HAL
open science

Contrôle latéral d'un véhicule autonome par mode glissant du second ordre

Gilles Tagne, Reine Talj, Ali Charara

To cite this version:

Gilles Tagne, Reine Talj, Ali Charara. Contrôle latéral d'un véhicule autonome par mode glissant du second ordre. 5èmes Journées Doctorales/ Journées Nationales MACS, Jul 2013, Strasbourg, France. hal-00862694

HAL Id: hal-00862694

https://hal.science/hal-00862694

Submitted on 17 Sep 2013

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.

Contrôle latéral d'un véhicule autonome par mode glissant du second ordre

Gilles Tagne, Reine Talj, Ali Charara

Laboratoire HEUDIASYC UMR 7253
Université de Technologie de Compiègne - CNRS, Centre de Recherches de Royallieu, BP 20529
60205 Compiègne cedex, France.

Résumé— **Dans ce papier, nous développons une stratégie de contrôle latéral d'un véhicule autonome utilisant une commande par mode glissant d'ordre supérieur, et plus particulièrement l'algorithme du super-twisting pour minimiser le déplacement latéral du véhicule autonome par rapport à une trajectoire de référence. L'entrée de commande est l'angle de braquage et la sortie est l'erreur latérale. La particularité d'une telle stratégie est de permettre de bénéficier de la robustesse du contrôleur par mode glissant tout en réduisant le "broutement", l'inconvénient majeur du mode glissant du premier ordre. Pour valider notre loi de commande, la simulation du système en boucle fermée a été comparée aux données expérimentales acquises par le véhicule-démonstrateur DYNA du laboratoire Heudiasyc, une Peugeot 308. Différents scénarios de test effectués montrent les bonnes performances et la robustesse de l'approche proposée.**

Mots-clés— **Véhicules autonomes, contrôle latéral, suivi de trajectoires.**

I. Introduction

Les avancées technologiques de ces dernières années ont favorisé l'émergence des véhicules intelligents permettant de prévoir et de compenser une défaillance (du conducteur, du véhicule ou de l'infrastructure) ou même encore d'assurer une conduite autonome.

Le "DARPA Grand Challenge" (2004, 2005) et le "DARPA Urban Challenge" (2007), organisés par la "Defense Advanced Research Projects Agency" des USA ont stimulé la recherche pour la conception des véhicules autonomes. C'est un domaine de recherche en pleine expansion. L'un des enjeux majeurs aujourd'hui est de garantir une conduite autonome à grande vitesse.

Une conduite autonome peut être divisée en trois étapes :

- La perception de l'environnement : elle consiste à détecter les voies, les obstacles, etc. Le système de vision composé des capteurs tels que la caméra, le lidar, les radars et le GPS sont couramment utilisés pour atteindre cet objectif. La perception permet de fournir une carte dynamique de l'environnement proche du véhicule.
- La génération de trajectoire : elle consiste à générer des trajectoires virtuelles et à choisir la trajectoire de référence.
- Le contrôle du véhicule : il consiste à manoeuvrer le véhicule utilisant les actionneurs tels que le volant, le frein et l'accélérateur. Le contrôle des véhicules autonomes peut être subdivisé en deux tâches ; le contrôle longitudinal et le contrôle latéral.

Ce papier s'intéresse à la troisième étape ; le contrôle du véhicule, et plus précisément le contrôle latéral. Le contrôle latéral consiste à diriger automatiquement le véhicule à suivre la trajectoire de référence. Il est étudié depuis les années 1950. C'est un champ de recherche très actif. Compte tenu de la grande non-linéarité, des incertitudes et des perturbations rencontrées dans les applications automobiles, l'un des principaux enjeux aujourd'hui est de concevoir des lois de commande robustes capables de tenir compte de ces impératifs. Le contrôleur doit être capable de rejeter les perturbations causées par le vent, la variation de l'adhérence de la route, etc.

Durant ces dernières années, d'importants travaux de recherche ont été menés pour assurer un guidage latéral automatique du véhicule autonome. Plusieurs stratégies de commande ont été développées dans la littérature : Dans [1], un contrôleur proportionnel est utilisé. Dans [2], deux contrôleurs PID imbriqués est proposé. Dans [3], un contrôleur basé sur la commande par retour d'état a été développé. Dans [4], la commande H_∞ est utilisée. Dans [5], une commande par la théorie de stabilité de Lyapunov est proposée. Récemment, on note aussi le développement des contrôleurs adaptatifs qui permettent de mieux prendre en compte les variations des paramètres dans le temps. Dans [6], un contrôleur basé sur la commande adaptative a été développé. Dans [7], [8], [9] et [10], des contrôleurs basés sur la commande optimale linéaire quadratique prédictive sont développées.

