

Optimisation et contrôle de la configuration d'un rover articulé

Faïz Ben Amar, Christophe Grand, Frédéric Plumet, Philippe Bidaud
Laboratoire de Robotique de Paris, Université Pierre et Marie Curie - CNRS
amar@robot.jussieu.fr

Résumé

Cet article aborde le problème de l'optimisation, par la reconfiguration, des performances d'un système articulé à roues lors de son déplacement sur un sol irrégulier. On étudiera l'incidence de la configuration du système sur les performances de locomotion notamment la stabilité, la traction et la manoeuvrabilité. Nous développerons pour cela une commande cinématique de la posture du robot permettant l'asservissement de celle-ci autour de la configuration dite optimale. Ces travaux seront illustrés et validés sur une cinématique particulière d'un rover à roues et à pattes.

1 Introduction

Les robots mobiles tout terrain trouvent leurs applications de nos jours dans plusieurs domaines. On identifie principalement l'exploration terrestre (polaire et volcanologique) ou planétaire (lune, mars) ainsi que les applications militaires ou civiles pour l'observation et la surveillance dans des environnements naturels, urbains voir déstructurés. Les sols sur lesquels doivent évoluer ces engins présentent par endroit des difficultés de traversabilité majeures. Ces difficultés se traduisent à la fois en terme de géométrie de la surface (discontinuités, relief 3D, densité de roches...) et de nature physique du sol (sol meuble, sol non-cohésif, sable, éboulis,...). Ces types d'environnement complexe nécessitent des systèmes de locomotion à haute capacité de mobilité et de franchissement. Les systèmes hybrides qui combinent à la fois des organes roulants (roues ou chenilles) avec des mobilités internes conjuguent à la fois les avantages des systèmes à roues et ceux des systèmes à pattes à savoir la rapidité de déplacement pour le premier et la capacité de franchissement pour le second. Ces systèmes roue-patte illustrés par le robot Hylos [4][5] ou le robot Hybtor (ou Workpartner)[6] sont dits à haute mobilité, du fait de leur redondance cinématique. Ils introduisent un concept générique de locomotion appelé "rolking". Outre le mode basique par roulement (adapté au route, terrain plat avec des faibles pentes et de faibles irrégularités), on distingue pour ces systèmes le mode roulement avec reconfiguration (adapté au franchissement de fortes pentes et dévers), le mode péristaltique (adapté au passage de sols non cohésifs) ou encore des modes ambulatoires basés sur la définition d'allure de déplacement plus ou moins complexe. Par ailleurs, la sélection d'un mode de locomotion approprié aux conditions locales d'environnement requiert des moyens d'identification en-ligne des paramètres physico-géométriques du sol sur lequel évolue le robot.

Ces capacités d'adaptation s'expriment au travers des boucles de commande haut niveau par un choix adapté du mode de déplacement mais aussi dans les boucles bas niveau, avec par exemple, l'ajustement des couples de traction en fonction de la nature physique du sol ou encore la correction de la configuration du robot en fonction du dévers local du sol.

Différentes cinématiques de systèmes à roues et ayant des mobilités internes actives ont été réalisées dans divers laboratoires. On les retrouve principalement au JPL/NASA avec le robot SRR [7] qui a la capacité de contrôler son angle de roulis lors d'évolution sur des pentes et des dévers ou le Gofor [11] qui est mini-rover à 4 pattes-roues ayant chacune un degré de liberté actionné lui permettant la correction de son attitude en tangage et roulis. Les mobilités internes de ces systèmes ont été exploitées par une recherche de la configuration qui optimise la marge de stabilité pour le premier et la répartition des charges pour le second. La cinématique du Marsokhod Lama à 6 roues motrices présente des mobilités internes entre les essieux lui offrant un mode de déplacement péristaltique [2] [1]. On retrouve cette cinématique avec plus de mobilités actives entre les essieux sur le Marsokhod Iares à 17 ddl [8] et sur le WAAV à 12 ddl [10]. Pour ce dernier, l'exploitation de ces mobilités a fait l'objet de travaux sur les capacités de recouvrement suite à divers sortes de retournement. Par opposition à ces systèmes à suspension active, les systèmes passifs peuvent offrir des performances intéressantes en terme de franchissement dans certaines situations particulières. Ainsi, la cinématique du Shrimp [3] est particulièrement appropriée au franchissement de marches ou d'escaliers.

