneurs lors de la prise de virage. Dans ce cas, l'erreur latérale et l'erreur en cap sont réduites en virage.

Si on considère les courbes d'incrément de vitesse ajoutés par l'algorithme de stabilisation, on observe des pics importants de plus de 100% dans un premier temps sur la roue arrière gauche (roue RL) en entrée de virage pour éviter un sous-virage, puis dans un second temps sur la roue avant droite (roue FR) en sortie de virage pour éviter un survirage.

Les résultats dans ces conditions sont concluants. La combinaison de l'algorithme de stabilisation avec la CCEP se révèle assez efficace puisque nous constatons un meilleur suivi de chemin avec une réduction des dynamiques à haute fréquence (courbes d'angles de glissement moins bruitées).

Quelle que soit la commande utilisée, il est difficile d'espérer de meilleurs résultats sans modification du bas niveau. En effet, le temps de réponse de la direction est de l'ordre de 450 ms, soit 300 ms de retard pur auquel on ajoute le temps de montée d'environ 150 ms pour un angle inférieur à 10 degrés. Ci-dessous les courbes

de consigne d'angle de braquage (en noir) et de braquage mesuré (en rouge) exprimées en degrés au court du temps.

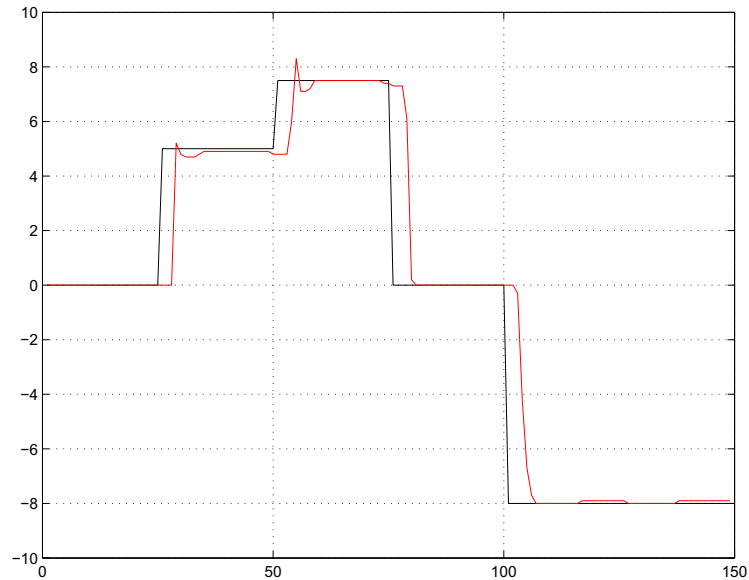


Figure 5.21: Temps de réponse de la direction (s)

5.4.2.3 Essais avec une vitesse globale désirée supérieure à $4m.s^{-1}$

Les résultats obtenus à $4m.s^{-1}$ sont confirmés à plus haute vitesse. Observons ci-après les courbes des essais effectués à une vitesse de $6m.s^{-1}$. Nous comparons les essais avec la commande cinématique en système chaîné seule, puis avec la CCEP, la commande de stabilisation et la combinaison de ces deux dernières commandes. Tous les essais sont réalisés avec un horizon de prédiction $H=0,8$ secondes pour la commande prédictive.

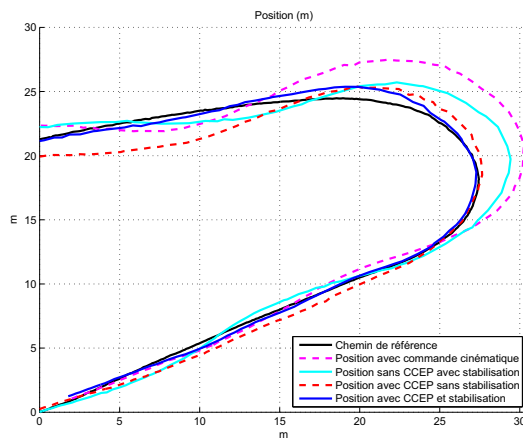


Figure 5.22: Position (m)

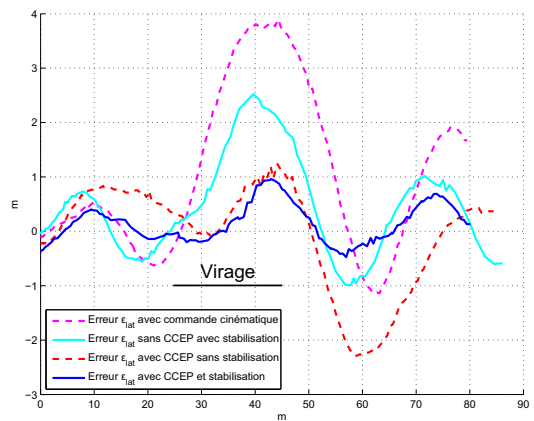


Figure 5.23: Erreur latérale (m)

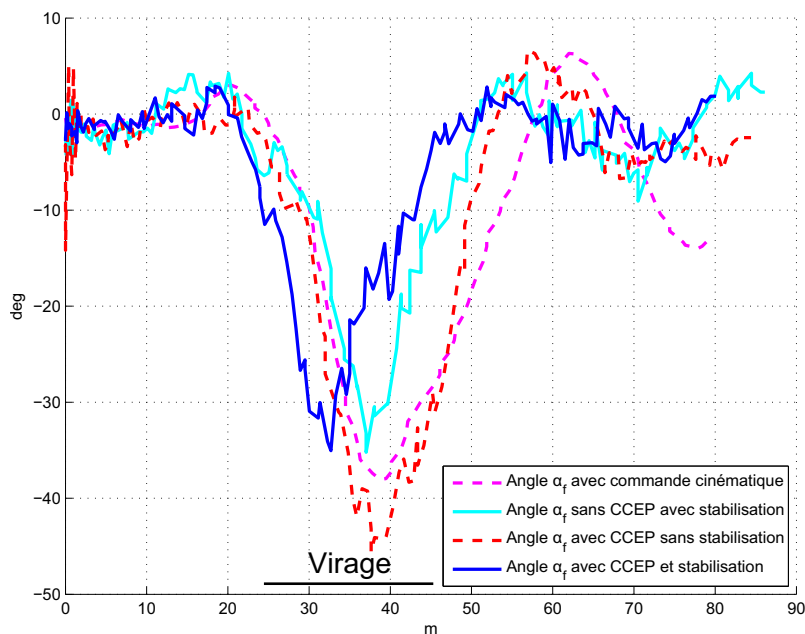


Figure 5.24: Angle de glissement avant (deg)

À cette vitesse, le phénomène de sous-virage s'accroît en raison du temps de réponse nécessaire à une consigne de braquage plus importante. Une non anticipation du virage ainsi que d'importants glissements, font qu'avec la commande cinématique (5.1), l'erreur latérale atteint presque 4 mètres (courbes commande cinématique magentas en pointillés).

L'ajout de l'algorithme de stabilisation (courbes sans CCEP avec stabilisation pleine ligne en cyan) fait passer l'erreur latérale maximale à 2,52 mètres (figure 5.23) lors du sous-virage, et il permet également ensuite de limiter le sur-virage. Mais le plus important, visible sur la figure 5.24 d'angle de glissement avant, est son impact sur la limitation des glissements. Un pic de glissements à -35 degrés est rapidement compensé, ce qui permet une meilleure maîtrise du mouvement du véhicule en lacet.

La commande cinématique étendue avec prédiction (courbes avec CCEP sans stabilisation rouges en pointillés), permet d'entrer dans le virage au plus prêt, mais c'est alors un survirage en sortie du tournant qui devient difficile à corriger. Le suivi de chemin avec une courbure plus importante induit de grands angles de glissements, atteignant -45,6 degrés, qui mettent un certain temps à décroître. Ces glissements qui causent un sur-virage, traduisent un danger de perte d'adhérence des roues au sol, pouvant alors engendrer un tête-à-queue.

La commande globale (courbes CCEP avec stabilisation pleine ligne en bleu) présente les avantages combinés d'un bon suivi de chemin (erreur latérale maximale de 0,96 mètres fin de virage) dans de bonnes conditions d'adhérence. L'angle de glissement avant atteint rapidement un maximum de -35 degrés à cause d'un déplacement au plus proche du chemin de consigne avec la courbure la plus importante. Ce glissement est alors rapidement compensé grâce à l'algorithme de stabilisation. Les deux perturbations de sous-virage puis survirage ont ainsi été rejetées de manière satisfaisante. Et le comportement du véhicule est globalement plus stable (en terme d'oscillations).

Puis, des essais sont effectués avec une consigne de $8m.s^{-1}$ pour une vitesse maximale atteinte d'environ $7,5m.s^{-1}$. Sont reportées ici les courbes d'essais avec la CCEP, sans et avec stabilisation.

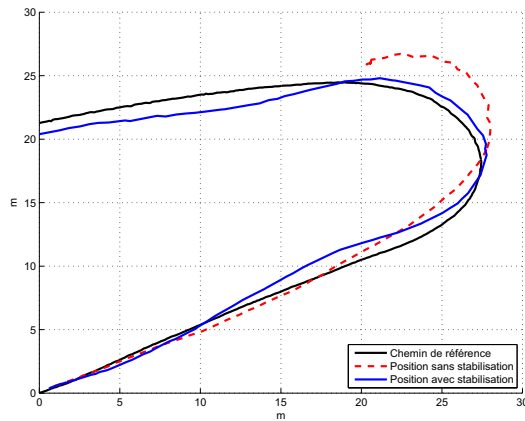


Figure 5.25: Position (m)

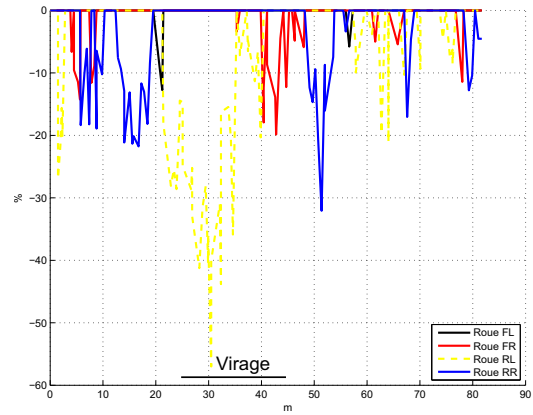


Figure 5.26: Pourcentage des vitesses ajoutées avec stabilisation (%)

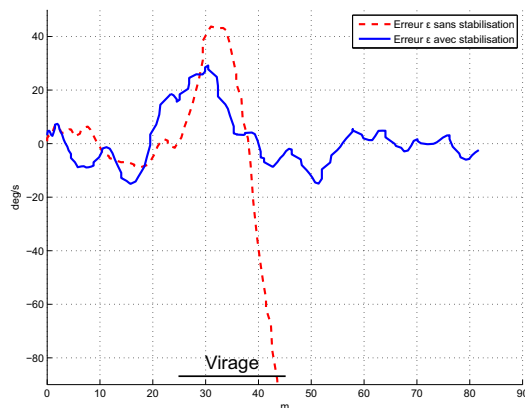


Figure 5.27: Erreur en vitesse de lacet (deg/s)

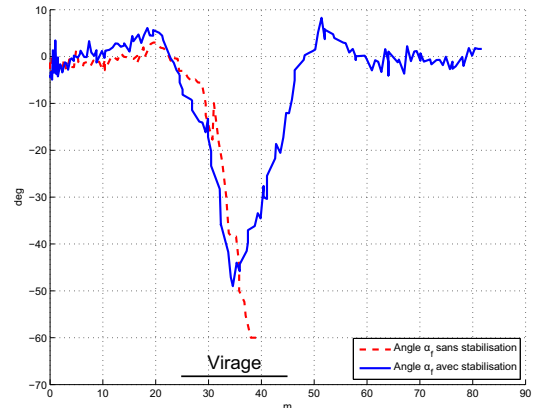


Figure 5.28: Angle de glissement avant (deg)

À cette vitesse, le suivi de chemin du robot n'est plus possible sans la commande de stabilisation. On aboutit dans ce cas à un phénomène de tête-à-queue du véhicule lors de sa tentative de rejoindre le chemin de consigne après un sous-virage, comme on peut le voir avec la courbe rouge en pointillés sur la figure 5.25 de position. La manœuvre importante de braquage effectuée à haute vitesse a pour conséquence une perte de contrôle du véhicule qui part en dérapage. Cette perte d'adhérence est favorisée par un sol humide qui accroche peu.

Lorsque la commande de stabilisation est présente (courbes en bleu), le robot arrive à suivre entièrement le chemin de consigne avec une erreur latérale inférieure à 1,5 mètres. Parce que l'algorithme de stabilisation tente de faire tendre la vitesse de lacet vers la vitesse de lacet théorique sans glissements, les angles de glissement des roues diminuent. Le comportement du véhicule tend ainsi à se rapprocher de celui

d'un véhicule sans glissements avec de bonnes conditions d'adhérence. En conséquence, les variations de l'angle de direction du robot sont moins importantes, le préservant de phénomènes de rotation en lacet sur lui-même.