Dans [11], [12], les techniques issues de l'intelligence artificielle et plus particulièrement la logique floue est utilisée.

Dans [13], une comparaison de quatre contrôleurs a été effectué ; un contrôleur proportionnel, adaptatif, H_∞ et flou. Cette comparaison a été faite suivant plusieurs critères permettant d'évaluer la robustesse en présence des variations de courbure, de vitesse, de l'adhérence et des perturbations liées au vent. De cette comparaison, il ressort que le contrôleur proportionnel est le moins performant. Les contrôleurs H_∞ et flous ont des réponses équivalentes. Le contrôleur adaptatif a la meilleure performance.

La commande prédictive (MPC) semble être bien appropriée au suivi de trajectoire [14], [15]. Elle permet de considérer le problème de poursuite de trajectoire pour les systèmes non linéaires en tenant compte des contraintes sur les états et/ou les commandes. En outre, cette technique de commande se révèle robuste vis-à-vis des variations paramétriques du système. En revanche, pour des applications embarquées de conduite autonome à grande vitesse, les temps de calculs (algorithmes d'optimisation non linéaires) deviennent très grands pour un fonctionnement en temps réel [9].

Dans [16], [17], [18], la commande par mode glissant (SMC) du premier ordre est appliquée pour le

contrôle latéral. Cette stratégie de commande permet d'obtenir des erreurs latérales constantes et faibles quand la vitesse augmente. Aussi, elle permet d'obtenir des résultats expérimentaux comparables, voire meilleurs que les contrôleurs linéaires à gain auto-ajustable [17]. De plus, cette technique est particulièrement adaptée pour compenser les incertitudes paramétriques du modèle et rejeter les perturbations rencontrées dans les applications automobiles. Cette méthodologie a aussi l'avantage de produire des lois de contrôle de faible complexité par rapport aux autres approches de commande robuste [19]. Leur principal inconvénient étant le "broutement". Pour éviter cet inconvénient, le mode glissant d'odre supérieur est utilisé. Dans [20], l'algorithme du super-twisting a été utilisé pour assurer l'assistance de direction actif pour véhicules lourds. Nous l'utilisons dans ce papier, pour assurer le guidage latéral d'un véhicule autonome a grande vitesse.

Le problème considère que le véhicule est équipé de tous les capteurs et/ou observateurs nécessaires, permettant de mesurer et/ou estimer la vitesse latérale, la vitesse de lacet, l'erreur latérale et sa dérivée. Pour valider l'approche proposée, des tests ont été faits à partir des données réelles relevées par le véhicule-démonstrateur DYNA développé au sein du laboratoire heudiasyc sur les pistes et circuits d'essais du CERAM [1]. Les résultats expérimentaux obtenus montrent l'efficacité de l'approche proposée. Cet article est organisé comme suit : la Section II présente la modélisation du véhicule, dans la Section III, nous développons notre stratégie de commande. La Section IV présente les résultats obtenus. La Section V présente les conclusions, remarques et orientations de nos travaux futurs.

II. Modélisation du véhicule

Dans ces travaux, nous utilisons deux modèles de véhicules. Pour concevoir la loi de commande, le modèle bicyclette dynamique [3], modèle largement connu, a été utilisé (figure 1). Ce modèle est utilisé pour représenter le

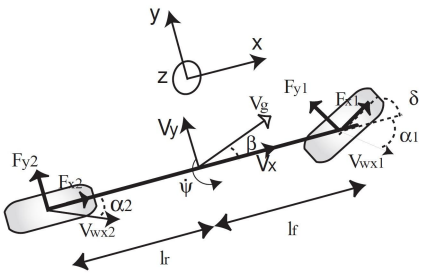

Fig. 1. Modèle bicyclette

comportement latéral du véhicule (accélération latérale, vitesse de lacet, angle de dérive) et suppose que le véhicule est symétrique, et que les angles de dérive sur le même essieu sont égaux. Les dynamiques du roulis et du tangage sont négligées et les angles sont supposés être faible (angle de braquage du pneu, de dérive et de lacet). Avec un modèle de force pneumatique/chaussée linéaire, on obtient un modèle linéaire à paramètre variant (LPV), la vitesse longitudinale V_x étant le paramètre variant. Ce modèle LPV constitué de la dynamique latérale et de lacet est donnée par les équations :

1. CERAM -"Centre d'Essais et de Recherche Automobile de Mortefontaine"

$$\begin{cases} \ddot{y} = -\frac{(C_f+C_r)}{mV_x}\dot{y} - (\frac{L_fC_f-L_rC_r}{mV_x} + V_x)\dot{\psi} + \frac{C_f}{m}\delta \\ \ddot{\psi} = -\frac{L_fC_f-L_rC_r}{I_zV_x}\dot{y} - \frac{L_f^2C_f+L_r^2C_r}{I_zV_x}\dot{\psi} + \frac{L_fC_f}{I_z}\delta \end{cases} \quad (1)$$

où y et ψ représentent respectivement la position latérale et l'angle de lacet du véhicule. La nomenclature et les paramètres du véhicule sont donnés par la table I.