Cet article traite de l'optimisation et de la commande de la posture d'un robot ayant une cinématique roue-patte lors d'un déplacement par roulement sur une surface de sol "irrégulière" sans fortes discontinuités. Typiquement, c'est une surface formée de succession de pentes et de dévers dont la taille est supérieure à la taille du véhicule. La présence de discontinuités géométriques importantes introduit nécessairement une discontinuité de la cinématique du roulement et exigent donc un traitement particulier qui ne sera pas abordé pas dans cet article. Cette procédure sera appliquée au cas du robot Hylos. Pour cela, nous commencerons par définir les paramètres de posture de ce robot, qu'on cherchera par la suite à "optimiser" en vue d'une maximisation des performances de locomotion du système. Cette pos-

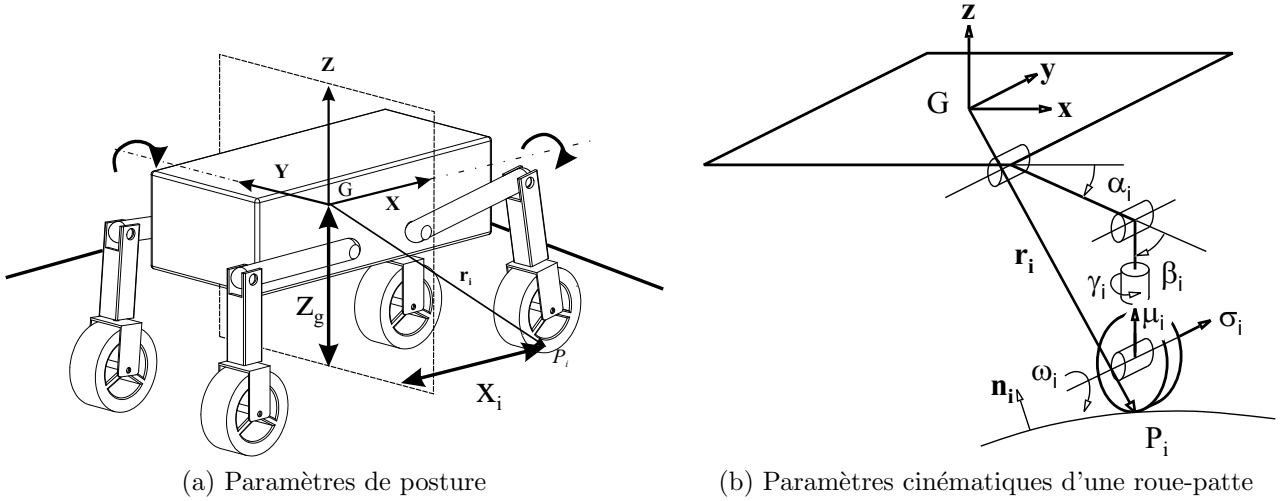


FIG. 1 – Cinématique et paramétrage du rover Hylos

ture sera commandée sur la base du modèle cinématique inverse du robot et fera l'objet de la section 3. Enfin, nous présenterons quelques résultats illustrant la commande de la posture et l'apport de la reconfiguration cinématique lors de mouvement sur des sols irréguliers.

2 Définition de la posture

2.1 Paramètres de posture d'Hylos

Hylos est une plate-forme hybride à 4 pattes à roues (figure 1(a)). Chaque patte est articulée par 2 liaisons pivot à axes parallèles, actionnées par des systèmes pantographiques (non représentés sur la figure), et supporte à son extrémité une roue directrice et motrice. La mobilité générale de ce système est égale à 10 ddl. Elle est calculée à partir de la différence entre le nombre de paramètres cinématiques ($28 = 16$ ddl de mobilités internes + $4 \cdot 3$ ddl par contact roue-sol supposé sans glissement) et le nombre d'équations cinématiques ($18 = 6 \cdot 3$, 3=nombre de chaînes cinématiques indépendantes dans le graphe du mécanisme). Les 10 paramètres cinématiques de l'espace opérationnel correspondent aux 6 paramètres de vitesse de la plate-forme ($\mathbf{v}, \boldsymbol{\omega}$) et à 4 autres paramètres internes de posture. Nous avons choisi pour ces derniers les variations des 4 demi-empattements x_i de chacune des roues (distance suivant l'axe longitudinal entre le centre de la plate-forme et le point de contact) (fig.1(a)). Ainsi, le vecteur des paramètres géométriques correspondant à la définition de la posture est $\mathbf{p} = (\varphi, \psi, z_g, x_1, x_2, x_3, x_4)^t$ où φ est l'angle de roulis, ψ est l'angle de tangage, z_g est la hauteur du centre de la plate-forme par rapport au sol définie comme étant la moyenne des hauteurs des points de contact z_i ($z_g = \frac{\sum_i z_i}{4}$) et x_i est appelé le demi-empattement du point de contact P_i de coordonnées dans (x_i, y_i, z_i) dans le repère de la plate-forme.