Cette influence de la stabilisation sur les angles de glissements estimés est visible sur la figure 5.28. Elle permet de comparer les angles de glissement avant estimés au cours des deux essais. Sans la stabilisation, le cas du tête-à-queue est visible sur la courbe rouge en pointillés, vers une abscisse curviligne de 35 mètres, lorsque l'angle de glissement estimé sature à -60 degrés. Alors qu'avec la stabilisation, l'angle de glissement est significativement réduit avec une valeur minimale de transition de -45 degrés qui permet de maintenir la contrôlabilité du système pour assurer le suivi de chemin.

De tels résultats sont obtenus grâce au contrôle différentiel des roues. Les incréments de limitation des vitesses obtenus pour chaque roue, au cours de l'essai sans tête-à-queue, sont affichés sur la figure 5.26. Juste avant le virage, en raison d'une erreur en vitesse de lacet négative, la vitesse de la roue arrière droite décroît d'environ 30% pour corriger un survirage. Puis, lorsque le véhicule commence à sous-virer dans le tournant, un retrait d'un incrément de vitesse correctif de presque 60% est appliqué sur la roue arrière gauche. En sortie de virage, des incréments de vitesse de plus de 20% et ensuite d'environ 35% sont successivement retranchés aux vitesses de la roue avant droite puis de la roue arrière droite pour corriger un survirage.

5.4.3 Second jeu d'essais

Une vingtaine d'essais sont effectués pour différentes combinaisons des lois de commandes avec une vitesse longitudinale globale de consigne variant entre $3m.s^{-1}$ et $6m.s^{-1}$.

5.4.3.1 Chemin suivi

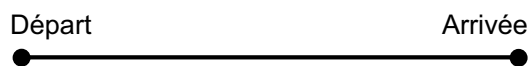


Figure 5.29: Chemin ligne droite en pente



Figure 5.30: Photo de la pente

Pour ces essais, le robot doit suivre un chemin en ligne droite orthogonalement à une pente d'environ 30 degrés. Également, au cours de son évolution le véhicule est soumis au passage d'un petit creux d'un diamètre d'environ 3 mètres pour une profondeur de 4 à 5 centimètres. Le sol est sec avec un temps chaud.

Sont reportées ici les courbes de position (en mètres), ainsi que les courbes d'erreur en vitesse de lacet (en deg/s), les courbes des angles de glissement estimés avant et arrière (en deg) en fonction de l'abscisse curviligne (en mètres). Nous discutons les deux essais avec la CCEP, sans stabilisation puis avec la stabilisation.

5.4.3.2 Détail des essais pour une vitesse globale désirée de $6m.s^{-1}$

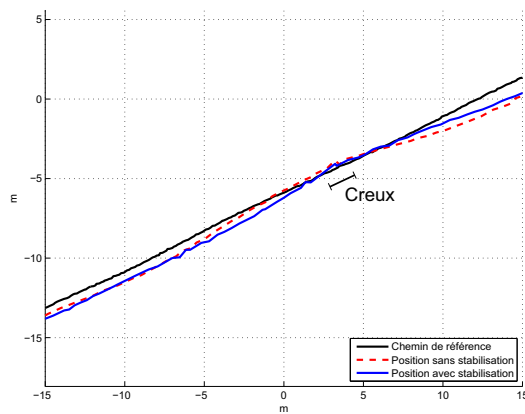


Figure 5.31: Position (m)

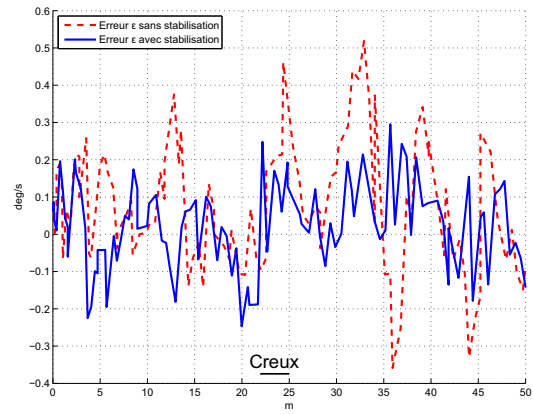


Figure 5.32: Erreur en vitesse de lacet (deg/s)

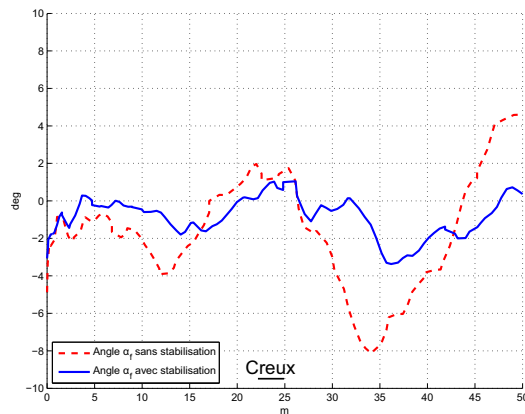


Figure 5.33: Angle de glissement avant (deg)

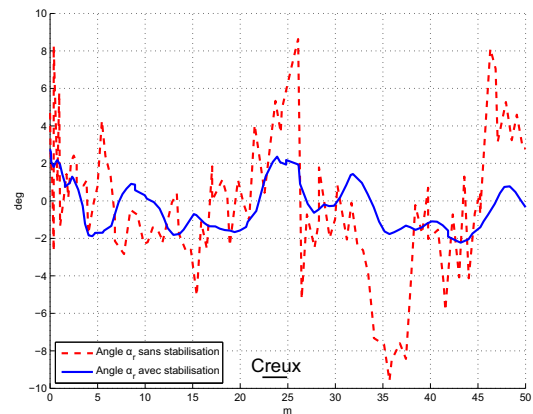


Figure 5.34: Angle de glissement arrière (deg)

Le robot qui doit suivre une ligne droite en pente a tendance à glisser vers la droite. Les résultats les plus notables de ces essais concernent une bonne diminution des angles de glissement grâce à l'algorithme de stabilisation en réduisant environ de moitié l'erreur en vitesse de lacet (courbe rouge en pointillés sans stabilisation et courbe en bleu avec stabilisation). L'algorithme de stabilisation aura permis une bonne diminution des glissements ainsi qu'une bonne réactivité pour la compensation des erreurs en vitesse de lacet, après le passage du creux.

5.4.4 Troisième jeu d'essais

Une trentaine d'essais sont effectués pour différentes combinaisons des lois de commandes, avec différents réglages des gains, avec une vitesse longitudinale globale de consigne variant entre $4m.s^{-1}$ et $8m.s^{-1}$ pour une vitesse réelle maximale d'environ $7m.s^{-1}$.

5.4.4.1 Chemin suivi

Pour ces essais, le robot RobuFAST A doit suivre un chemin avec deux virages successifs en forme de S. Ce type de suivi de chemin est comparable à une manœuvre d'évitement d'obstacle.



Figure 5.35: Chemin double sigmoïde

5.4.4.2 Détail des essais pour une vitesse globale désirée de $6m.s^{-1}$

Sur ce type de chemin, le passage à $6m.s^{-1}$ de la première sigmoïde composée de deux virages en sens opposés, constitue une difficulté importante. Une sortie de virage est inévitable, avec une commande cinématique (courbes mauves en pointillés), en absence de stabilisation. L'ajout de l'algorithme de stabilisation (courbes cyan pleine ligne) permet un suivi, au-moins approximatif, du chemin dans son intégralité. On observe une bonne compensation de l'erreur latérale (en générale inférieure à un mètre) avec une bonne convergence de la position dans les sorties de virages. En ajoutant la commande cinématique avec compensation des glissements et prédiction (courbes bleues pleine ligne), le suivi de chemin est amélioré, notamment le premier virage en S.

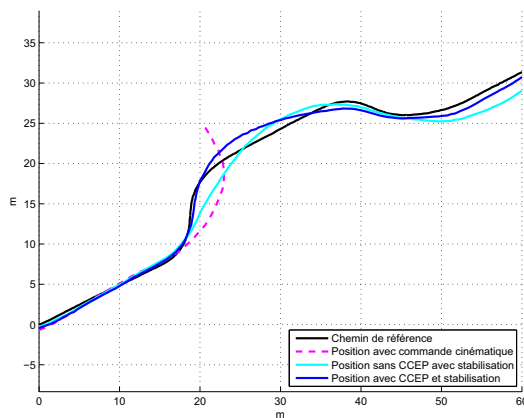


Figure 5.36: Position (m)

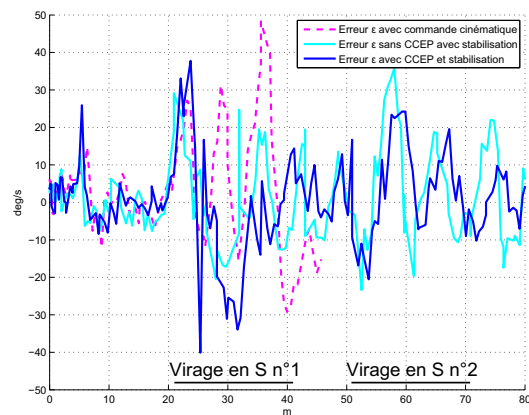


Figure 5.37: Erreur en vitesse de lacet (deg/s)

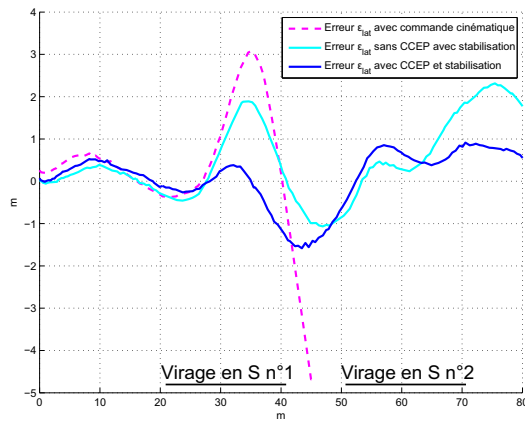


Figure 5.38: Erreur latérale (m)

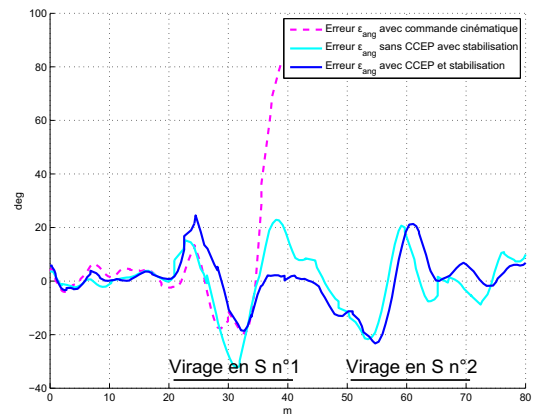


Figure 5.39: Erreur en cap (deg)

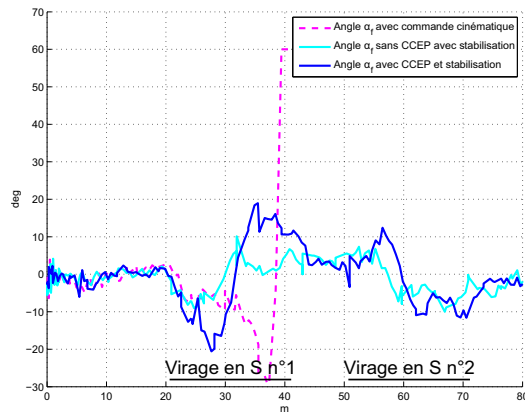


Figure 5.40: Angle de glissement avant (deg)

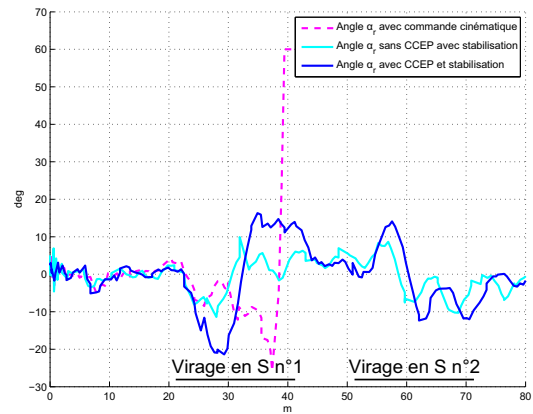


Figure 5.41: Angle de glissement arrière (deg)

L'algorithme de stabilisation permet de bonnes corrections ponctuelles, avec principalement une bonne compensation des glissements visible sur les courbes d'angles de glissement avant et arrière. Dans ce cas d'essais, la combinaison de la CCEP et de l'algorithme de stabilisation, combine leurs avantages avec une qualité de suivi de chemin améliorée grâce à une bonne anticipation des virages et, avec une meilleure compensation des pics d'angles de glissements.

Ci-après sont tracées les courbes des pourcentages de vitesses ajoutés par l'algorithme de stabilisation lors de l'essai avec la CCEP et la stabilisation (courbes précédentes en bleu pleine ligne).