TABLE I
Paramètres du véhicule pour le modèle bicyclette

V_x	Vitesse longitudinale	-	[m/s]
y	Déplacement latérale	-	[m]
ψ	Angle de lacet	-	[rad]
δ	Angle de braquage du pneu	-	[rad]
m	Masse	1719	[kg]
I_z	Moment d'inertie	3300	$[kgm^2]$
L_f	Distance essieu avant - CdG	1.195	[m]
L_r	Distance essieu arrière - CdG	1.513	[m]
C_f	Rigidité de dérive du pneu avant	170550	[N/rad]
C_r	Rigidité de dérive du pneu arrière	137844	[N/rad]

Pour comparer nos résultats de simulation avec les données expérimentales, nous avons utilisé un modèle véhicule plus représentatif. Plus précisément, nous avons utilisé le modèle 4 roues pour représenter la dynamique du véhicule, avec le modèle de pneu de Dugoff [21] pour modéliser les forces de contact longitudinales et latérales.

III. Stratégie de commande

La commande par mode glissant a été développée depuis les années 1950 et est reconnue comme l'une des techniques de contrôle robuste les plus prometteuses. Le principe des SMC est de forcer les trajectoires du système à atteindre en un temps fini, et d'y rester sur une surface de glissement. Cependant, son principal inconvénient est le "broutement" (voir la figure 2). Trois approches principales ont été pro-

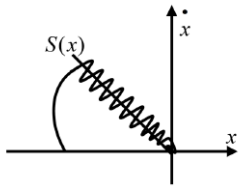

Fig. 2. Principe de base du SMC

posées dans le milieu des années 1980 pour éliminer et/ou atténuer le "broutement" dans les SMC [22] :

- l'utilisation des fonctions continues au lieu de la fonction discontinue ;
- l'utilisation d'une démarche basée sur les observateurs ;
- l'utilisation du mode glissant d'ordre supérieur.

A. Algorithme du super-twisting

L'algorithme du super-twisting a été développé pour contrôler les systèmes avec un degré relatif égal à 1, et permet d'assurer la stabilité tout en réduisant le "broutement".

Considérons un système de la forme :

$$\dot{x} = f(t,x) + g(t,x)u(t) \quad (2)$$

où u est l'entrée de commande, $x \in \mathbb{R}^n$ le vecteur d'état, et f, g des fonctions continues. Nous définissons une variable de glissement s de degré relatif égal à 1, dont la dérivée peut être exprimée comme suit :

$$\dot{s}(t,s) = \phi(t,s) + \varphi(t,s)u(t) \tag{3}$$

Le but du contrôleur est d'assurer la convergence vers la surface de glissement définie par $s = 0$. Seule la mesure de s en temps réel est nécessaire.
Supposons qu'il existe des constantes positives S_0, $b_{\min}$, $b_{\max}$, C_0, $U_{\max}$ tel que $\forall x \in \mathbb{R}^n$ *et* $|s(t,x)| < S_0$, tel que le système remplit les conditions suivantes :

$$\begin{cases} |u(t)| \leq U_{\max} \\ 0 < b_{\min} \leq |\varphi(t,s)| \leq b_{\max} \\ |\phi(t,s)| < C_0 \end{cases} \tag{4}$$

La commande par mode glissant basée sur l'algorithme du super-twisting est donnée par :

$$u(t) = u_1 + u_2 \begin{cases} u_1 = -\alpha\,|s|^{\tau}\, sign(s), \quad \tau \in]0,\ 0.5] \\ \dot{u}_2 = -\beta sign(s) \end{cases} \tag{5}$$

avec α et β des constantes positives. La convergence en temps fini est garantie par les conditions suivantes [23] :

$$\begin{cases} \beta > \frac{C_0}{b_{\min}} \\ \alpha \geq \sqrt{\frac{4C_0(b_{\max}\beta + C_0)}{b_{\min}^2(b_{\min}\beta - C_0)}} \end{cases} \tag{6}$$

Pour plus de détails sur la convergence et la robustesse de l'algorithme, voir [24], [25]. Dans [26], une analyse de l'algorithme du super-twisting est faite dans le domaine fréquentiel en utilisant la méthode des fonctions descriptives. La figure 3 présente le plan de phase de l'algorithme.