2.2 Optimisation de la posture

Le problème de l'optimisation de la posture peut être traité en considérant plusieurs critères de performance de locomotion qui expriment la stabilité, la traction, l'énergie, la répartition des efforts de contact, etc... L'analyse proposée ici est élaborée sur la base d'hypothèse de mouvement quasi-statique. On suppose également que le centre de masse est quasiment au centre de la plate-forme et ne varie pas quand le robot change de posture. D'une façon générale, la répartition des forces normales aux contacts exprime la stabilité du système (à 4 contacts), alors que la répartition des forces tangentielles représente la capacité de traction ou encore la consommation énergétique. De plus, l'optimisation de la posture doit tenir compte des contraintes liées à l'espace de travail des pattes et de la transmission des efforts dans celles-ci. Cette optimisation doit tenir compte également de la capacité d'identification de certains paramètres d'interaction avec l'environnement. Cependant, la répartition des efforts au sol dépend principalement des normales au sol qui sont assez difficiles à mesurer ou à estimer, il est donc difficile d'adapter la posture du système aux variations des normales aux contacts. De plus, cela nécessiterait des vitesses importantes des systèmes de suspension et aurait tendance à augmenter la consommation énergétique. L'objet de la méthode de reconfiguration proposée est de mettre en oeuvre une adaptation aux variations d'élévation des zones de contacts au sol. L'élévation de chaque point de contact peut être estimée aisément à partir de la configuration de la plate-forme et des angles articulaires dans chacune des pattes. Pour cela, nous procédons ici à une définition d'une posture et son évaluation en supposant que le robot est localement sur un plan incliné qui est un plan moyen calculé à partir des 4 points de contact. On définit η_s l'angle de la ligne de plus forte pente de ce plan et θ_s l'orientation de l'axe du robot par rapport à cette ligne (voir figure 2).

La voie du robot Hylos (distance latérale entre les roues)

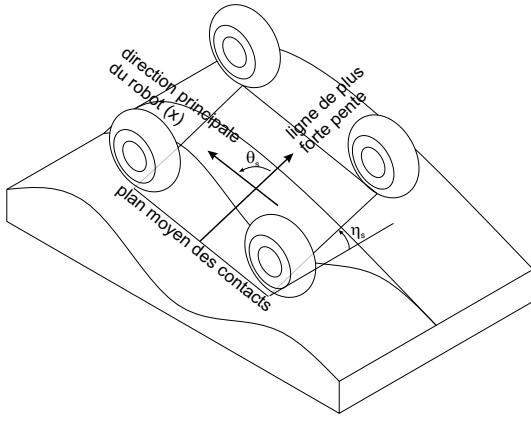


FIG. 2 – Définition des angles de pente d'un plan moyen.

étant constante, une équi-répartition des charges (forces verticales) entre le train droit et le train gauche du robot impose un angle de roulis nul de la plate-forme. Cependant, le système est redondant dans le plan sagittal et offre plusieurs solutions pour la condition d'équi-répartition entre l'avant et l'arrière, il suffit simplement que les distances horizontales d entre le centre de masse et les points de contact soient les mêmes entre l'avant et l'arrière (fig.3). Afin d'obtenir des configurations proche de la configuration nominale du robot qui respecte la transmission des efforts dans les pattes ainsi que la manoeuvrabilité du robot (axe de direction ayant un angle de chasse par rapport au sol inférieur à 30 deg.), on impose que la direction principale du robot (x) soit parallèle à la ligne du plan du sol contenue dans le plan longitudinal du robot. Cette ligne est inclinée par rapport au plan horizontal d'un angle ψ' égale à

$$\psi' = \arcsin(\cos(\theta_s) \sin(\eta_s)) \quad (1)$$

Les angles η_s, θ_s sont estimés à partir du modèle géométrique direct et la mesure des angles de roulis et de tangage par des inclinomètres. En choisissant une hauteur de garde au sol z_g et un empattement nominal e_n , la posture optimale qui offrent l'équi-répartition des charges est :

$$p^* = (0, \psi', z_g, \frac{e_n}{2} - |z_g| \tan \psi', \frac{e_n}{2} - |z_g| \tan \psi', -\frac{e_n}{2} + |z_g| \tan \psi', -\frac{e_n}{2} + |z_g| \tan \psi') \quad (2)$$

Ces postures sont illustrées sur la figure (3) pour une pente d'angle $\eta_s = 30$ deg. et pour différentes valeurs d'orientation $\theta_s = \{0, 45, 90\}$ deg. Ces postures donnent des forces normales identiques. Il en est de même pour les forces tangentielles si les propriétés des contacts sont homogènes et si les actionneurs des roues sont identiques. Ces postures peuvent être améliorées en tenant compte de la contrainte de manoeuvrabilité (angle de chasse faible). On peut diminuer voir annuler l'angle de chasse des roues avant afin d'utiliser celles-ci comme seul train directeur du véhicule comme illustré