On observe un pic de pourcentage de vitesse ajoutée de -12% sur la roue arrière gauche (courbe jaune en pointillés) pour éviter un sous-virage lors de la prise du premier tournant à gauche, puis ensuite un pic de pourcentage de vitesse sur la roue avant droite (courbe rouge) pour éviter un sur-virage toujours lors de la prise du premier tournant à gauche. Et on observe un pic de pourcentage de vitesse ajoutée sur la roue arrière droite (courbe bleue) pour éviter un sous-virage lors de la prise du second tournant de cette première portion de chemin en S. Le suivi de chemin étant meilleur ensuite, on observe des pics avec moins d'intensité, pour une prise de tournants à droite puis à gauche. Un sous-virage, puis un survirage sont corrigés

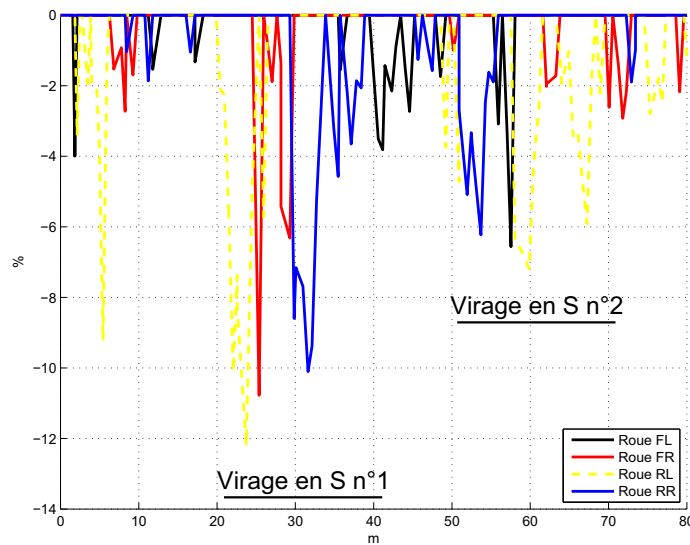


Figure 5.42: Pourcentage des vitesses ajoutées avec stabilisation (%)

lors de la prise du premier tournant à droite, avec une diminution de la vitesse de la roue arrière droite, puis de la roue avant gauche. Et un sous-virage est corrigé dans le second tournant à gauche avec un retrait de vitesse de la roue arrière gauche.

En conséquence, même dans le cas d'une prise de plusieurs virages consécutifs, l'algorithme de stabilisation reste pertinent, car suffisamment réactif.

5.4.5 Conclusions et évolutions envisageables

Les essais en conditions réelles de notre algorithme ont permis d'en valider l'efficacité, tant pour assurer le suivi de chemin lors de la prise de virages que pour la compensation éventuelle de glissements en pente. Afin d'optimiser ces résultats, le gain de l'algorithme de stabilisation, définissant l'intensité de l'incrément de vitesse à appliquer sur une roue, doit être redéfini en fonction de la dynamique du robot. Une telle évolution est proposée dans la section qui suit avec un gain qui s'adapte en continu à la dynamique générale en lacet. Une seconde évolution réside dans l'utilisation des quatre roues du robot simultanément en proposant en entrée des couples positifs ou négatifs, dont l'intensité est déterminée en fonction de la dynamique désirée. Enfin, nous proposons de traiter le cas plus général d'un robot à roues directionnelles également à l'arrière, la direction arrière permettant par ailleurs de compenser les erreurs en cap et la direction avant de compenser les erreurs latérales.

5.5 Augmentation de la commande pour un robot bi-directionnel

Le modèle dynamique non linéaire établi précédemment partie 5.2.1 dans le repère local $[x, y, \theta]^T$ est augmenté afin de considérer la direction arrière. Ce véhicule à quatre roues motrices avec direction de Janteau à l'avant ainsi qu'à l'arrière est étudié ci-après.

On rappellera qu'une absence de coordination précise entre les trains directeurs avant et arrière entraînant a priori une non coïncidence des droites orthogonales aux roues en un point C, dit centre instantané de rotation, aura pour conséquence l'apparition d'angles de glissement α_i au niveau des roues. De façon générale, l'utilisation d'une double direction favorise donc, même involontairement, l'apparition de petits glissements compensatoires lors de la prise de virages. La commande précise de ce type de système a été étudiée par Hermosillo *et al.* [2003]; Hermosillo et Sekhavat [2003] et par Rebai et Azouaoui [2009], des tests ayant notamment été réalisés sur des engins tels que le CyCab ou le RobuCAR. Alors que dans ces articles, l'approche privilégiée est plutôt d'éviter ces phénomènes de glissement, on pourrait inversement imaginer l'utilisation de ce type de système bi-directionnel pour provoquer du glissement à la manière des conducteurs de rallye.

5.5.1 Synthèse de l'algorithme

Tableau 5.3: Tableau de synthèse II

	F_{xfl}	F_{xfr}	F_{xrl}	F_{xrr}	
F_x	+	+	+	+	
F_y	$\delta_{fr} \leq \delta_f \leq \delta_{fl} < 0$	-	-		
	$\delta_f = \delta_{fl} = \delta_{fr} = 0$	=	=		
	$\delta_{fl} \geq \delta_f \geq \delta_{fr} > 0$	+	+		
	$\delta_{rl} \leq \delta_r \leq \delta_{rr} < 0$			-	-
	$\delta_{rl} = \delta_r = \delta_{rr} = 0$			=	=
	$\delta_{rr} \geq \delta_r \geq \delta_{rl} > 0$			+	+
T_z	$\delta_{fr} < \arctan(\frac{-w_r}{l_f})$	-	-		
	$\delta_{fr} = \arctan(\frac{-w_r}{l_f})$	-	=		
	$\arctan(\frac{-w_r}{l_f}) < \delta_f \leq \delta_f \leq \delta_{fl} < \arctan(\frac{w_l}{l_f})$	-	+		
	$\delta_{fl} = \arctan(\frac{w_l}{l_f})$	=	+		
	$\delta_{fl} > \arctan(\frac{w_l}{l_f})$	+	+		
	$\delta_{rl} < \arctan(\frac{-w_l}{l_r})$			+	+
	$\delta_{rl} = \arctan(\frac{-w_l}{l_r})$			=	+
	$\arctan(\frac{-w_l}{l_r}) < \delta_{rl} \leq \delta_r \leq \delta_{rr} < \arctan(\frac{w_r}{l_r})$			-	+
	$\delta_{rr} = \arctan(\frac{w_r}{l_r})$			-	=
	$\delta_{rr} > \arctan(\frac{w_r}{l_r})$			-	-

Le tableau de synthèse précédent est mis à jour à partir de l'influence des forces F_{xfl} , F_{xfr} , F_{xrl} et F_{xrr} sur les forces généralisées du système dans le plan du lacet.

La courbure du chemin suivi étant $1/d$, dans le cas d'un robot bi-directionnel sans glissement, on a la relation :

$$1/d = (\tan \delta_f - \tan \delta_r)/l \quad (5.9)$$

D'après l'équation (5.9), la relation précédente (5.4) de vitesse angulaire de lacet théorique en condition de roulement sans glissement devient :

$$r_t = \frac{V_r}{l} (\tan \delta_f - \tan \delta_r) \quad (5.10)$$

Puis, à partir de cette nouvelle relation (5.10), on peut mesurer les angles de direction avant et arrière δ_f et δ_r et la vitesse linéaire V_r du robot, et en déduire la vitesse angulaire de lacet désirée en temps réel afin de déterminer la nouvelle erreur ε .

5.5.2 Définition du gain

La valeur de la force appliquée dans chaque cas est choisie telle que : $F^s = k_i \varepsilon$. k_i le gain définissant l'intensité de la force à appliquer peut être déterminé à partir de la dynamique du système. Considérant la dynamique en lacet du système, l'influence de chacune des forces motrices sur la vitesse de lacet est quantitativement identifiée. Par exemple :

$$I_z \dot{r} = F_{xfl} (-w_l \cos(\delta_{fl}) + l_f \sin(\delta_{fl})) + \dots$$

D'où, connaissant la valeur de l'erreur à compenser $\varepsilon = r_t - r$ et, considérant cette erreur comme étant une variation de vitesse de lacet à apporter $\varepsilon = \Delta r$, on choisira alors la force F_{xfl}^s telle que : $F_{xfl}^s = I_z \varepsilon / N (-w_l \cos(\delta_{fl}) + l_f \sin(\delta_{fl}))$ avec N un entier positif correspondant au nombre de roues intervenant à l'instant considéré pour la correction de l'erreur ε .

Dans ce cas, le gain k_{fl} vérifiant $F_{xfl}^s = k_{fl} \varepsilon$ a pour expression :

$$\forall \delta_{fl} \neq \arctan\left(\frac{w_l}{l_f}\right); \quad k_{fl} = I_z / N (-w_l \cos(\delta_{fl}) + l_f \sin(\delta_{fl})) \quad (5.11)$$

De même pour les autres roues :

$$\forall \delta_{fr} \neq \arctan\left(\frac{-w_r}{l_f}\right); \quad k_{fr} = I_z / N (w_r \cos(\delta_{fr}) + l_f \sin(\delta_{fr})) \quad (5.12)$$

$$\forall \delta_{rl} \neq \arctan\left(\frac{-w_l}{l_r}\right); \quad k_{rl} = I_z / N (-w_l \cos(\delta_{rl}) - l_r \sin(\delta_{rl})) \quad (5.13)$$

$$\forall \delta_{rr} \neq \arctan\left(\frac{w_r}{l_r}\right); \quad k_{rr} = I_z / N (w_r \cos(\delta_{rr}) - l_r \sin(\delta_{rr})) \quad (5.14)$$

La valeur des angles de direction de chacune des quatre roues est déterminée selon le même principe que l'équation (5.6). Ainsi, la valeur des angle de direction avant et arrière δ_f et δ_r étant mesurées à l'aide de codeurs, les directions des quatre roues suivent les relations :

$$\cotan \delta_{fl} = \cotan \delta_f - \frac{w_l}{l} \quad ; \quad \cotan \delta_{fr} = \cotan \delta_f + \frac{w_r}{l} \quad (5.15)$$

et

$$\cotan \delta_{rl} = \cotan \delta_r + \frac{w_l}{l} \quad ; \quad \cotan \delta_{rr} = \cotan \delta_r - \frac{w_r}{l} \quad (5.16)$$

Finalement, les amplitudes des forces à appliquer ayant été déterminées, le nouvel algorithme résultant se met sous la forme :

Si $\varepsilon < -limit$ ou $\varepsilon > limit$

Force F_{xfl}^s appliquée.

Force F_{xfr}^s appliquée.

Force F_{xrl}^s appliquée.

Force F_{xrr}^s appliquée.

Fin $\varepsilon < -limit$ ou $\varepsilon > limit$

Pour cet algorithme complet qui sera expérimenté prochainement, ce sont donc l'ensemble des quatre roues qui seront désormais toujours sollicitées afin de garantir la stabilité en lacet du robot.

5.6 Conclusions

Ce chapitre est dédié à la mise en œuvre et à l'évaluation en simulation et lors d'essais expérimentaux, d'un algorithme de stabilisation en lacet. Cet algorithme est intégré à une architecture de commande globale pour la commande en suivi de chemin rapide d'un robot mobile à quatre roues directionnelles à l'avant. Testé pour la commande d'une seule roue à la fois, il présente de très bonnes performances, tant du point de vue de la limitation des angles de glissement du robot que du point de vue de l'amélioration de son suivi de chemin. Des essais en pente mettent en évidence une bonne compensation de la dérive du robot vers le bas. Enfin, les performances obtenues lors de la prise de plusieurs virages successifs tendent à valider son utilisation lors d'évitement d'obstacles. L'évolution de cet algorithme pour une commande simultanée des quatre roues du véhicule permettra d'optimiser ces résultats. Cette commande des roues se base alors sur une utilisation du modèle dynamique du robot. Il est également proposé de l'étendre pour une architecture mécanique de robot bi-directionnel. Le cas échéant, il serait aisément généralisable à un robot à N roues.

Chapitre 6

Vers une commande en dérapage

Dans les chapitres précédents, nous nous sommes appliqués à garantir le suivi de chemin d'un robot mobile à roues, et plus particulièrement au chapitre précédent, à en limiter les glissements. Nous nous proposons ici de traiter le problème du parcours optimal d'un couloir du point de vue temporel. Notre système se déplace dans un couloir pouvant être sinueux, notamment lorsqu'il y a nécessité de faire de l'évitement d'obstacles. Notre objectif est donc de faire de la commande dynamique d'un robot mobile à haute vitesse, en reproduisant les techniques de conduite de conducteurs expérimentés évoluant la plupart du temps dans des conditions dangereuses à la limite de la stabilité, voir même en dehors en favorisant l'utilisation volontaire du dérapage. Après une première description des travaux accomplis actuellement dans ce domaine, nous proposons d'étendre cette approche avec une réalisation de glissements en nous affranchissant de l'estimation de la valeur des forces en jeu. Nous présentons alors les résultats des premiers travaux réalisés à ce jour.