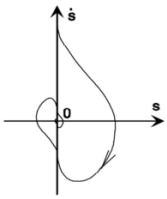

Fig. 3. Plan de phase du super-twisting

B. Application au contrôle latéral d'un véhicule autonome

L'équation dynamique de l'erreur latérale au centre de gravité du véhicule, par rapport à une trajectoire de référence, est donnée par :

$$\ddot{e} = a_y - a_{y_{ref}} \tag{7}$$

où a_y et $a_{y_{ref}}$ sont respectivement l'accélération latérale du véhicule, et l'accélération latérale désirée (trajectoire de référence). En supposant que cette dernière peut s'écrire $a_{y_{ref}} = V_x^2/R$, où R est le rayon de courbure de la route, et sachant que $a_y = \ddot{y} + V_x\dot{\psi}$, nous avons :

$$\ddot{e} = \ddot{y} + V_x\dot{\psi} - \frac{V_x^2}{R} \tag{8}$$

En remplaçant $\ddot{y}$ par son expression en (1), on obtient :

$$\ddot{e} = -\frac{(C_f + C_r)}{mV_x}\dot{y} - \frac{L_fC_f - L_rC_r}{mV_x}\dot{\psi} - \frac{V_x^2}{R} + \frac{C_f}{m}\delta \tag{9}$$

L'entrée de commande est le braquage δ et la sortie l'erreur latérale e. L'objectif de la commande est d'annuler l'erreur latérale.

Choisissons la variable de glissement s comme suit :

$$s = \dot{e} + \lambda e \tag{10}$$

nous obtenons : $\dot{s} = \ddot{e} + \lambda\dot{e}$. Remplaçant $\ddot{e}$ par son expression en (9), on a :

$$\dot{s} = -\frac{C_f + C_r}{mV_x}\dot{y} - \frac{L_fC_f - L_rC_r}{mV_x}\dot{\psi} - \frac{V_x^2}{R} + \frac{C_f}{m}\delta + \lambda\dot{e} \tag{11}$$

La variable s a un degré relatif $r = 1$. Par identification avec (3), on a $\dot{s}(t,s) = \phi(t,s) + \varphi(t,s)u(t)$, avec :

$$\begin{cases} \phi(t,s) = -\frac{C_f + C_r}{mV_x}\dot{y} - \frac{L_fC_f - L_rC_r}{mV_x}\dot{\psi} - \frac{V_x^2}{R} + \lambda\dot{e} \\ \varphi(t,s) = \frac{C_f}{m} \end{cases} \tag{12}$$

En appliquant le théorème du super-twisting, l'entrée de commande peut être définie comme suit :

$$\delta_{ST} = u_1 + u_2 \begin{cases} u_1 = -\alpha\,|s|^{1/2}\, sign(s) \\ \dot{u}_2 = -\beta sign(s) \end{cases} \tag{13}$$

Pour éviter les pics importants durant les phases transitoires, nous ajoutons une commande équivalente δ_{eq} obtenue en résolvant l'équation $\dot{s} = 0$. Ce terme joue le rôle d'une anticipation (feedforward) qui permet d'approcher le système à la surface de glissement, et est donné par :

$$\delta_{eq} = -\frac{m}{C_f}\phi(t,s) \tag{14}$$

Par conséquent, l'angle de braquage représentant l'entrée de commande du système est défini comme suit :

$$\delta = \delta_{ST} + \delta_{eq} \tag{15}$$

IV. Validation expérimentale

Les données expérimentales utilisées ont été acquises sur le véhicule-démonstrateur DYNA du laboratoire Heudiasyc (figure 4), sur les circuits d'essais du CERAM. Ce véhicule

Fig. 4. Véhicule expérimental (DYNA)

est équipé de plusieurs capteurs : une centrale inertielle pour la mesure des accélérations en x, y, z et la vitesse de lacet ; un CORREVIT pour la mesure de l'angle de dérive et la vitesse longitudinale ; des moyeux dynamométriques pour mesurer les efforts pneu/sol de chaque roue ; quatre capteurs lasers pour mesurer la hauteur du châssis ; un GPS et une caméra CCD. Les données fournies par le bus CAN du véhicule sont aussi utilisées, à l'instar de l'angle au volant et la vitesse de rotation des roues.

Pour valider notre loi de commande, nous effectuons plusieurs tests avec le véhicule DYNA afin de recueillir

des données de référence (trajectoire de référence et variables dynamiques) qui seront comparées à celles obtenues en simulant la loi de commande en boucle fermée. Des simulations sont effectuées avec le modèle complet du véhicule. Pour la loi de commande, nous avons utilisé $\lambda = 8, \alpha = 0.002, \beta = 0.0001$ et les paramètres nominaux du véhicule (voir la table I).