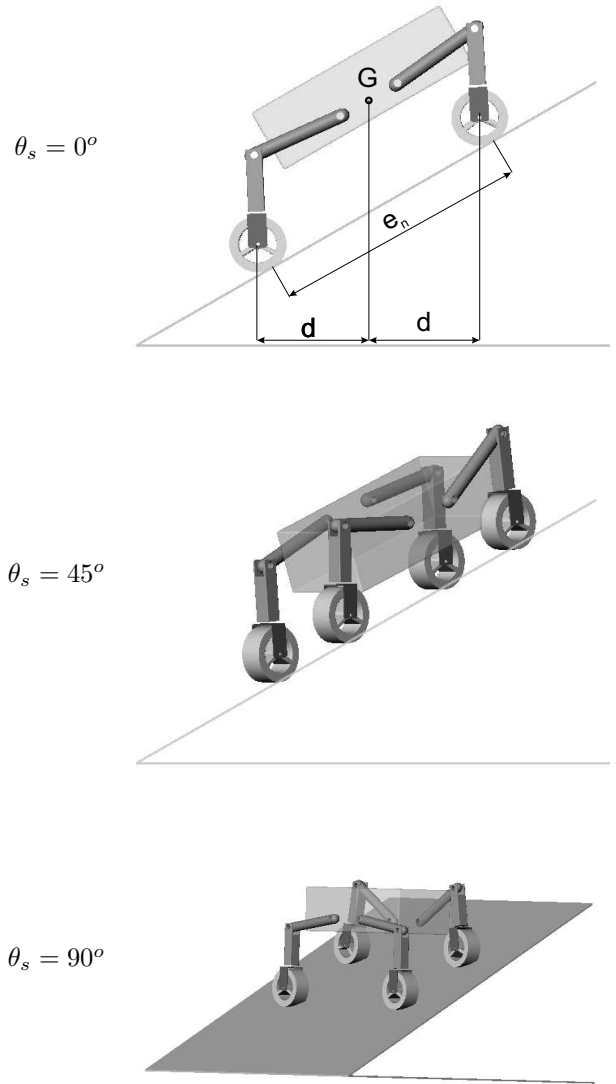


FIG. 3 – Postures sur pente avec différentes orientations offrant une équi-répartition des forces normales

sur la figure (4).

La figure (5) compare les limites de stabilité (définies par une force normale nulle, $F_n = 0$) et les limites de contrôlabilité (définies par le cône de frottement, $|F_t| = \mu F_n$) entre les deux cas avec ou sans reconfiguration sur des sols en pentes. Ces courbes sont représentées sur des graphes polaires où η_s et θ_s sont le rayon et l'angle du système de coordonnées polaires. On remarque dans le cas de la reconfiguration l'augmentation nette de ces limites ainsi qu'un caractère quasi-isotropique de la stabilité et de la traction.

3 Commande de la posture

3.1 Modèle cinématique inverse

Dans cette partie, nous allons d'abord établir la forme inverse du modèle cinématique général du robot Hylos sur un sol irrégulier paramétré afin de l'exploiter par la

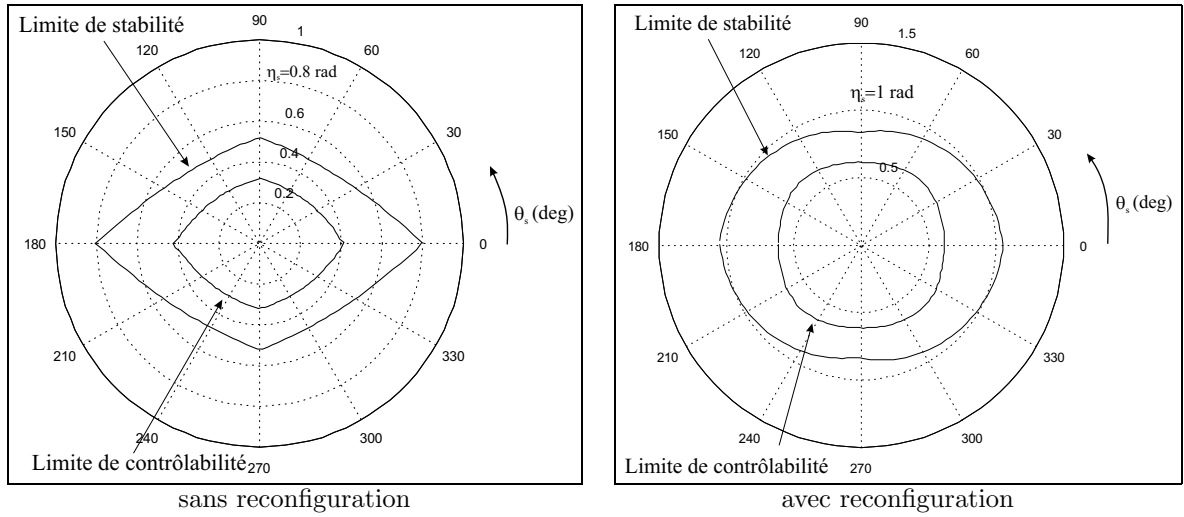


FIG. 5 – Evaluation de la posture en terme de stabilité et de traction et comparaison avec une posture sans reconfiguration