6.1 Optimisation temporelle d'un suivi stable de chemin

6.1.1 Étude de la dynamique en suivi de chemin

Cette étude s'inspire de la théorie développée par Velenis et Tsiotras [2005a,b,c,d] de l'institut de technologie de Géorgie. Elle a pour objectif d'établir les consignes de commande optimales à appliquer à notre système lors de son évolution, ces consignes pouvant par la suite être modulées en fonction de critères de stabilité.

Considérons un robot mobile à direction avant suivant un chemin pré-défini, dont on connaît les limites d'accélération et les conditions aux limites, c'est-à-dire les positions et vitesses initiales et finales. Nous allons alors déterminer le comportement à adopter le long du chemin afin d'aboutir au suivi de celui-ci en un minimum de temps.

Le chemin est défini en chaque point par son abscisse curviligne s et son rayon de courbure $R(s)$ ou de façon équivalente par sa courbure $k(s)$. Utilisant ces notations, les équations du mouvement sont usuellement définies par :

$$M \frac{d^2 s}{dt^2} = F_t \quad ; \quad \frac{M \left(\frac{ds}{dt} \right)^2}{R(s)} = F_n \quad (6.1)$$

avec M la masse du robot, F_t la force tangente au chemin et F_n la force normale au chemin. L'entrée de commande étant F_t et, faisant l'hypothèse que le chemin est suivi exactement par le robot, la valeur de la force F_n est déterminée par l'équation (6.1).

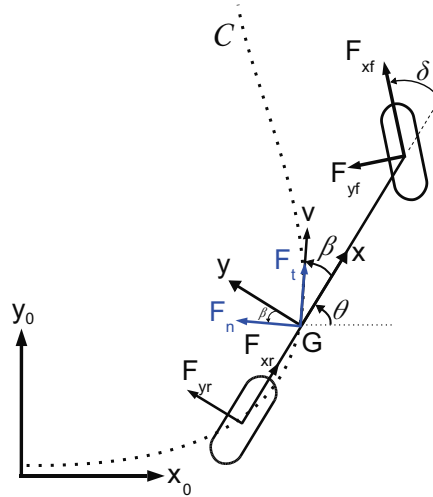


Figure 6.1: Modèle bicyclette du véhicule évoluant le long d'un chemin \mathcal{C}

L'utilisation du modèle bicyclette du schéma 6.1, qui représente le robot le long d'un chemin, permet d'établir un lien entre les forces tangente et normale et les forces au niveau des roues.

$$\begin{cases} F_t = F_{XR} \cos \beta + F_{XF} \cos (\delta - \beta) + F_{YR} \sin \beta - F_{YF} \sin (\delta - \beta) \\ F_n = -F_{XR} \sin \beta + F_{XF} \sin (\delta - \beta) + F_{YR} \cos \beta + F_{YF} \cos (\delta - \beta) \end{cases} \quad (6.2)$$

Considérant les limites d'accélération données et à partir des équations de la dynamique du véhicule, on calcule la force tangente maximale F_t^{max} et la force normale maximale F_n^{max} , et on impose la contrainte de commande :

$$\left(\frac{F_t}{F_t^{max}} \right)^2 + \left(\frac{F_n}{F_n^{max}} \right)^2 \leq 1 \quad (6.3)$$

C'est-à-dire que tous les couples de forces tangentes et normales admissibles sont contenus dans l'ellipse de demi-grand axe et de demi-petit axe de longueurs F_t^{max} et F_n^{max} .

Isolons F_t de l'équation (6.3) :

$$F_t^2 + \left(\frac{F_t^{max}}{F_n^{max}} \right)^2 F_n^2 \leq (F_t^{max})^2$$

$$|F_t| \leq \sqrt{(F_t^{max})^2 - \left(\frac{F_t^{max}}{F_n^{max}} \right)^2 F_n^2}$$

Soit, d'après l'équation (6.1) :

$$|F_t| \leq \sqrt{(F_t^{\max})^2 - \left(\frac{F_t^{\max}}{F_n^{\max}}\right)^2 \frac{M^2}{R^2(s)} \left(\frac{ds}{dt}\right)^4}$$

Introduisant une nouvelle variable de commande u définie telle que $u \in [-1; +1]$, la contrainte de commande (6.3) peut se réécrire :

$$F_t = u \sqrt{(F_t^{\max})^2 - \left(\frac{F_t^{\max}}{F_n^{\max}}\right)^2 \frac{M^2}{R^2(s)} \left(\frac{ds}{dt}\right)^4} \quad (6.4)$$

Si l'on suppose la dynamique du robot correctement définie et sa contrôlabilité maintenue, il a été prouvé par Velenis et Tsiotras [2005d] d'après le principe de maximum de Pontryagin, que pour un temps de trajet minimum la force maximale disponible est toujours nécessaire. C'est-à-dire que la commande optimale consiste en une succession d'accélération maximales ($u = +1$) et décélérations maximales ($u = -1$). Il existe une vitesse critique

$$\left. \frac{ds}{dt} \right|_{critique} = V_{critique} = \sqrt{\frac{R(s)}{M} F_n^{\max}} \quad (6.5)$$

pour $F_n = F_n^{\max}$ et $F_t = 0$. La capacité d'accélération totale du véhicule est utilisée pour produire la force centripète nécessaire, et par conséquent, il n'y a plus de force tangente disponible. $V = V_{critique}$ correspond à la limite de contrôlabilité, c'est la vitesse maximale atteignable en tout point du chemin.

6.1.2 Génération de mouvements

D'après la section précédente, le suivi optimal d'un chemin du point de vue temporel doit se faire en se ramenant le plus proche possible d'une vitesse $V = V_{critique}$, tout en utilisant l'entrée de commande F_t définie par l'équation (6.4) avec $u = +1$ ou $u = -1$. $V_{critique}$ étant directement proportionnelle au rayon $R(s)$ en chaque point du chemin. Ce sont les fluctuations de ce rayon qui vont permettre d'établir le profil de vitesse. Par conséquent, soit \mathcal{C} un chemin quelconque et \mathcal{R} la courbe de la fonction $R(s)$ correspondante, considérons les minima locaux de \mathcal{R} . Autour de ces points, le profil consiste en une pleine décélération ($u = -1$) avant, et une pleine accélération ($u = +1$) après. La vitesse en chacun de ces minima locaux est égale à $V_{critique}$ pour le rayon minimal donné. Si le long du chemin \mathcal{C} , il y a des intervalles de rayon constant, le profil de vitesse est constant avec une vitesse la plus proche possible de $V_{critique}$. Les conditions aux limites permettent de venir compléter la caractéristique de vitesse avec pleine accélération ($u = +1$) à partir du point initial et une pleine décélération ($u = -1$) avant le point final. Tous ces profils étant établis, la vitesse optimale en chaque point du chemin est le minimum de toutes ces caractéristiques, seul profil général envisageable au regard des limites d'accélération du véhicule.

Connaissant les conditions d'évolution du véhicule (les composantes de la vitesse \dot{x} et \dot{y} , l'orientation δ , la vitesse de lacet $\dot{\theta}$) et la géométrie du chemin, on peut

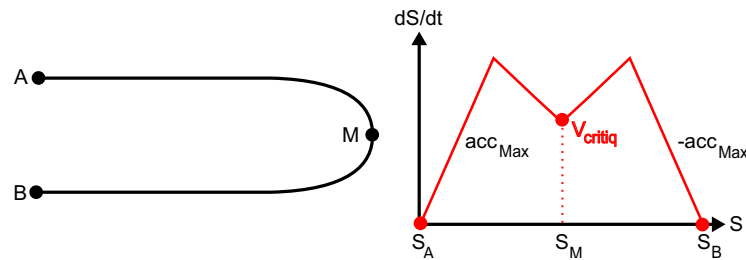


Figure 6.2: Exemple de vitesse optimale pour le suivi d'un chemin en U

calculer la force centripète F_n nécessaire à partir de l'équation (6.1) en considérant $ds/dt = V = \sqrt{\dot{x}^2 + \dot{y}^2}$. Puis, on calcule la force tangente au chemin F_t à partir de l'équation (6.4).

Cette théorie est comparable à la dynamique d'une voiture de formule 1, système dont l'objectif est d'aller le plus vite possible dans les limites d'un couloir défini par le circuit, sans jamais perdre l'adhérence des roues au sol. Alors qu'un non respect de la limite de vitesse $V = V_{critique}$ peut donner lieu à des dérapages latéraux du robot, phénomènes usuels dans des disciplines telles que le rallye. Mais dans ce cas $V > V_{critique}$, le système devient non contrôlable et la théorie précédente n'est plus vérifiable.

Reprenons l'exemple de la figure 6.2. Si nous parvenons à créer et à contrôler une phase de perte d'adhérence pendant toute la durée de la prise de virage autour du point M sans modifier le comportement du véhicule sur le reste du parcours, nous pouvons alors espérer atteindre une vitesse supérieure à $V_{critique}$ pendant cette phase et ainsi améliorer encore le temps de parcours du chemin. C'est ce type de manœuvre, encore appelée *drift*, couramment utilisée par les conducteurs de rallye, que nous allons investiguer.

6.2 Introduction de glissements pour le suivi de chemin

Si le *drift* est utilisé depuis longtemps dans les courses de rallye par des professionnels en général assistés d'un copilote, outre pour son aspect esthétique, c'est bien qu'une perte provisoire d'adhérence permet de conserver une vitesse importante lors de passages de chemin à forte courbure, et donc de gagner du temps. Cependant, un robot dont les roues glissent est non commandable. Tout l'enjeu est alors d'osciller de part et d'autre d'une fine limite, entre adhérence et perte d'adhérence, afin d'utiliser l'inertie du robot pour un déplacement dans la direction souhaitée. Pour le moment, le *drift* n'a pas encore été introduit en conditions réelles en robotique. Ce type de dynamique est essentiellement étudié dans des ouvrages dédiés à l'automobile [Blundell et Harty, 2004]. Mais l'idée commence à se développer. Depuis le 24 octobre 2009, le centre de recherche automobile de l'université de Stanford et la société Volkswagen se sont associés dans l'objectif de rendre autonome une

voiture Audi TTS 2010 pour de la conduite de rallye¹. Ils ont ainsi instrumenté le véhicule *Shelley* dans l'espoir de parcourir le même circuit que les concurrents de la prochaine course en montagne *Pikes Peak Hill Climb* de juin 2010, dans le Colorado aux États-Unis, en atteignant une vitesse impressionnante d'environ 210 km/h (58 m/s).

6.2.1 Étude qualitative

L'équation (5.4) définit la valeur de la vitesse de lacet théorique du robot sans glissement en tenant compte de sa géométrie. Les conditions d'adhérence réelles, qui dépendent de la masse du robot ainsi que des propriétés physiques des corps en présence, annulent la validité de cette équation. La succession rapide d'un braquage puis d'un contre-braquage des roues avant du véhicule, accompagnée d'un freinage intense, amorce un mouvement en dérapage. Le *drift* peut se définir comme étant une perte d'adhérence provisoire, désirée par exemple pour effectuer des mouvements dits non cinématiquement admissibles. Si nous reprenons le schéma général 2.7 de paramétrage des mouvements d'un robot mobile dans le plan du lacet, cette définition équivaut à modéliser la phase de *drift* comme étant la génération d'un angle de glissement β , suivie de la compensation de celui-ci. C'est donc par la variable $\dot{\beta}$ qu'on le représentera. La figure 6.3, tirée d'un ouvrage de Blundell et Harty [2004], affiche deux courbes d'estimation de spectre obtenues à partir d'enregistrements de l'angle de direction d'une voiture au cours du temps. Dans le cas d'une conduite normale sur route, le spectre d'amplitude des angles de direction diminue pour une plus grande fréquence de mouvements de changement de direction. Alors qu'un conducteur de rallye conserve toujours à peu près la même amplitude de l'angle de direction, inférieure de l'ordre de $0,1^0$, jouant plutôt sur la fréquence d'alternance de son angle de direction.