A. Robustesse du contrôleur durant une conduite normale

Le premier test (figures 5, 6 et 7) a été réalisé dans le but de vérifier la robustesse du contrôleur pendant une conduite normale. L'accélération latérale est inférieure à $4m/s^2$. La vitesse longitudinale étant presque constante ($13.5m/s$) avec une courbure qui varie entre $-0.02m^{-1}$ et $0.09m^{-1}$.
La figure 5 montre les variations de la vitesse longitudinale. La figure 6 présente différentes courbes : la trajectoire de

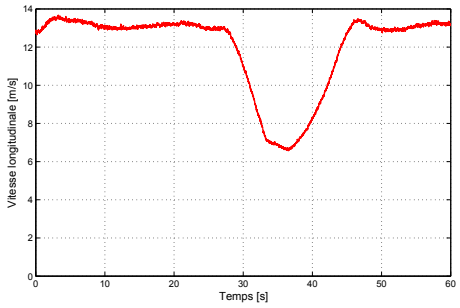

Fig. 5. Vitesse longitudinale

référence et la trajectoire suivie par le véhicule commandé, l'erreur latérale et l'erreur de lacet. Le véhicule contrôlé est capable de suivre la trajectoire de référence avec des erreurs faibles dans diverses conditions. L'erreur latérale ne dépasse pas $7.5cm$ en régime transitoire.
La figure 7 présente différentes variables dynamiques du véhicule : l'angle de braquage, la vitesse de lacet et l'accélération latérale. Nous comparons les données réelles avec les résultats de la simulation du système en boucle fermée. Les variables dynamiques obtenues sont très proches de celles mesurées. L'angle de braquage est lisse et la différence entre l'angle de braquage de référence et celui obtenu en simulation n'excède pas 1,7 degrés. La vitesse de lacet mesurée est très proche de celle obtenue en simulation. Nous notons l'apparition d'un léger décalage après le grand virage. Cela est dû à la non-linéarité causée par le grand braquage durant le virage.

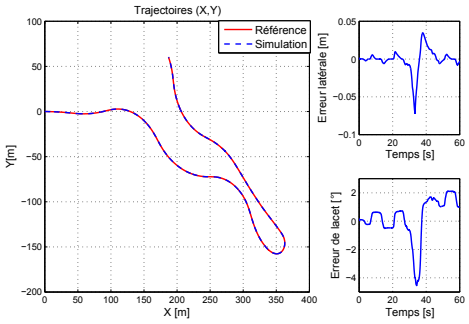

Fig. 6. Trajectoires : référence et simulation

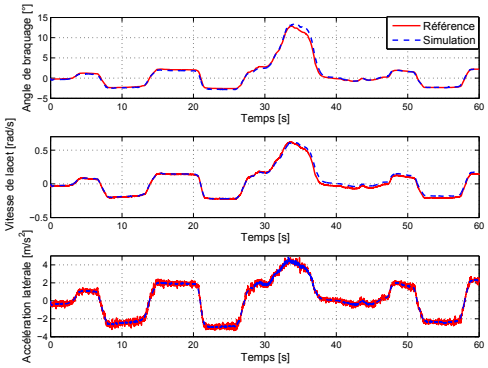

Fig. 7. Variables dynamiques

Dans ce scénario, bien que l'hypothèse de petits angles n'ai pas été respectée (car l'angle de braquage est supérieur à 12 degrés durant un virage) et malgré la variation de la vitesse longitudinale, le contrôleur est en mesure de suivre la trajectoire de référence avec une erreur faible. Cette première simulation montre la bonne performance et la robustesse du contrôleur durant une conduite normale.

Le second test (figures 8, 9 et 10) a été effectué dans le but de vérifier la robustesse de la commande pendant la conduite normale à vitesse élevée et variable. La vitesse longitudinale varie entre $5m/s$ et $25m/s$. Notez que l'accélération latérale maximale est $5m/s^2$.

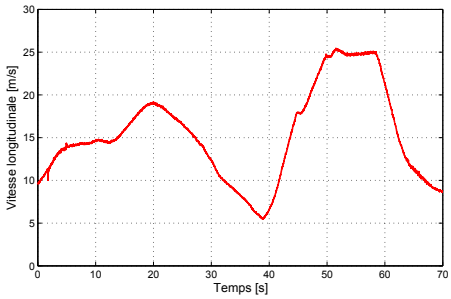

Fig. 8. Vitesse longitudinale

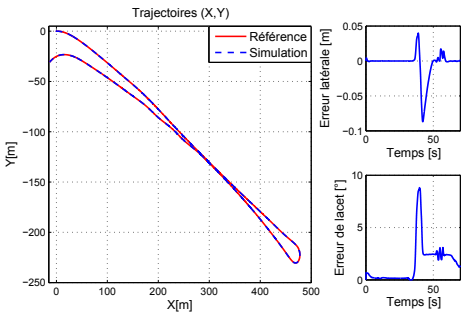

Fig. 9. Trajectoires : référence et simulation

Bien que dans ce scénario nous avons quelques manoeuvres à basse vitesse (grand virage) et à haute vitesse, l'erreur latérale est plus petite que $8.5cm$. La figure 10 présente différentes variables dynamiques du véhicule : l'angle de braquage, la vitesse de lacet et l'accélération latérale. Ces variables dynamiques sont très proches de celles mesurées bien que l'accélération latérale atteigne $5m/s^2$.