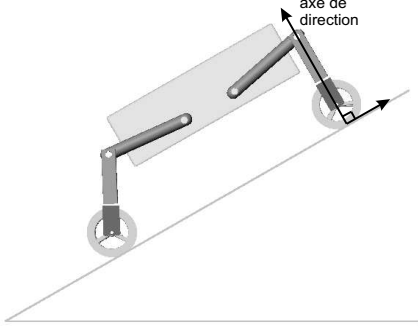


FIG. 4 – Correction de la posture (cas de $\eta = 30$ deg. et $\theta = 0$) compte tenue de la contrainte de manoeuvrabilité.

suite dans la définition d'une loi de commande de la posture. On note $\mathcal{R}=(G,\mathbf{x},\mathbf{y},\mathbf{z})$ le repère lié à la plateforme et $\mathcal{R}_i=(P_i,\mathbf{t}_i,\mathbf{l}_i,\mathbf{n}_i)$ un repère lié au $i^{\text{ème}}$ contact où \mathbf{n}_i est la normale au sol, \mathbf{t}_i est le vecteur tangent dans le plan de la roue $\mathbf{t}_i = \frac{\boldsymbol{\sigma}_i \times \mathbf{n}_i}{\|\boldsymbol{\sigma}_i \times \mathbf{n}_i\|}$ et $\mathbf{l}_i = \mathbf{n}_i \times \mathbf{t}_i$ (voir figure 1(b)). La vitesse du point de contact P_i par rapport au sol s'exprime par

$$\mathbf{v}_{(P_i/\mathcal{R}_0)} = \mathbf{v} + \boldsymbol{\omega} \times \mathbf{r}_i + \mathbf{v}_{(P_i/\mathcal{R})} \quad (3)$$

où $(\mathbf{v}, \boldsymbol{\omega})^t = \mathbf{v}_p$ est le vecteur des composantes du torseur cinématique de la plateforme par rapport au sol et \mathbf{r}_i est le vecteur position du point P_i dans \mathcal{R} . En traduisant la condition de roulement sans glissement au point P_i définie par $\mathbf{v}_{(P_i/\mathcal{R}_0)} = \mathbf{0}$, l'équation (3) devient :

$$-(\mathbf{v} + \boldsymbol{\omega} \times \mathbf{r}_i) = \mathbf{v}_{(P_i/\mathcal{R})} \quad (4)$$

Compte tenue de la cinématique d'une patte à roue du robot Hylos (fig.1(b)), on peut écrire

$$\mathbf{v}_{(P_i/\mathcal{R})} = \dot{\alpha}_i \mathbf{y} \times \mathbf{a}_i + \dot{\beta}_i \mathbf{y} \times \mathbf{b}_i + \dot{\gamma}_i \boldsymbol{\mu}_i \times \mathbf{c}_i + \omega_i \boldsymbol{\sigma}_i \times \mathbf{d}_i \quad (5)$$

où α_i, β_i désignent les paramètres articulaires de la patte, γ_i, ω_i sont l'angle de braquage et la vitesse de rotation de la roue, $\boldsymbol{\mu}_i, \boldsymbol{\sigma}_i$ sont l'axe de direction et l'axe de la roue, $\mathbf{a}_i, \mathbf{b}_i, \mathbf{c}_i, \mathbf{d}_i$ sont les vecteurs qui relient les points des axes des liaisons au point de contact.

On suppose que l'axe de direction est quasi-normal au sol, ce qui implique que le produit $\boldsymbol{\mu}_i \times \mathbf{c}_i = \boldsymbol{\mu}_i \times -r_w \mathbf{n}_i$ est quasi nul (r_w est le rayon de la roue). Cela se traduit par une mobilité partielle au niveau de la liaison de direction ($\dot{\gamma}_i$ n'a pas d'incidence sur la vitesse instantanée de la plateforme). De même, on suppose que la normale au sol est dans le plan de la roue, donc $\omega_i \boldsymbol{\sigma}_i \times \mathbf{d}_i = \omega_i \boldsymbol{\sigma}_i \times -r_w \mathbf{n}_i = -r_w \mathbf{t}_i$. On introduit également la vitesse d'adaptation de la patte \mathbf{v}_i définie par

$$\mathbf{v}_i = \dot{\alpha}_i \mathbf{y} \times \mathbf{a}_i + \dot{\beta}_i \mathbf{y} \times \mathbf{b}_i = \mathbf{J}_i(\dot{\alpha}_i, \dot{\beta}_i)^t \quad (6)$$

Ce vecteur appartient au plan (\mathbf{x}, \mathbf{z}) . La matrice \mathbf{J}_i est la jacobienne de la patte par rapport à la plateforme et exprimée au point de contact. Considérant les hypothèses précédentes, l'équation cinématique de la chaîne devient

$$\mathbf{v} + \boldsymbol{\omega} \times \mathbf{r}_i + \mathbf{v}_i = r_w \omega_i \mathbf{t}_i \quad (7)$$