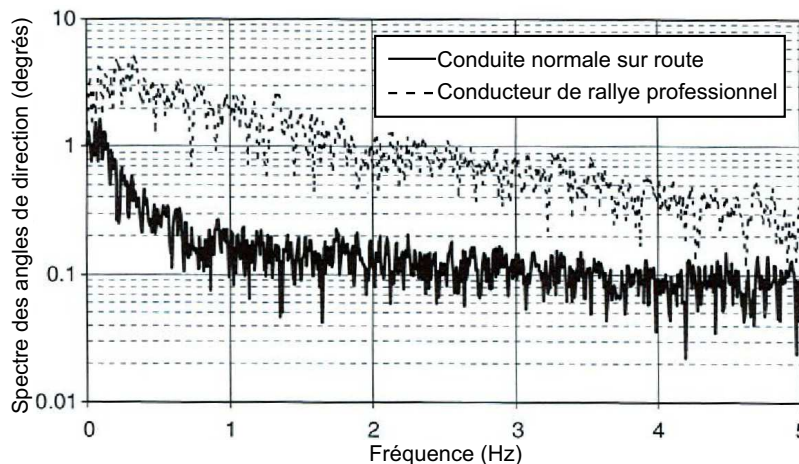


Figure 6.3: Comparaison des domaines de fréquences entre conduite sur route et en rallye [Blundell et Harty, 2004]

Le conducteur de rallye utilise entre 3 et 9 fois plus sa direction que le conducteur

¹<http://automotive.stanford.edu>

classique au cours du temps. À haute fréquence de braquage puis contre-braquage des roues, la réponse du véhicule n'est plus contrôlable en utilisant les équations classiques de la dynamique, mais elle peut être amplifiée ou au contraire présenter du déphasage. Une commande de *drift* consiste donc en une succession de changements de direction de faible amplitude mais à très haute fréquence. La mise en place d'un tel type de loi de commande très réactive, s'adaptant en permanence, concorde avec l'hypothèse d'oscillations autour d'une limite d'adhérence.

6.2.2 Premiers tests en mode télécommandé

Afin d'observer et de mieux appréhender la phase de *drift*, nous avons instrumenté le FastBot, présenté à la section 2.4.2.3, un petit véhicule à l'échelle 1/8 qui va nous permettre de réaliser des manœuvres dangereuses à haute vitesse.

6.2.2.1 Protocole expérimental

La plate-forme est équipée d'une centrale inertielle qui va nous fournir les accélérations, les vitesses angulaires et les positions filtrées en trois dimensions dans le repère local.

Lors des premiers essais, nous disposons d'un dispositif très efficace de capture du mouvement, utilisé en général pour la capture de mouvements du corps humain : le Codamotion². Composé de trois trépieds, avec chacun trois caméras infrarouges reliées à un ordinateur de centralisation des données, ce dispositif permet de mesurer très précisément la position absolue du robot avec une précision de l'ordre du centimètre à une fréquence de 400 Hertz. Bien plus précis qu'un GPS, et fournissant des mesures beaucoup plus fréquemment, bien que non disponible ensuite pour la commande, ce dispositif va nous permettre d'évaluer les paramètres d'état du robot.

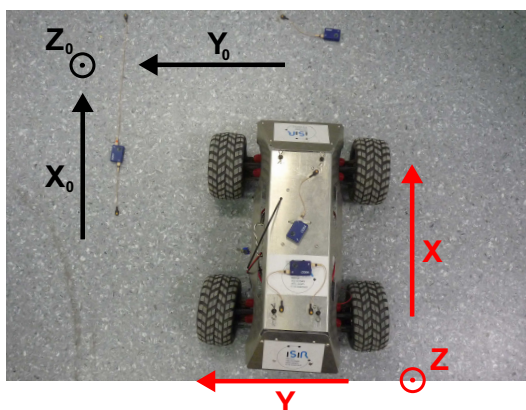


Figure 6.4: Marqueurs actifs infrarouges de repérage sur le robot et le sol



Figure 6.5: Trépied Codamotion

Des marqueurs infrarouges actifs sont placés sur le robot, ainsi que sur le sol. Ils renvoient leur position aux caméras afin que la position des deux repères l'un par rapport à l'autre, soient récupérées. Les trois trépieds sont espacés au maximum les uns

²www.codamotion.com

des autres aux limites d'une salle dans laquelle se déroulent les essais. Les données récupérées sont les consignes de vitesse et angle de braquage envoyés sous forme de MLI (Modulation de Largeur d'Impulsion), les données de la centrale inertielle et les données de position dans l'espace du Codamotion.

6.2.2.2 Présentation des résultats en boucle ouverte

Des consignes en vitesse et en direction sont successivement envoyées au système. Après une forte accélération en ligne droite et un léger braquage vers la gauche, le véhicule commence sa phase de drift après un rapide braquage vers la droite. Sur la figure 6.6 nous observons la succession des déplacements du véhicule enregistrés par le Codamotion lors d'un essai type avec une phase de perte d'adhérence. Si le rectangle représentant le véhicule, obtenu en reliant les positions enregistrées de quatre capteurs infra-rouges, n'est pas toujours parfaitement formé, c'est pour deux raisons. Tout d'abord, il y a les erreurs de mesure du système codamotion qui peuvent atteindre 2 ou 3 cm. Mais aussi, nous observons les mouvements du robot dans le plan du lacet. Or ces suspensions favorisent des mouvements en tangage (essentiellement au démarrage à cause d'une forte accélération) ainsi qu'en roulis (essentiellement lors de la prise de virage, ici pendant la phase de *drift*), ce qui explique la réduction, toutefois minime, de la surface du rectangle observé.

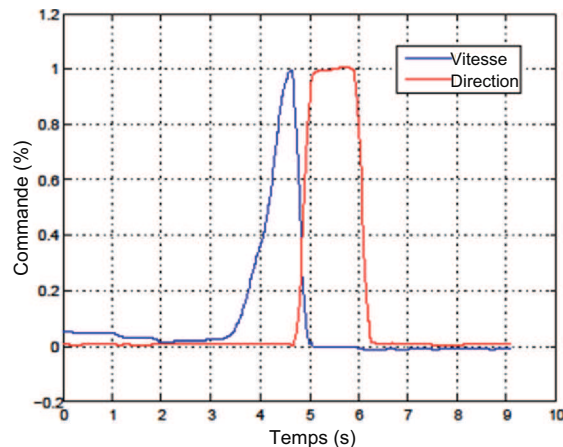
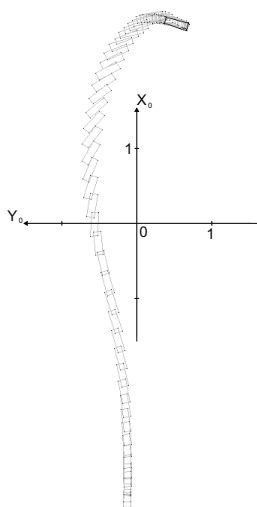


Figure 6.6: Positions successives du robot au cours de ses déplacements (m)

Figure 6.7: Pourcentage des commandes en vitesse et angle de braquage

Ce n'est pas tant l'amplitude mais la vitesse de braquage qui a essentiellement de l'influence sur l'allure des déplacements du système durant la perte d'adhérence. Ainsi, ces essais ont mis en évidence deux phénomènes. Tout d'abord, nous pouvons évidemment rappeler qu'une perte d'adhérence n'est possible qu'à partir d'une vitesse seuil et qu'elle sera favorisée sur un sol glissant. Ensuite, nous observons que l'intensité de la vitesse de braquage permet un angle de glissement plus important. Les premiers tests effectués, pour lesquels la vitesse de braquage n'était pas suffisamment importante, malgré une haute vitesse, n'ont pas permis d'obtenir de dérapages, d'où un sous-virage dangereux. Enfin, un mouvement de braquage puis

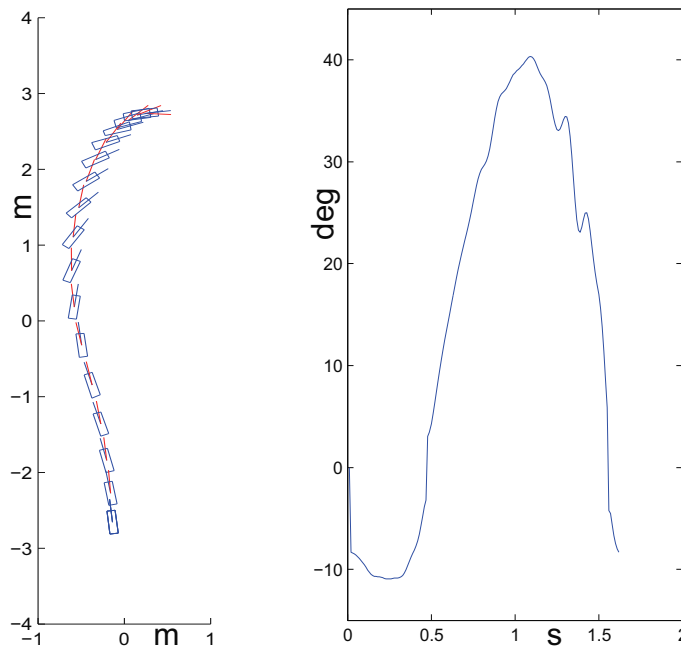


Figure 6.8: Affichage de la position du véhicule en dérapage (à gauche) avec visualisation de la courbe de l'angle de glissement (à droite)

contre-braquage, permet de prendre de l'élan pour faire passer l'arrière du véhicule à l'avant. Le comportement exact du robot dépendant de nombreux paramètres tels que sa masse, le type et la géométrie du sol, l'état de ses pneus, sa vitesse et sa vitesse de braquage, il est difficilement prévisible. Cependant, si une phase de *drift* est bien amorcée avec la création d'une forte dynamique en perte d'adhérence, nous pourrons ensuite jouer sur la direction pour donner des à coups afin de venir modifier l'angle de lacet qui sera prêt à repartir dans la bonne direction dès la phase de *drift* terminée. Après ces premières observations, nous sommes passés aux premiers tests en mode autonome.

6.2.3 Tests en mode autonome

Les essais ont lieu sur un sol dur glissant.



Figure 6.9: Lieu des premiers essais en mode autonome

Les premiers essais consistent à envoyer des consignes successives de vitesse longi-

tudinale et d'angle de braquage en boucle ouverte. Une consigne de vitesse maximale est envoyée au robot avec un angle de braquage nul pour aller en ligne droite, puis une consigne de braquage, contre-braquage de la direction permet une manœuvre en perte d'adhérence pour la prise d'un virage à gauche. Ces premiers essais mettent en évidence de façon évidente l'influence de la vitesse d'exécution des rotations de l'axe directionnel des roues sur l'allure de la phase de *drift*.

6.2.4 Travaux en cours

Diverses stratégies de commande sont en cours d'étude. Nous prévoyons l'utilisation de l'algorithme de stabilisation précédemment mis en place au chapitre 5, modifié pour répondre à ces nouvelles exigences. Une décélération distribuée aux roues devra permettre, lors d'une phase de dérapages, de faire décrire au système la trajectoire désirée. Dans une même optique, une commande par modes glissants est en cours d'implémentation pour la commande de l'angle de braquage des roues avant.

Une nouvelle version du robot FastBot est actuellement en cours de préparation. Commandée avec un vrai ordinateur embarqué, elle permettra des manœuvres plus réactives avec un meilleur enregistrement des mesures de variables d'entrées et de données de la centrale inertielle. Également, l'ajout de freins rendra possible l'implémentation d'algorithmes de commande agissant indépendamment sur chacune des roues. Une fois les nouveaux algorithmes validés sur cette plate-forme, ils pourront finalement être implémentés sur le robot robuFAST B, évoqué à la section 2.1.1, dont le concept original, permet d'envisager d'atteindre des vitesses d'au-moins une dizaine de mètres par seconde.

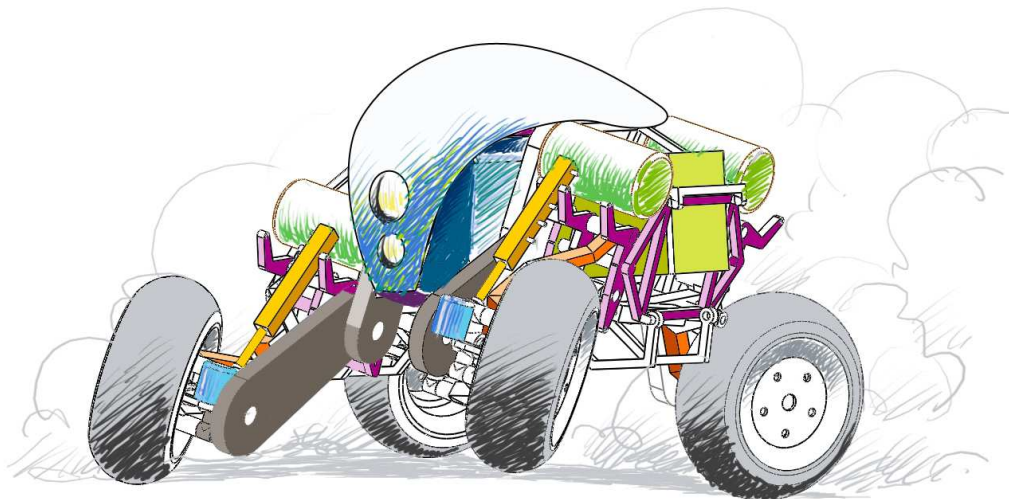


Figure 6.10: Vue d'artiste du robot robuFAST B [Cau, 2009]

Chapitre 7

Conclusions

Dans ce mémoire, nous avons apporté plusieurs contributions aux problématiques liées au suivi de chemin stable de vecteurs terrestres autonomes, lors de leur locomotion à haute vitesse dans un environnement ouvert sur des sols glissants. Nous nous sommes ainsi concentrés sur la synthèse et l'évaluation d'algorithmes de contrôle originaux, pour la commande des déplacements sur des sols naturels, qui entraînent de fortes sollicitations dynamiques du véhicule couplées à des conditions d'adhérences difficiles (glissement latéral important et glissements longitudinaux) qui remettent en cause les hypothèses de non holonomie. Une modélisation de la dynamique d'un robot mobile générique en deux dimensions avec prise en compte des glissements a été réalisée dans le plan du lacet. Le cas échéant, elle pourrait éventuellement être complétée par un modèle en roulis.