Ces deux premières simulations montrent les bonnes performances du contrôleur durant une conduite normale à

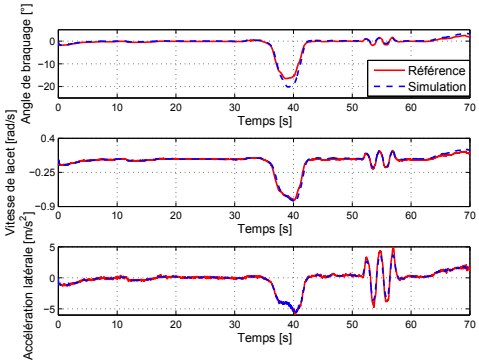

Fig. 10. Variables dynamiques

vitesse élevée et variable.

B. *Robustesse du contrôleur par rapport aux dynamiques fortement non linéaires*

Le troisième test (figures 11, 12 et 13) consiste à augmenter graduellement la vitesse lors de l'exécution d'une même courbure (nous avons fixé le rayon de courbure autour de $50m$). Dans de tels cas, l'accélération latérale augmente significativement et le comportement du véhicule dévient fortement non linéaire. Nous utilisons ce type de test pour évaluer la stabilité et la robustesse de la loi de commande par rapport aux fortes sollicitations non linéaires. Ce test évalue également l'effet de la variation de la vitesse du véhicule sur le contrôleur. La figure 11 montre les variations de la vitesse longitudinale. La figure 12 montre que

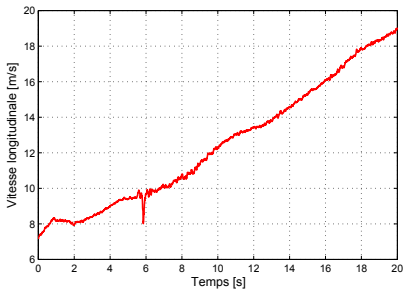

Fig. 11. Vitesse longitudinale

même quand l'accélération latérale est élevée et que la vitesse longitudinale croit rapidement (le taux est d'environ $1m/s^2$), l'erreur latérale reste faible (elle est d'environ 2cm lorsque l'accélération latérale atteint $6m/s^2$). Les variations de la vitesse longitudinale ont une faible influence sur l'erreur maximale. Par ailleurs, les variables dynamiques sont très proches de celles mesurées, même avec une accélération latérale atteignant $8m/s^2$ (voir la figure 13). Ce test montre que la loi de commande peut assurer un bon comportement avec de fortes accélérations latérales pouvant atteindre $8m/s^2$.

Pour des accélérations latérales supérieures à $8m/s^2$, on note une importante augmentation de l'erreur latérale. En effet, le terme d'anticipation de l'entrée de commande (δ_{eq}) est calculé à l'aide du modèle bicyclette avec une modélisation linéaire des forces de contact pneu/chaussée, alors que le point de fonctionnement du pneumatique se trouve dans la zone dite "de saturation". Pour améliorer la robustesse dans ce cas, nous pourrons utiliser le modèle bicyclette avec une modélisation pneu/chaussée non linéaire

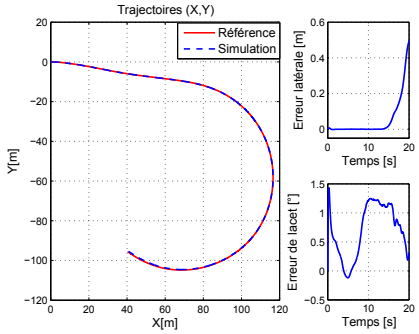

Fig. 12. Trajectoires : référence et simulation

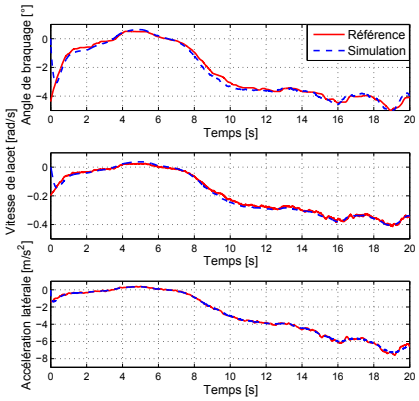

Fig. 13. Variables dynamiques

pour calculer le terme anticipatif du braquage comme dans [15].