Le mouvement latéral et de lacet du véhicule est obtenu à partir du braquage et du roulement de la roue. La projection de cette équation vectorielle sur $\mathbf{l}_i = \boldsymbol{\sigma}_i$ exprimant la condition de non-glissement latéral traduit le caractère non-holonome spécifique aux systèmes utilisant des roues conventionnelles. Celle-ci s'exprime par

$$\boldsymbol{\sigma}_i^t (\mathbf{v} + \boldsymbol{\omega} \times \mathbf{r}_i + \mathbf{v}_i) = 0 \quad (8)$$

On suppose que cette équation est satisfaite à chaque instant par la détermination de l'angle de braquage cinématiquement compatible avec les vitesses des

corps du système. Comme cela a déjà été précisé, on introduit dans ce modèle $\dot{x}_i = \mathbf{x}^t \mathbf{v}_i$ afin de contrôler le paramètre de posture x_i . De même, on pose $\dot{z}_i = \mathbf{z}^t \mathbf{v}_i$ la variation de la hauteur de la patte. Le problème cinématique inverse consiste alors à déterminer les paramètres articulaires $(\dot{\alpha}_i, \dot{\beta}_i, \gamma_i, \omega_i)$ pour des vitesses opérationnelles données $(\mathbf{v}, \boldsymbol{\omega}, \dot{x}_1, \dot{x}_2, \dot{x}_3, \dot{x}_4)$.

La projection de l'équation (7) sur le vecteur unitaire $\mathbf{u}_i = \frac{\boldsymbol{\sigma}_i \times \mathbf{z}}{\|\boldsymbol{\sigma}_i \times \mathbf{z}\|}$, donne la vitesse de rotation de la roue

$$r_w \omega_i = \frac{\mathbf{u}_i^t (\mathbf{v} + \boldsymbol{\omega} \times \mathbf{r}_i + \dot{x}_i \mathbf{x})}{\mathbf{u}_i^t \mathbf{t}_i} \quad (9)$$

Cette équation est singulière quand \mathbf{t}_i et \mathbf{u}_i sont perpendiculaires (par exemple, pour un contact frontal $\mathbf{n}_i = \pm \mathbf{x}$ et $\gamma_i = 0$, dans ce cas $\mathbf{t}_i = \pm \mathbf{z}$, $\boldsymbol{\sigma}_i = \mathbf{y}$, donc $\mathbf{u}_i = \mathbf{x}$). Ce cas ne rentre pas dans le cadre de cette étude puisqu'on s'intéresse à des terrains irréguliers sans grande discontinuité. La connaissance de ω_i permet le calcul de \dot{z}_i en utilisant l'équation :

$$\dot{z}_i = \mathbf{z}^t (-\mathbf{v} - \boldsymbol{\omega} \times \mathbf{r}_i + r_w \omega_i \mathbf{t}_i) \quad (10)$$

Maintenant, on peut calculer les vitesses articulaires de la patte en utilisant

$$(\dot{\alpha}_i, \dot{\beta}_i)^t = \mathbf{J}_i^{-1} \mathbf{v}_i = \mathbf{J}_i^{-1} (\dot{x}_i, \dot{z}_i)^t \quad (11)$$

Enfin, la résolution de l'équation (8) conduit à la relation suivante de l'angle de braquage :

$$\gamma_i = \arctan \left(\frac{w_{i_y}}{w_{i_x} S_{\alpha_i \beta_i} - w_{i_z} C_{\alpha_i \beta_i}} \right) \quad (12)$$

avec $w_{i_x} = v_x + \omega_y z_i - \omega_z y_i + \dot{x}_i$, $w_{i_y} = v_y + \omega_z x_i - \omega_x z_i$ et $w_{i_z} = v_z + \omega_x y_i - \omega_y x_i + \dot{z}_i$ sont les composantes de vitesse du centre de la roue par rapport au sol. La forme générale de ce modèle inverse est utilisée pour la commande de la posture. Elle peut être également utilisée pour le suivi de la trajectoire.

3.2 Loi de commande de la posture

Lors d'évolution sur une surface irrégulière, le robot doit maintenir sa posture autour d'une posture désirée \mathbf{p}^* . Une simple loi de commande proportionnelle est utilisée afin d'asservir la posture du robot sur celle désirée. Celle-ci s'écrit :

$$\dot{\mathbf{p}} = \mathbf{K}_p (\mathbf{p}^* - \mathbf{p}) \quad (13)$$

où $\dot{\mathbf{p}} = (\dot{\varphi}, \dot{\psi}, \dot{z}_g, \dot{x}_1, \dot{x}_2, \dot{x}_3, \dot{x}_4)^t$ et \mathbf{K}_p une matrice diagonale positive.