7.1 Bilan

Nous avons tout d'abord mis en place un estimateur de la position du robot adapté au temps réel. À partir de l'odométrie des roues, d'un gyromètre vertical et d'un GPS, nous obtenons une orientation et une position précises dans le plan. Cet estimateur a été validé expérimentalement, il est maintenant couramment utilisé. Puis nous avons présenté deux algorithmes de commande, dédiés à deux types d'architectures distinctes, pour une commande globale d'un robot à roues non directionnelles, puis pour une stabilisation en lacet d'un véhicule à quatre roues directionnelles seulement à l'avant, puis également à l'arrière. Des hypothèses d'utilisation avec un minimum de mesures, à haute vitesse et en présence de glissements, nous ont amenés à opter pour des lois de commande non basées modèles. Le premier algorithme de commande par modes glissants asservit un robot en vitesse et en lacet en corrigeant l'erreur latérale. Des essais de validation ont par ailleurs mis en évidence les phénomènes de broutement à filtrer, car ils augmentent la consommation en énergie. Une solution est proposée à travers une variation des coefficients. Notre second algorithme de stabilisation en lacet d'un véhicule a été intégré à une architecture de commande globale. Il s'implémente aisément sur tout type de plate-forme mobile et il n'utilise qu'un GPS et un gyromètre vertical. Très pratique, il est utilisable dans toute condition de glissement et ne nécessite aucune connaissance sur les conditions d'interaction roue-sol. Son évaluation, dans le contexte de terrain glissant que nous

avons défini, met clairement en évidence ses apports avec une meilleure tenue de route lors de la prise rapide de virages. Enfin, les travaux en cours de développement sur la commande du robot en dérapage pour un suivi de chemin optimal du point de vue temporel ont été présentés.

7.2 Perspectives

À ce jour, les travaux réalisés ont été validés en simulation, sur sol glissant avec éventuellement des variations d'altitude. Des essais expérimentaux avec le robot robuFAST A dans les mêmes conditions ont permis de valider les deux lois de commande proposées. Finalement, de nouveaux essais devront venir confirmer les performances de l'algorithme de stabilisation, complété avec une intégration explicite du modèle dynamique du robot dans la définition de ses gains, pour une commande simultanée des quatre roues.

En parallèle, d'autres perspectives se dégagent naturellement en complément de ces algorithmes. Des commandes des mouvements en tangage et en roulis sont envisagées. Un nouveau projet de thèse vient ainsi d'être lancé. Il vise à définir une loi de commande d'un système de suspension active, dédiée à la stabilisation en roulis d'un robot mobile à roues.

Enfin, l'objectif des recherches futures est d'étendre ces travaux en proposant des phases de perte d'adhérence volontaire des roues. Pour ce faire, un nouveau véhicule de modélisme (véhicule FastBot) a été instrumenté. Des tests préliminaires ont été entrepris afin d'étudier le comportement du système et d'estimer la qualité des mesures obtenues à haute vitesse, à partir d'une centrale inertielle. Les travaux à venir visent à implémenter une loi de commande afin de faire se déplacer le véhicule de façon totalement autonome lors de manœuvres dangereuses pour la prise de virages à forte courbure non cinématiquement admissibles, à haute vitesse, entraînant des phases de perte d'adhérence. Il est à présager qu'un asservissement précis du glissement global du robot imposera le développement de nouveaux observateurs d'état, ainsi que l'intégration d'un modèle plus ou moins complexe de sa dynamique à l'interaction roue-sol dans les lois de commande à venir, de nouvelles voies à explorer.

Publications

- [P1] E. Lucet, Ch. Grand, D. Sallé, and Ph. Bidaud. Stabilization Algorithm for a High Speed Car-Like Robot Achieving Steering Manoeuvre. In Proceedings of ICRA'08 : the IEEE International Conference on Robotics and Automation, 2008, pp. 2540-2545.
- [P2] E. Lucet, Ch. Grand, D. Sallé, and Ph. Bidaud. Dynamic sliding mode control of a four-wheel skid-steering vehicle in presence of sliding. In Proceedings of RoManSy'08 : the 17th CISM-IFTOMM Symposium on Robot Design, Dynamics, and Control, Tokyo, Japan, July 2008.
- [P3] D. Sallé, E. Lucet, M. Traonmilin, J. Canou, V. Dupourqué. When space technologies enable services for the Autonomous and driverless Transportation of persons. Toulouse space apply'08 : Second International Space Applications Symposium, Toulouse, France, 2008.
- [P4] P. Bidaud, S. Barthelemy, P. Jarrault, D. Salle, E. Lucet. Robudog's Design, Modeling and Control. Clawar'2008 : International Conference on Climbing and Walking Robots, Coimbra, Portugal, 2008.
- [P5] F. Ben Amar, Ch. Grand, G. Besseron, D. Lhomme-Desages, E. Lucet, Ph. Bidaud. Mobility and stability of robots on rough terrain : modeling and control. Workshop IEEE/IROS'08 : International Conference on Intelligent Robots and Systems, Nice, France, 2008.
- [P6] E. Lucet, D. Bétaille, D. Fleury Nahimana, M. Ortiz, D. Sallé, J. Canou. Real-time 2D localization of a car-like mobile robot using dead reckoning and GPS, with satellite masking prediction. Workshop LCPC : "Localisation Précise pour les Transports Terrestres", Paris, France, 2008.
- [P7] E. Lucet, Ch. Grand, D. Sallé, and Ph. Bidaud. Dynamic velocity and yaw-rate control of the 6wd skid-steering mobile robot roburoc6 using sliding mode technique. In Proceedings of IROS'09 : the IEEE/RSJ International conference on Intelligent Robots and Systems, St. Louis, MO, USA, October 2009.
- [P8] E. Lucet, Ch. Grand, A. V. Terekhov, and P. Bidaud. Experimental study of a fast mobile robot performing a drift maneuver. Clawar'2010 : International Conference on Climbing and Walking Robots, Nagoya, Japan, 2010.
- [P9] R. Lenain, E. Lucet, Ch. Grand, B. Thuilot, F. Ben Amar. Accurate and stable mobile robot path tracking algorithm : An integrated solution for off-road and high speed context. In Proceedings of IROS'10 : the IEEE/RSJ International conference on Intelligent Robots and Systems, Taipei, Taiwan, October 2010.

Table des figures

2.1	Crusher	7
2.2	Boss	7
2.3	ARTEmiS	7
2.4	robuFAST B	7
2.5	Géométrie du couloir	9
2.6	Approche générale	13
2.7	Paramétrage	15
2.8	Vitesse du centre de la roue par rapport au sol	15
2.9	Effort de contact entre la roue et le sol	15
2.10	Modèle empirique de la force latérale vs angle de glissement (adapté de [Pacejka, 2002])	17
2.11	Architecture des services	21
2.12	Modèle graphique du RobuROC6	21
2.13	Modèle physique du RobuROC6	21
2.14	Modèle des frottements	22
2.15	RobuFAST A sur site avec sa base DGPS fixe (en haut à gauche)	23
2.16	Architecture mécatronique du robuFAST A	24
2.17	RobuROC 6	25
2.18	Le FastBot	26
2.19	Architecture électronique de contrôle-commande embarquée	26
3.1	Robot robuFAST A guidé par satellite	30
3.2	Schéma du robot à localiser	35
3.3	Densité de probabilité de l'erreur odométrique	37
3.4	Chronogramme des étapes de prédiction et estimation en temps réel	39
3.5	RobuCAB lors des essais à la cité de l'Espace de Toulouse	40
3.6	Environnement de simulation du robuCAB	40
3.7	Localisation temps réel avec filtre de Kalman étendu	42
3.8	Irrégularités de localisation en sortie du filtre	43
3.9	Conséquences sur l'initialisation de l'angle de lacet	44
3.10	Position filtrée du robuCAB	45
3.11	Erreur estimée par le filtre	46
3.12	Filtre cadencé sur le gyromètre	46
3.13	Filtre cadencé sur l'odomètre	46
3.14	Position filtrée du robuCAB	48
3.15	Erreur estimée par le filtre	49

3.16	Zoom en fin du masque de 20 secondes	49
3.17	Zoom en fin du masque de 10 secondes	49
4.1	Convergence du système glissant	53
4.2	Phénomène de réticence	54
4.3	Fonction $\frac{s}{\ s\ +\nu}$	54
4.4	Fonction $\arctan(\nu s)/0, 5\pi$	54
4.5	Distribution des couples	55
4.6	Paramètres du suivi de chemin	56
4.7	Variations de la pente de la droite de glissement	60
4.8	Position (m)	62
4.9	Photo du robot simulé	62
4.10	Erreur en lacet et en vitesse longitudinale	63
4.11	Transmission du moteur à la roue	63
4.12	Position (m)	64
4.13	Courbure du chemin de consigne au cours du temps (m^{-1})	65
4.14	Erreur latérale par rapport au chemin (m)	65
4.15	Erreur en angle de lacet (deg)	65
4.16	Erreur de vitesse longitudinale (m/s)	65
4.17	Couples sans la commande par modes glissants (Nm)	66
4.18	Couples avec la commande par modes glissants (Nm)	66
4.19	Position du robot	67
4.20	Erreur en lacet	68
4.21	Erreur en vitesse linéaire	68
4.22	Roburoc 6 sur sol sinusoïdal	69
4.23	Différence entre les erreurs en position (m)	69
4.24	Message d'avertissement d'un véhicule 4x4 Mercury Mariner	70
4.25	Amortisseur	70
5.1	Système asservi avec la commande cinématique	75
5.2	Cinématique du système bicyclette	76
5.3	Sous-virage	77
5.4	Sur-virage	77
5.5	Position (m)	78
5.6	Angle de glissement avant (deg)	78
5.7	Angle de glissement arrière (deg)	78
5.8	Paramétrage du système	81
5.9	Schéma bloc du système en boucle fermée	85
5.10	Position du robot (m)	86
5.11	Erreur en vitesse de lacet	87
5.12	Forces appliquées avec stabilisation	87
5.13	Chemin en U	88
5.14	Position (m)	89
5.15	Erreur en cap (deg)	89
5.16	Erreur latérale (m)	89
5.17	Angle de glissement avant (deg)	90
5.18	Pourcentage des vitesses ajoutées avec stabilisation (%)	90

5.19	Angle de glissement arrière (deg)	90
5.20	Erreur en vitesse de lacet (deg/s)	90
5.21	Temps de réponse de la direction (s)	91
5.22	Position (m)	91
5.23	Erreur latérale (m)	91
5.24	Angle de glissement avant (deg)	92
5.25	Position (m)	93
5.26	Pourcentage des vitesses ajoutées avec stabilisation (%)	93
5.27	Erreur en vitesse de lacet (deg/s)	93
5.28	Angle de glissement avant (deg)	93
5.29	Chemin ligne droite en pente	94
5.30	Photo de la pente	94
5.31	Position (m)	95
5.32	Erreur en vitesse de lacet (deg/s)	95
5.33	Angle de glissement avant (deg)	95
5.34	Angle de glissement arrière (deg)	95
5.35	Chemin double sigmoïde	96
5.36	Position (m)	96
5.37	Erreur en vitesse de lacet (deg/s)	96
5.38	Erreur latérale (m)	97
5.39	Erreur en cap (deg)	97
5.40	Angle de glissement avant (deg)	97
5.41	Angle de glissement arrière (deg)	97
5.42	Pourcentage des vitesses ajoutées avec stabilisation (%)	98
6.1	Modèle bicyclette du véhicule évoluant le long d'un chemin \mathcal{C}	104
6.2	Exemple de vitesse optimale pour le suivi d'un chemin en U	106
6.3	Comparaison des domaines de fréquences entre conduite sur route et en rallye [Blundell et Harty, 2004]	107
6.4	Marqueurs actifs infrarouges de repérage sur le robot et le sol	108
6.5	Trépied Codamotion	108
6.6	Positions successives du robot au cours de ses déplacements (m)	109
6.7	Pourcentage des commandes en vitesse et angle de braquage	109
6.8	Affichage de la position du véhicule en dérapage (à gauche) avec visualisation de la courbe de l'angle de glissement (à droite)	110
6.9	Lieu des premiers essais en mode autonome	110
6.10	Vue d'artiste du robot robuFAST B [Cau, 2009]	111