C. *Robustesse par rapport aux incertitudes paramétriques du véhicule*

Plusieurs paramètres du véhicule peuvent être incertains, à l'instar du coefficient de rigidité du pneu, de la masse, etc.

Il est difficile d'estimer avec précision la rigidité de dérive du pneu. De plus, ce paramètre varie considérablement selon le type de route, la charge verticale, le carrossage, etc. Il est donc important d'évaluer la robustesse du contrôleur par rapport aux variations de ce paramètre. La figure 14 présente des erreurs latérales dues à la variation de la rigidité de dérive.

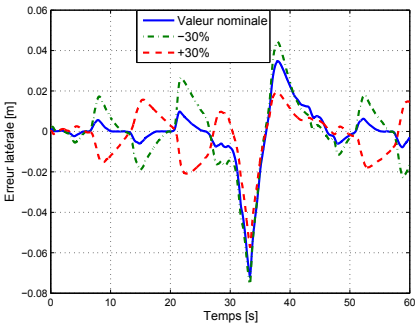

Fig. 14. Robustesse par rapport aux incertitudes sur la rigidité de dérive du pneu

Malgré une variation de $+/-30\%$, le contrôleur est en mesure de suivre le chemin avec des erreurs similaires. En d'autres termes, le contrôleur pourrait être en mesure de

suivre la trajectoire (en donnant des erreurs similaires) sur une route ayant une adhérence de 0,7.

La masse du véhicule peut varier ou être mal estimée. Elle dépend du nombre de personnes dans le véhicule et la quantité du carburant. La figure 15 présente la robustesse de la loi de commande par rapport aux incertitudes sur la masse du véhicule. Pour des variations de l'ordre de 5%, l'erreur reste acceptable.

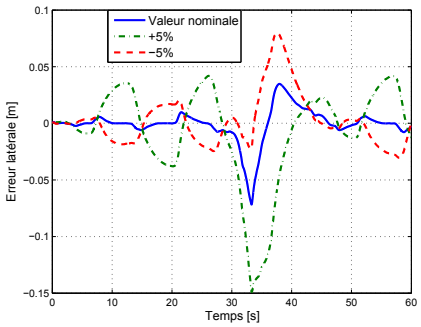

Fig. 15. Robustesse par rapport aux incertitudes sur la masse du véhicule

V. Conclusions

Dans ce papier, une stratégie de contrôle latéral d'un véhicule autonome a été développée. Cette stratégie est basée sur l'utilisation d'un contrôleur par mode glissant d'ordre supérieur – l'algorithme du super-twisting, pour réduire le "broutement" et fournir un suivi robuste d'une trajectoire. Une validation expérimentale a été effectuée selon plusieurs scénarios représentant différentes situations de conduite. Les différents tests effectués mettent en évidence la robustesse de la loi de commande développée ; en effet, l'erreur maximale de suivi était généralement inférieure à $+/-10cm$ durant les périodes transitoires même lors des fortes sollicitations non linéaires. Aussi, l'angle de braquage est lisse. Notez que la robustesse du système contrôlé a été testée par rapport aux variations de vitesse et de courbure, et des paramètres incertains du véhicule.

Afin d'enrichir l'approche utilisée, dans les travaux futurs, compte tenu de la ressemblance implicite entre le contrôleur par mode glissant et le principe de l'approche de l'*Immersion et l'Invariance* ($I\&I$) [27], une comparaison de ces deux contrôleurs sera étudiée. Ce nouveau cadre ($I\&I$) nous permettrait de faire une étude théorique approfondie de la robustesse du système bouclé.

En outre, un véhicule robotisé arrivera bientôt au sein du laboratoire Heudiasyc, nous permettant ainsi de tester cette loi de commande sur un véhicule semi-autonome.

Références

[1] A. Broggi, M. Bertozzi, and A. Fascioli, "The ARGO autonomous vehicle's vision and control systems," *Int. Journal of Intelligent Control and Systems*, vol. 3, no. 4, pp. 409–441, 1999.

[2] R. Marino, S. Scalzi, and M. Netto, "Nested PID steering control for lane keeping in autonomous vehicles," *Control Engineering Practice*, vol. 19, pp. 1459–1467, Dec. 2011.

[3] R. Rajamani, *Vehicle dynamics and control*. Springer, 2006.

[4] S. Hima, B. Lusseti, B. Vanholme, S. Glaser, and S. Mammar, "Trajectory Tracking for Highly Automated Passenger Vehicles," in *IFAC World Congress*, pp. 12958–12963, Aug. 2011.

[5] A. Benine-Neto, S. Scalzi, S. Mammar, and M. Netto, "Dynamic controller for lane keeping and obstacle avoidance assistance system," in *Int. IEEE Conference on Intelligent Transportation Systems*, pp. 1363–1368, Sept. 2010.