Ceci permet de calculer les vitesses de posture de la plate-forme, en utilisant les équations :

$$\begin{cases} v_z = -\dot{z}_g + \omega_y \frac{\sum_i x_i}{4} - \omega_x \frac{\sum_i y_i}{4} \simeq -\dot{z}_g \\ \omega_x = \dot{\varphi} - \dot{\theta} \sin \psi \simeq \dot{\varphi} \\ \omega_y = \dot{\psi} \cos \varphi + \dot{\theta} \cos \psi \sin \varphi \simeq \dot{\psi} \cos \varphi \end{cases}$$

Dans la première équation, on a supposé que le centre de contact projeté dans un plan horizontal est proche de celui du centre de la plate-forme. Dans les deux équations suivantes, on a négligé l'effet de la vitesse de rotation de lacet $\dot{\theta}$. Ces paramètres de posture et les autres paramètres de vitesses $(v_x, v_y, \dot{\theta})^t$ donnés par le module de suivi de trajectoire sont par la suite utilisés comme entrées du modèle cinématique inverse qui doit donc calculer à partir des équations (9, 11, 12) les consignes en vitesses et en position des actionneurs. Ces équations nécessitent la connaissance des normales au sol aux contacts. L'équation (7) montre que \mathbf{t}_i peut être estimée à partir des mesures de la vitesse de la plate-forme et celle des vitesses articulaires $(\dot{\alpha}_i, \dot{\beta}_i)$. Cependant, la mesure des vitesses linéaires de la plate-forme n'est pas simple puisque l'intégration des mesures des accéléromètres pose le problème de dérive dans le temps. Pour les expérimentations faites sur Hylos, les normales aux contacts sont considérées identiques et sont calculées à partir d'un plan moyen des points de contact.

4 Résultats

Cette méthode de commande de posture a été implantée sous un simulateur dynamique. La figure (figure 6) est une vue des simulations du robot Hylos en évolution sur un terrain irrégulier. Le déplacement se fait en ligne droite à vitesse constante de 30 cm/s. Cette simulation a été comparée à l'évolution du rover dans le cas sans reconfiguration et avec les mêmes conditions initiales et aux limites.

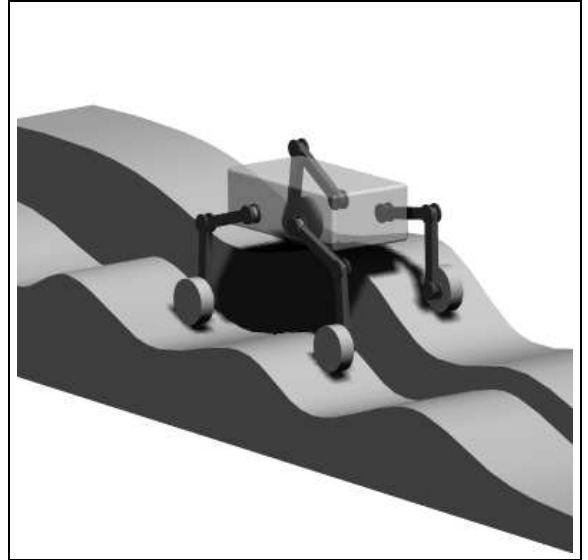


FIG. 6 – Vue du simulateur dynamique

La figure (7) montre l'évolution des marges de stabilité, définie par Papadopoulos [9], pour les 2 modes de déplacement. On remarque bien la relative constance de celle-ci dans le cas avec contrôle de posture. On note également cette propriété pour les efforts normaux de contact (voir figure 8).

La partie expérimentale entreprise sur le robot Hylos est décrite en détail dans la partie démonstrateur des

actes de ces journées. Les résultats obtenus permettent de valider d'une part la faisabilité de la loi de commande et d'autre part les capacités cinématiques intrinsèques du système en terme de reconfiguration. Ces expérimentations seront complétées par une instrumentation du système avec des capteurs d'efforts à 3 axes chacun. Ils sont disposés dans les structures des pattes et permettent la mesure des 3 composantes de forces à chaque contact. Ces mesures permettront d'une part une meilleure adaptation du système au sol par la mise en oeuvre d'une boucle de maintien de contact et d'autre part une appréciation de la répartition réelle des forces normales et tangentielles aux contacts qui sont comme on l'a déjà évoqué des indices précieux de la stabilité et de la capacité de traction du système.