Liste des tableaux

2.1	Exemples de systèmes mobiles à roues rapides	7
2.2	Paramètres du RobuFAST A	24
2.3	Paramètres du RobuROC 6	25
2.4	Paramètres du FastBoT	26
3.1	Tableau des données	41
3.2	Tableau des données	47
4.1	Paramètres du robot simulé	62
4.2	Paramètres du RobuROC 6 simulé	67
5.1	Tableau de synthèse	81
5.2	Propriétés du RobuCAB	86
5.3	Tableau de synthèse II	99

Bibliographie

- Luis E. AGUILAR, Tarek HAMEL et Philippe SOUÈRES : Robust path following control for wheeled robots via sliding mode techniques. *In IROS*, 1997.
- E. BAKKER, L. NYBORG et H.B. PACEJKA : Tyre modelling for use in vehicle dynamic studies. *International congress of Society of Automotive Engineers, Warrendale, Pensylvania, USA*, (paper 870421):2190–2204, 1987.
- M. G. BEKKER : *Introduction to terrain-vehicle systems*. University of Michigan Press, (Ann Arbor), 1969.
- F. BEN-AMAR : *Modèles de comportement des véhicules tout-terrain pour la planification physico-géométrique de trajectoires*. Thèse de doctorat, Université Pierre et Marie Curie, Paris, Juillet 1994.
- F. BEN AMAR et Ph. BIDAUD : Dynamic analysis of off-road vehicles. *In International Symposium on experimental robotics*, Stanford, U.S.A, 1995.
- G. BESSERON : *Contrôle de la stabilité des systèmes locomoteurs à haute mobilité évoluant sur des terrains accidentés*. Thèse de doctorat, Université Pierre et Marie Curie, Paris 6, Septembre 2008.
- Craig H. BISHOP, Brian J. ETHERTON et Sharanya J. MAJUMDAR : Adaptive sampling with the ensemble transform kalman filter. part i : Theoretical aspects. *Monthly Weather Review*, 129(3):420–436, mars 2001.
- Mike BLUNDELL et Damian HARTY : *The Multibody Systems Approach to Vehicle Dynamics*. Elsevier, 2004.
- Michael W. BODE : Learning the forward predictive model for an off-road skid-steer vehicle. Rapport technique CMU-RI-TR-07-32, Robotics Institute, Pittsburgh, PA, September 2007.
- Nicolas BOUTON : *Stabilité dynamique des véhicules légers tout-terrain. Nouvelles solutions Application aux véhicules légers de type quad*. Thèse de doctorat, Université Blaise Pascal - Clermont II, novembre 2009.
- D. BOUVET et G. GARCIA : Improving the accuracy of dynamic localization systems using RTK GPS by identifying the GPS latency. *In Robotics and Automation. Proceedings. ICRA '00. IEEE International Conference on*, volume 3, pages 2525–2530 vol.3, 2000.

- D. BÉTAILLE : Gyrolis : logiciel de localisation de véhicule en posttraitement par couplage gps - gyromètre - odomètre. *Bulletin Spécial Instrumentation des Laboratoires de Ponts et Chaussées*, No. 275, 2008.
- G. CAMPION, G. BASTIN et B. d'Andréa NOVEL : Structural properties and classification of kinematic and dynamic models of wheeled mobile robots. *IEEE transactions on robotics and automation*, 12(1):47–62, 1996.
- C. Canudas de WIT, H. OLSSON, K.J. ASTROM et P. LISCHINSKY : A new model for control of systems with friction. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 40(3):419–425, 1995.
- C. Canudas de WIT et P. TSIOTRAS : Dynamic tire friction models for vehicle traction control. *In Decision and Control, 1999. Proceedings of the 38th IEEE Conference on*, volume 4, pages 3746–3751 vol.4, 1999.
- Luca CARACCIOLO, Alessandro De LUCA et Stephano IANNITTI : Trajectory tracking control of a four-wheel differentially driven mobile robot. *In Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics & Automation*, pages 2632–2638, Detroit, Michigan, May 1999.
- Christophe CARIOU, Roland LENAIN, Benoit THUILOT et Michel BERDUCAT : Automatic guidance of a four-wheel-steering mobile robot for accurate field operations. *J. Field Robot.*, 26:504–518, 2009.
- Julien CAU : Conception mécanique de FAST, robot mobile tout-terrain et rapide. Mémoire de D.E.A., Université Pierre et Marie Curie, Paris 6, sept. 2009.
- M.L. CORRADINI et G. ORLANDO : Control of mobile robots with uncertainties in the dynamical model : a discrete time sliding mode approach with experimental results. *In Elsevier Science LTD., éditeur : Control Engineering Practice*, volume 10, pages 23–34. Pergamon, 2002.
- Jeff CRAIGHEAD, Robin MURPHY, Jenny BURKE et Brian GOLDIEZ : A survey of commercial & open source unmanned vehicle simulators. *In Proceedings of ICRA'07 : IEEE/Int. Conf. on Robotics and Automation*, pages 852–857, Roma, Italy, April 2007.
- Sélim DATOUSSAÏD : *Optimisation du comportement dynamique et cinématique de systèmes multicorps à structure cinématique complexe*. Thèse de doctorat, Faculté Polytechnique de Mons, Belgique, Octobre 1998.
- R.A. DECARLO, S.H. ZAK et G.P. MATTHEWS : Variable structure control of nonlinear multivariable systems : a tutorial. *Proceedings of the IEEE*, 76(3):212–232, 1988. ISSN 0018-9219.
- J. Benton DERRICK et David M. BEVLY : Adaptive steering control of a farm tractor with varying yaw rate properties. *Journal of Field Robotics*, 26(6-7):519–536, 2009.
- W.E. DIXON, D.M. DAWSON, E. ZERGEROGLU et A. BEHAL : *Nonlinear Control of Wheeled Mobile Robots*. London, 2001.

- H. DUGOFF, P.S. FANCHER et L. SEGEL : Tire performance characteristics affecting vehicle response to steering and braking control inputs. final report, August 1969. National Bureau of Standards, Washington, D.C.
- Charles M. FARMER : Effects of electronic stability control :an update. *Traffic Injury Prevention*, 7 :4:319 – 324, 2006.
- Thomas D. GILLESPIE : *Fundamentals of Vehicle Dynamics*. SAE International, February 1992.
- G. GIM et P. E. NIKRAVESH : Analytical model of pneumatic tyres for vehicle dynamic simulations. part.2 : comprehensive slips. *International Journal of Vehicle Design.*, Vol. 12 no.1:pp. 19–39, 1991.
- C. GRAND : *Optimisation et commande des modes de déplacement des systèmes locomoteurs hybrides roue-patte. Application au robot Hylos*. Thèse de doctorat, Université Pierre et Marie Curie, Paris 6, Paris, Décembre 2004.
- MS GREWAL et AP ANDREWS : Kalman filter : Theory and practice, 1993.
- Péter GÁSPÁR, István SZÁSZI et József BOKOR : Two strategies for reducing the rollover risk of heavy vehicles. In *PERIODICA POLYTECHNICA SER. TRANSP. ENG.*, volume VOL. 33, pages PP. 139–147, September 2005.
- F. HAMERLAIN, K. ACHOUR, T. FLOQUET et W. PERRUQUETTI : Higher order sliding mode control of wheeled mobile robots in the presence of sliding effects. In *Decision and Control, and 2005 European Control Conference. CDC-ECC '05. 44th IEEE Conference on*, pages 1959–1963, 12-15 Dec. 2005.
- F. HAMERLAIN, K. ACHOUR, T. FLOQUET et W. PERRUQUETTI : Trajectory tracking of a car-like robot using second order sliding mode control. In *Proceedings of ECC'07 : European Control Conference*, pages 4932–4936, Kos, Greece, July 2007.
- J. HERMOSILLO, C. PRADALIER, S. SEKHAVAT, C. LAUGIER et G. BAILLE : Towards motion autonomy of a bi-steerable car : experimental issues from map-building to trajectory execution. In *Robotics and Automation. Proceedings. ICRA '03. IEEE International Conference on*, volume 2, pages 2430–2435 vol.2, 2003.
- J. HERMOSILLO et S. SEKHAVAT : Feedback control of a bi-steerable car using flatness application to trajectory tracking. In *American Control Conference*, volume 4, pages 3567–3572, 2003.
- Heinrich HERTZ : Über die berührung fester elastischer körper. *Journal für die reine und angewandte Mathematik*, 92:171, 156, 1826.
- H. HIRUKAWA, S. HATTORI, K. HARADA, S. KAJITA, K. KANEKO, F. KANEHIRO, K. FUJIWARA et M. MORISAWA : A universal stability criterion of the foot contact of legged robots - adios zmp. In *Robotics and Automation. ICRA 2006. Proceedings 2006 IEEE International Conference on*, pages 1976–1983, 2006.

- Karl IAGNEMMA, Dariusz GOLDA, Matthew SPENKO et Steven DUBOWSKY : *Experimental Study of High-speed Rough-terrain Mobile Robot Models for Reactive Behaviors*, pages 654–663. 2003.
- National IMAGERY, Mapping Agency (NIMA)/GEODESY et Geophysics DEPARTMENT : World geodetic system 1984. Amendment 1 NIMA TR8350.2 Third Edition, DEPARTMENT OF DEFENSE, 3 January 2000.
- Cyril JOLY : Caractérisation métrologique de capteurs inertiels et fusion avec un récepteur gps egnos en navigation automobile avancée. Mémoire de D.E.A., Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, 2007.
- A. JORGE, B. CHACAL et H. SIRA-RAMIREZ : On the sliding mode control of wheeled mobile robots. *In Systems, Man, and Cybernetics, 1994. 'Humans, Information and Technology'*, *IEEE International Conference on*, volume 2, pages 1938–1943, Oct 1994.
- S. J JULIER et J. K UHLMANN : A new extension of the kalman filter to nonlinear systems. *In Int. Symp. Aerospace/Defense Sensing, Simul. and Controls*, volume 3, page 26, 1997.
- Jamila KACEMI, Serge REBOUL et Mohammed BENJELLOUN : Information fusion in a hybrid tightly coupled gps/dead-reckoning positioning system. *IEEE International Conference on Multisensor Fusion and Integration for Intelligent Systems*, pages 450–455, 3-6 September 2006.
- R. KALMAN : A new approach to linear filtering and prediction problems. *Transactions ASME Journal of Basic Engineering* 82, pages 35–44, 1960.
- R. E. KALMAN : Mathematical description of linear dynamical systems. *Journal of the Society for Industrial and Applied Mathematics, Series A : Control*, 1(2):152–192, 1963.
- U. KIENCKE et Lars NIELSEN : *Automotive control systems : for engine, driveline, and vehicle*. Springer Verlag, mars 2005.
- Evgeni KIRIY et Martin BUEHLER : Three-state extended kalman filter for mobile robot localization. Rapport technique TR-CIM 05.06, McGill University, Montreal, Canada, April 2002.
- K. KOZLOWSKI et D. PAZDERSKI : Modeling and control of a 4-wheel skid-steering mobile robot. *International journal of applied mathematics and computer science*, 14:477–496, 2004.
- Simon LACROIX, Anthony MALLET, David BONNAFOUS, Gerard BAUZIL, Sara FLEURY, Matthieu HERRB et Raja CHATILA : Autonomous rover navigation on unknown terrains : Functions and integration. *The International Journal of Robotics Research*, 21(10-11):917–942, octobre 2002.

- F. LAMIRAUX et D. BONNAFOUS : Reactive path deformation for nonholonomic mobile robots. *In IEEE Transactions on Robotics*, volume Volume 20, pages pages 967–977, 2005.
- J. LANEURIT : *Perception multisensorielle pour la localisation de robot mobile en environnement extérieur*. Thèse de doctorat, Université Blaise Pascal, Clermont-Ferrand, France, July 2006.
- Jean Paul LAUMOND : Feasible trajectories for mobile robots with kinematics and environment constraints. *In Intelligent Autonomous Systems*, pages pp. 346–354, December 1986.
- Jean Paul LAUMOND : *La robotique mobile traité IC2 série Systèmes Automatisés*. HERMES Science Publications, Juillet 2001.
- F. LE MENN, Ph. BIDAUD et F. BEN AMAR : Generic differential kinematic modeling of articulated multi-monocycle mobile robots. *In Proceedings of ICRA'06 : IEEE/Int. Conf. on Robotics and Automation*, pages 1505–1510, Orlando, Florida, May 2006.
- R. LENAIN : *Contribution à la modélisation et à la commande de robots mobiles en présence de glissements*. Thèse de doctorat, Université Blaise Pascal - Clermont II (France), 14 novembre 2005.
- R. LENAIN, B. THUILOT, C. CARIOU et P. MARTINET : High accuracy path tracking for vehicle in presence of sliding : Application to farm vehicles automatic guidance for agricultural task. *Autonomous Robots*, pages 79–97, 2006.
- D. LHOMME-DESAGES : *Commande d'un robot mobile rapide à roues non directionnelles sur sol naturel*. Thèse de doctorat, Université Pierre et Marie Curie, Paris 6, Avril 2008.
- D. LHOMME-DESAGES, C. GRAND, F. BEN AMAR et J.C. GUINOT : Doppler-based ground speed sensor fusion and slip-control for a wheeled rover. *In IEEE/ASME Transactions on mechatronics*, volume 14, pages 484–492, 2009.
- D. LHOMME-DESAGES, Ch. GRAND et J.C. GUINOT : Trajectory control of a four-wheel skid-steering vehicle over soft terrain using a physical interaction model. *In Proceedings of ICRA'07 : IEEE/Int. Conf. on Robotics and Automation*, pages 1164 – 1169, Roma, Italy, April 2007.
- Li LI, Fei-Yue WANG et Qunzhi ZHOU : Integrated longitudinal and lateral tire/road friction modeling and monitoring for vehicle motion control. *Intelligent Transportation Systems, IEEE Transactions on*, 7(1):1–19, 2006.
- E. LUCET, Y. LIU, N. MECHBAL et M. VERGÉ : Sliding mode and adaptive control for an underactuated process. *In Proceedings of the 15th Mediterranean Conference on Control and Automation, MED07*, pages 1–6, Athens, Greece, July 27-29 2007.