[6] M. Netto, S. Chaib, and S. Mammar, "Lateral adaptive control for vehicle lane keeping," in *American Control Conference*, vol. 3, pp. 2693–2698, 2004.

[7] J. Snider, "Automatic steering methods for autonomous automobile path tracking," tech. rep., Carnegie Mellon University, 2009.

[8] H. Peng and M. Tomizuka, "Optimal preview control for vehicle lateral guidance," tech. rep., Carnegie Mellon University, 1991.

[9] D. Kim, J. Kang, and K. Yi, "Control strategy for high-speed autonomous driving in structured road," in *Int. IEEE Conference on Intelligent Transportation Systems (ITSC)*, Oct. 2011.

[10] J. Kang, R. Y. Hindiyeh, S.-W. Moon, J. C. Gerdes, and K. Yi, "Design and Testing of a Controller for Autonomous Vehicle Path Tracking Using GPS/INS Sensors," in *Int. Federation of Automatic Control*, 2008.

[11] E. Onieva, J. Naranjo, V. Milanés, J. Alonso, R. García, and J. Pérez, "Automatic lateral control for unmanned vehicles via genetic algorithms," *Applied Soft Computing*, vol. 11, pp. 1303–1309, Jan. 2011.

[12] J. Naranjo, C. Gonzalez, R. Garcia, and T. de Pedro, "Lane-Change Fuzzy Control in Autonomous Vehicles for the Overtaking Maneuver," *IEEE Transactions on Intelligent Transportation Systems*, vol. 9, pp. 438–450, Sept. 2008.

[13] S. Chaib, M. Netto, and S. Mammar, "H inf, adaptive, PID and fuzzy control : a comparison of controllers for vehicle lane keeping," in *Int. IEEE Intelligent Vehicles Symposium (IV)*, no. 1, 2004.

[14] P. Falcone, F. Borrelli, H. E. Tseng, J. Asgari, and D. Hrovat, "Linear time Âvarying model predictive control and its application to active steering systems : Stability analysis and experimental validation," *Int. J. Robust Nonlinear Control*, vol. 18, pp. 862–875, 2008.

[15] J. Funke, P. Theodosis, R. Hindiyeh, G. Stanek, K. Kritatakirana, C. Gerdes, D. Langer, M. Hernandez, B. Muller-Bessler, and B. Huhnke, "Up to the limits : Autonomous Audi TTS," in *Intelligent Vehicles Symposium (IV)*, June 2012.

[16] J. Ackermann, J. Guldner, W. Sienel, R. Steinhauser, and V. Utkin, "Linear and nonlinear controller design for robust automatic steering," *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, vol. 3, pp. 132–143, Mar. 1995.

[17] P. Hingwe and M. Tomizuka, "Experimental evaluation of a chatter free sliding mode control for lateral control in AHS," in *American Control Conference*, vol. 5, 1997.

[18] J. He, D. A. Crolla, M. C. Levesley, and W. J. Manning, "Coordination of active steering, driveline, and braking for integrated vehicle dynamics control," *Journal of Automobile Engineering*, vol. 220, pp. 1401–1420, Jan. 2006.

[19] A. Ferrara and C. Vecchio, "Second order sliding mode control of vehicles with distributed collision avoidance capabilities," *Mechatronics*, vol. 19, no. 4, pp. 471–477, 2009.

[20] H. Imine and T. Madani, "Sliding-mode control for automated lane guidance of heavy vehicle," *Int. Journal of Robust and Nonlinear Control*, Oct. 2011.

[21] H. Dugoff, P. Fancher, and L. Segel, "An Analysis of Tire Traction Properties and Their Influence on Vehicle Dynamic Performance," *SAE*, 1970.

[22] I. Boiko, L. Fridman, A. Pisano, and E. Usai, "Analysis of Chattering in Systems With Second-Order Sliding Modes," *IEEE Transactions on Automatic Control*, vol. 52, pp. 2085–2102, Nov. 2007.

[23] A. Levant, "Sliding order and sliding accuracy in sliding mode control," *Int. Journal of Control*, vol. 58, pp. 1247–1263, Dec. 1993.

[24] A. Levant, "Robust exact differentiation via sliding mode technique," *Automatica*, 1998.

[25] A. Levant, "Chattering analysis," *IEEE Transactions on Automatic Control*, vol. 55, no. 6, pp. 1380–1389, 2010.

[26] I. Boiko, L. Fridman, and R. Iriarte, "Analysis of chattering in continuous sliding mode control," in *American Control Conference*, vol. 50, 2005.

[27] A. Astolfi, D. Karagiannis, and R. Ortega, *Nonlinear and Adaptive Control with Applications*. Springer, 2008.