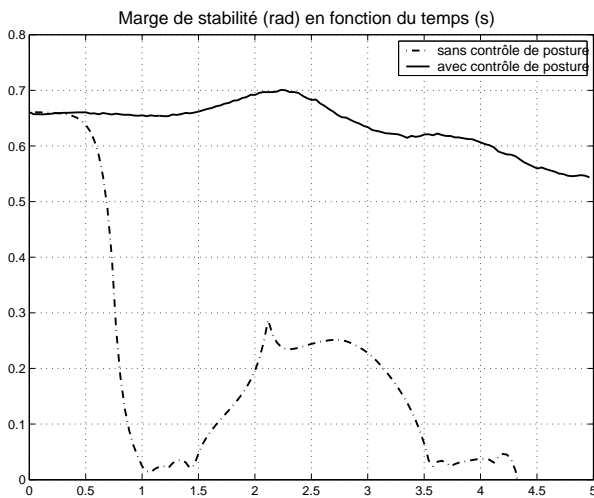


FIG. 7 – Comparaison des marges de stabilité dans les deux cas

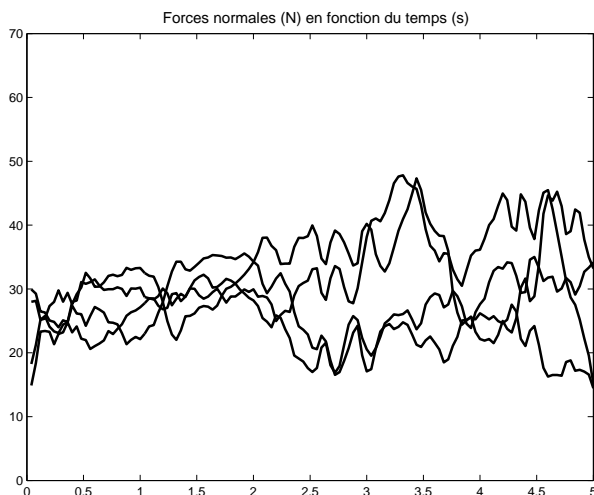


FIG. 8 – Forces normales aux contacts dans le cas avec reconfiguration

5 Conclusion

Nous avons développé dans cet article une méthode d'optimisation de la configuration d'un robot à roues

et à pattes lors de son évolution sur des sols irréguliers. Cette méthode tente de prendre en compte plusieurs critères notamment de stabilité et de traction ainsi que des contraintes liés à la cinématique de la patte et à la dirigeabilité du robot. Nous avons présenté une loi de commande de la posture utilisant un modèle cinématique du robot et quelques capteurs simples comme des inclinomètres. Ceci a été validé en simulation et en expérimentation sur le rover Hylos. Même si la modélisation cinématique est restée générale pour prendre toute la mobilité du système, l'étude du suivi de trajectoires doit être menée afin de soulever les problèmes éventuels de couplage entre ce module et celui de la reconfiguration. Ce travail sera également poursuivi par l'étude d'autres modes de déplacement : d'une part le franchissement de fortes discontinuités et la recherche de configurations assurant le meilleur passage des difficultés en terme de stabilité et de progression, et d'autre part le déplacement en mode séquentiel basé sur divers types d'allures symétriques comme celui du mode péristaltique du robot Lama ou asymétriques à la manière de la marche d'un quadrupède.

Références

- [1] G. Andrade, F. BenAmar, Ph. Bidaud, and R. Chatila. Modeling wheel-sand interaction for optimization of a rolling-peristaltic motion of a marsokhod robot. In *International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pages 576–581, 1998.
- [2] G. Andrade Barroso. *Modélisation et Adaptation du Mouvement de Robot Tout-Terrain*. PhD thesis, Université Paris VI, 2000.
- [3] T. Estier, Y. Crausaz, B. Merminod, M. Lauria, R. Piguët, and R. Siegwart. An innovative space rover with extended climbing abilities. In *International Conference on Robotics in Challenging Environments*, Albuquerque, USA, 2000.
- [4] C. Grand, F. BenAmar, and P. Bidaud. Kinematic analysis and stability optimisation of a reconfigurable legged-wheeled mini-rover. In *SPIE Conference on Unmanned ground-vehicle technology IV*, pages 295–303, Orlando, USA, 2002.
- [5] C. Grand, F. BenAmar, F. Plumet, and P. Bidaud. Stability control of a wheel-legged mini-rover. In *5th International Conference on Climbing on Walking Robots*, pages 323–331, Paris, France, 2002.
- [6] A. Halme, I. Leppänen, S. Salmi, and S. Ylönen. Hybrid locomotion of a wheel-legged machine. In *International Conference on Climbing and Walking Robots*, Madrid, Spain, 2000.
- [7] K. Iagnemma, A. Rzepniewski, S. Dubowsky, and P. Schenker. Control of robotic vehicles with actively articulated suspensions in rough terrain. *Autonomous Robots*, 14(1) :5–16, 2003.
- [8] M. Maurette. Mars rover autonomous navigation. *Autonomous Robots*, 14(2-3), 2003.
- [9] E.G. Papadopoulos and D.A. Rey. A new measure of tipover stability for mobile manipulators. In *IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation*, pages 3111–3116, 1996.
- [10] S.V. Sreenivasan and K.J. Waldron. Displacement analysis of an actively articulated wheeled vehicle configuration with extensions to motion planning on uneven terrain. *Transactions of the ASME*, 118(6) :312–317, 1996.
- [11] S.V. Sreenivasan and B.H. Wilcox. Stability and traction control of an actively actuated micro-rover. *Journal of Robotics Systems*, 11(6) :487–502, 1994.