- Anthony MALLET : *Localisation d'un robot mobile autonome en environnements naturels*. Thèse de doctorat, juillet 2001.
- S. MAMMAR, P. MARTINET, S. GLASER, M. NETTO, L. NOUVELIÈRE et B. THUILLOT : Méthodes de l'automatique pour l'assistance et l'automatisation de la conduite automobile. *In Journées nationales de la recherche en robotique, JNRR'05*, Guidel, Morbihan, France, 5-7 Octobre 2005.
- Fernando MATIA, Agustin JIMENEZ, Diego RODRIGUEZ-LOSADA et Basil M. ALHADITHI : A novel fuzzy kalman filter for mobile robots localization. *IPMU*, 4-9 July 2004.
- A. MICAELLI et C. SAMSON : Trajectory tracking for unicycle-type and two-steering-wheels mobile robots. *INRIA technical report*, (2097), 1993.
- Rafel Toledo MOREO : *Un Sistema de Navegación de Alta Integridad para Vehículos en Entornos Desfavorables*. Thèse de doctorat, Universidad de Murcia, Dpto. de Ingeniería de la Información y las Comunicaciones, 2005.
- Chenghui NIE, Simo Cusi VAN DOOREN, Jainam SHAH et Matthew SPENKO : Execution of dynamic maneuvers for unmanned ground vehicles using variable internal inertial properties. *In Proceedings of IROS'09 : the IEEE/RSJ Int. Conf. on Intelligent Robots and Systems*, St. Louis, MO, USA, October 2009.
- Hans B. PACEJKA : *Tyre and vehicle dynamics*. 2002.
- S.C. PETERS et K. IAGNEMMA : Mobile robot path tracking of aggressive maneuvers on sloped terrain. pages 242–247, 2008.
- Steven C. PETERS et Karl IAGNEMMA : An analysis of rollover stability measurement for high-speed mobile robots. *In Proceedings of ICRA'06 : IEEE/Int. Conf. on Robotics and Automation*, Orlando, Florida, USA, May 2006.
- K. REBAI et O. AZOUAOU : Bi-steerable robot navigation using a modified dynamic window approach. *In Mechatronics and its Applications, 2009. ISMA '09. 6th International Symposium on*, pages 1–6, 2009.
- Tomàs SALGADO-JIMENEZ : *Contribution à la commande d'un robot sous marin autonome de type torpille*. Thèse de doctorat, Université Montpellier II sciences et techniques de Languedoc, 21 décembre 2004.
- C. SAMSON : Velocity and torque feedback control of a nonholonomic cart. *In Int. Workshop in Adaptive and Nonlinear Control : Issues in Robotics. Also in LNCIS, Vol.162, Springer Verlag*, 1990.
- C. SAMSON : Control of chained systems application to path following and time-varying point-stabilization of mobile robots. *Automatic Control, IEEE Transactions on*, 40(1):64–77, 1995.
- S. S. SASTRY : *Nonlinear systems : Analysis, Stability and Control*. Springer Verlag, 1999.

- L. SCIAVICCO et B. SICILIANO : *Modeling and Control of Robot Manipulators*. McGraw Hill, New York, NY, 1st edition édition, 1996.
- L. SEDDIKI, A. RABHI, N.K. M'SIRDI et Y. DELANNE : Analyse comparative des modèles de pneumatiques contact roue-sol. *In Conférence Internationale Francophone d'Automatique (CIFA)*, Bordeaux, France, 2006.
- Z. SHILLER et S. SUNDAR : Emergency lane-change maneuvers of autonomous vehicles. *Journal of Vehicle Dynamic Systems, Measurement, and Control*, 120:37–44, March 1998.
- Patrick SIARRY : *Automatique de base*. ellipses, 1989.
- R. SIMMONS, E. KROTKOV, L. CHRISMAN, F. COZMAN, R. GOODWIN, M. HEBERT, L. KATRAGADDA, S. KOENIG, G. KRISHNASWAMY, Y. SHINODA, W. WHITTAKER et P. KLARER : Experience with rover navigation for lunar-like terrains. *In IEEE Conference on Intelligent Robots and Systems*, Pittsburgh, PA (USA), 1995.
- J-J. E. SLOTINE et W. LI : *Applied nonlinear control*. 1991.
- D.E. SMITH et J.M. STARKEY : Effects of model complexity on the performance of automated vehicle steering controller : controller development and evaluation. *Journal of Vehicle System Dynamics*, 23:627–645, 1994.
- M. SPENKO, S. DUBOWSKY et K. IAGNEMMA : Experimental validation of high speed hazard avoidance control for unmanned ground vehicles. *In 8th International IFAC Symposium on Robot Control, SYROCO 2006.*, Santa Cristina Convent, University of Bologna (Italy), September 6 - 8 2005.
- M. SPENKO, Y. KURODA, S. DUBOWSKY et K. IAGNEMMA : Hazard avoidance for high-speed mobile robots in rough terrain. *Journal of Field Robotics*, May 2006.
- D. STEPHANT, A. CHARARA et D. MEIZEL : Force model comparison on the wheel-ground contact for vehicle dynamics. *In Intelligent Vehicle Symposium*, Versailles, France, 2002.
- S. SUGANO, Q. HUANG et I. KATO : Stability criteria in controlling mobile robotic systems. *In Intelligent Robots and Systems '93, IROS '93. Proceedings of the 1993 IEEE/RSJ International Conference on*, volume 2, pages 832–838 vol.2, 1993.
- H.T. SZOSTAK, W.R. ALLEN et T.J. ROSENTHAL : Analytical modeling of driver response in crash avoidance maneuvering volume ii : An interactive model for driver/vehicle simulation. Rapport technique, U.S Department of Transportation Report NHTSA DOT HS-807-271, April 1988.
- C. TESSIER, C. CARIOU, C. DEBAIN, F. CHAUSSE, R. CHAPUIS et C. ROUSSET : A real-time, multi-sensor architecture for fusion of delayed observations : application to vehicle localization. *In Intelligent Transportation Systems Conference, 2006. ITSC '06. IEEE*, pages 1316–1321, 2006.

- B. THUILOT : *Contribution à la modélisation et à la commande de robots mobiles à roues*. Thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris (France), 1995.
- Chris URMSON, Joshua ANHALT et Drew BAGNELL : Autonomous driving in urban environments : Boss and the urban challenge. *Journal of Field Robotics*, 25(8):425–466, 2008.
- V. I. UTKIN : *Sliding modes in control optimization. Communication and control engineering series*. Springer - Verlag, 1992.
- Vadim I. UTKIN : Variable structure systems with sliding modes. *In IEEE, Trans. On Automatic Control*, pages AC-22 :212–222, 1977.
- Vadim I. UTKIN, J. GULDNER et J. SHI : *Sliding modes control in electromechanical systems*. 1999.
- E. VELENIS et P. TSIOTRAS : Minimum time vs maximum exit velocity path optimization during cornering. *In Industrial Electronics. ISIE 2005. Proceedings of the IEEE International Symposium on*, volume 1, pages 355–360, 2005a.
- E. VELENIS et P. TSIOTRAS : Optimal velocity profile generation for given acceleration limits : receding horizon implementation. *In American Control Conference. Proceedings of the 2005*, pages 2147–2152 vol. 3, 2005b.
- E. VELENIS et P. TSIOTRAS : Optimal velocity profile generation for given acceleration limits ; the half-car model case. *In Industrial Electronics. ISIE 2005. Proceedings of the IEEE International Symposium on*, volume 1, pages 361–366, 2005c.
- E. VELENIS et P. TSIOTRAS : Optimal velocity profile generation for given acceleration limits : theoretical analysis. *In American Control Conference. Proceedings of the 2005*, pages 1478–1483 vol. 2, 2005d.
- Michel VERGÉ : *Commande des systèmes mécaniques Polycopié de cours, Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers*. 2003.
- M. Tomizuka W. CHEE : Lane change maneuver of automobiles for the intelligent vehicle and highway system (ivhs). *In American Control Conference*, pages 3586–3587, June 1994.
- C.M. WANG : Location estimation and uncertainty analysis for mobile robots. *In Robotics and Automation. Proceedings, 1988 IEEE International Conference on*, pages 1231–1235, 1988.
- Shangming WEI, Kasemsak UTHAICHANA, Milos ZEFRAN, Raymond A. DECARLO et Sorin BENGEA : Applications of numerical optimal control to nonlinear hybrid systems. *Nonlinear Analysis : Hybrid Systems*, 1(2):264–279, 2007a.

- Shangming WEI, Milos ZEFAN, Kasemsak UTHAICHANA et Raymond A. DE-CARLO : Hybrid model predictive control for stabilization of wheeled mobile robots subject to wheel slippage. *In Proceedings 2007 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 2373–2378, Rome, Italy, 2007b.
- J. Y. WONG : *Terramechanics and Off-Road Vehicles*. Elsevier Science Ltd, 1990.
- Jeong WOO, Young joong KIM, Jeong on LEE et Myo taeg LIM : Localization of mobile robot using particle filter. *In 2006 SICE-ICASE International Joint Conference*, pages 3031–3034, Convention Center-BEXCO, Busan, Korea, 2006.
- Jung-Min YANG et Jong-Hwan KIM : Sliding mode control for trajectory tracking of nonholonomic wheeled mobile robots. *In IEEE*, 1999.
- Taizo YOSHIKAWA : Open-loop torque control on joint position controlled robots, October 2008.
- Y. ZHANG, J.H. CHUNG et S.A. VELINSKY : Variable structure control of a differentially steered wheeled mobile robot. *Journal of Intelligent and Robotic Systems : Theory and Applications*, 36(3):301–314, 2003.

Contribution à la commande dynamique des robots mobiles rapides à roues sur sols glissants

Les problématiques de recherche abordées dans le cadre de cette thèse sont la localisation et la commande dynamique des robots mobiles à roues lors de leur évolution à grande vitesse en environnements extérieurs.

Pour la localisation, nous proposons un filtre de Kalman étendu qui permet d'estimer la position et l'orientation du véhicule dans le plan du lacet en tenant compte des temps de latence lors de la réception de mesures GPS, et vérifie leur pertinence. Ce filtre a été simulé et validé lors de phases expérimentales.

Une loi de commande en suivi de chemin, assurant la régulation de l'angle de lacet et de la vitesse d'avance est développée en utilisant les techniques de commande de type mode glissant. Une implémentation de cette loi de commande a été réalisée sur deux types de robots mobiles à quatre roues et à six roues.

La seconde commande présentée consiste à moduler les couples appliqués sur chacune des quatre roues d'un véhicule à roues avants directionnelles en s'appuyant sur une analyse de son comportement dynamique pour une compensation des erreurs en vitesse de lacet. Cet algorithme, validé expérimentalement, a ensuite été complété en y intégrant le modèle dynamique d'un robot composé d'un nombre quelconque de roues directionnelles.

Enfin, nous étudions le phénomène de dérapage en vue de l'utiliser pour l'optimisation temporelle d'un suivi de chemin.

Mots-clés : robot mobile, glissement, localisation, commande dynamique, haute vitesse.

Contribution to the dynamic control of high speed wheeled robots on slippery terrains

The research problems considered in this thesis are localization and dynamic control of wheeled robots during their high-speed movement in outdoor environments.

We propose an extended Kalman filter for localization. It supplies the position and the orientation of the vehicle in the yaw plan by taking into account latent period of GPS measurement reception, and validating their relevance. This filter was simulated and experimentally tested.

A sliding mode controller is designed for path tracking of a differentially driven vehicle, the inputs being respectively the linear velocity and the yaw angle. This controller was developed for two kinds of platforms with four and six wheels.

The second control algorithm consists in modulating the couples applied to each of the wheels of a car-like vehicle by an analysis of its dynamic behavior for a yaw velocity error rejection. This algorithm being experimentally validated, was then completed by including the dynamic model of a multi steered wheeled robot.

Finally, we study the drift phenomenon in order to use it for a temporally optimized path tracking.

Keywords: mobile robot, slippage, localization, dynamic control, high velocity.