

COMMANDE D'UN ROBOT BIPEDE POUR UNE MARCHE AVEC SIMPLE ET DOUBLE SUPPORT

Sylvain MIOSSEC, Yannick AOUSTIN

*Institut de Recherche en Communications et Cybernétique de Nantes
BP 92101 1, rue de la Noë, 44321 Nantes Cedex 03, France*

**SYLVAIN.MIOSSEC@IRCCYN.EC-NANTES.FR,
YANNICK.AOUSTIN@IRCCYN.EC-NANTES.FR**

Résumé : *Cet article traite de la commande dynamique d'un robot bipède. Le mouvement considéré se compose d'une phase de simple support sous actionnée et d'une phase de double support sur actionnée. Il est important de vérifier que les pieds du bipède ne décollent pas ni ne glissent pendant le double support. Après avoir défini un mouvement de référence cyclique optimal, une commande par découplage non linéaire sous contraintes est alors appliquée. Nous montrons en simulation que la présence du double support préservé de la violation des contraintes du sol permet une convergence rapide vers le mouvement de référence à partir de l'arrêt. Une étude de la robustesse face à des erreurs de modèle est présentée en simulation.*

Mots clés : *marche, robot bipède, mouvement optimal, commande sous contraintes, double support*

1 Introduction

Le principal intérêt des robots marcheurs par rapport aux robots à roues est leur possibilité d'évoluer en terrains accidentés. Les bipèdes sont eux plus adaptés à l'environnement humain. La marche des bipèdes peut être classée selon qu'elle est statique, dynamique ou purement dynamique. Pour la marche statique, la projection du centre de gravité sur le sol est incluse dans le polygone constitué par les points d'appui du bipède avec le sol. De tels robots sont toujours en équilibre statique et ont des dynamiques lentes. La marche dynamique consiste à vérifier le principe du Zero Moment Point (ZMP) au cours de la marche. Ce principe tient compte des dynamiques du mouvement et permet des marches plus rapides. Il correspond en fait à la condition de non basculement autour des extrémités des pieds.

La marche purement dynamique est encore plus générale. La stabilité de la marche s'obtient par le mouvement même du robot au cours d'un pas. De tels robots sont cinématiquement simples pour en faciliter l'étude. Ils n'ont généralement pas de pieds et sont donc sous actionnés en simple support. De plus en plus d'études sont dédiées à de tels bipèdes [1]-[6],[8],[10],[11]. L'étude de tels bipèdes porte sur la recherche de mouvements de références [1],[2],[8], l'étude de

la stabilité [3],[4],[6],[10] et la commande [3]-[6],[10],[11]. La stabilité de tels bipèdes a été prouvée sous certaines conditions dans [3],[6]. La plupart de ces études porte sur une marche avec un double support instantané [2]-[4],[6],[10]. Nous nous intéressons à un mouvement de marche avec un double support non instantané [1],[5],[8],[11]. Cette phase de double support sur actionnée permet d'acquérir une marche plus stable. En même temps, pendant le double support les pieds du robot peuvent glisser ou décoller plus facilement qu'en simple support, car la masse du robot est répartie sur les deux pieds (contrairement au simple support). Pour résoudre ce problème, la particularité de notre étude est que durant le double support nous utilisons une commande vérifiant les contraintes du sol, basée sur la connaissance du modèle, comme il est fait dans [9] pour un quadrupède. Une étude en simulation de la robustesse d'une telle loi de commande est faite face à des erreurs de vitesse initiales et des erreurs de modèle.

Dans la partie suivante nous présentons le prototype sur lequel nous travaillons. Dans une troisième partie nous présentons les modèles utilisés pour représenter le bipède en simulation. La quatrième partie présente comment nous avons défini le mouvement de référence cyclique. La cinquième partie concerne la loi de

commande utilisée pour le suivi du mouvement de référence obtenu. Enfin la dernière partie présente des résultats de simulation du bipède avec la loi de commande de suivi du mouvement de référence, pour des erreurs de modèle et de vitesses initiales.

2 Le robot bipède

La photo figure 1 représente le robot bipède sur lequel nous travaillons. Il est conçu pour évoluer dans le plan sagittal. Il possède un tronc, deux jambes identiques articulées au niveau des genoux, mais n'a pas de pieds. Le contact avec le sol est donc ponctuel. Il possède 4 moteurs situés aux hanches et aux genoux.

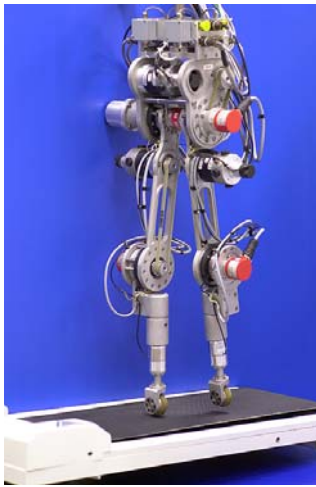


Figure 1 : photo du prototype

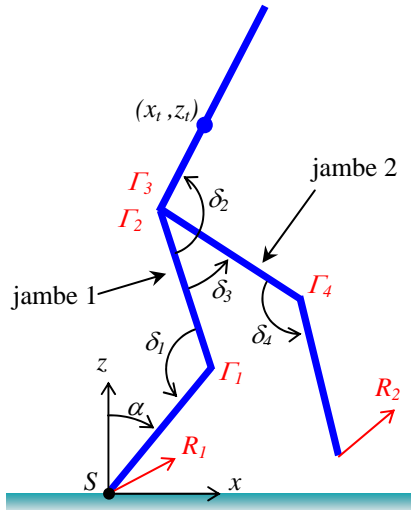


Figure 2 : Schéma du bipède dans le plan sagittal et notations

Les notations sont données figure 2. Le vecteur des couples est noté $\Gamma = [\Gamma_1 \ \Gamma_2 \ \Gamma_3 \ \Gamma_4]^T$. Le vecteur des variables articulaires et d'orientation du bipède est noté $q = [\alpha \ \delta_1 \ \delta_2 \ \delta_3 \ \delta_4]^T$. Nous notons le vecteur des variables $X = [q^T \ x_i \ z_i]^T$, où (x_i, z_i) est la position absolue du centre de masse

du tronc. Les variables X permettent de définir entièrement la configuration et la position du bipède. Les vecteurs des réactions du sol sur le robot sont notés $R_1 = [R_{1x} \ R_{1z}]^T$ pour le pied 1 et $R_2 = [R_{2x} \ R_{2z}]^T$ pour le pied 2.

3 Le modèle

3.1 Modèle général

Le modèle dynamique du bipède est obtenu à partir des équations de Lagrange. Le modèle diffère selon le nombre de pieds au sol. La forme générale est la suivante.

$$A(q)\ddot{X} + H(q, \dot{q}) = D_r \Gamma + D_1(q)R_1 + D_2(q)R_2 \quad (1)$$

Les dimensions des matrices sont $A(7 \times 7)$, $H(7 \times 1)$, $D_r(7 \times 4)$, $D_i(7 \times 2)$.

Si le pied i est en l'air alors $R_i = [0 \ 0]^T$

Si un pied est en contact avec le sol, les positions X , les vitesses \dot{X} , et les accélérations \ddot{X} sont contraintes. Ces contraintes de liaison des pieds 1 et 2 avec le sol sont données par les équations (2), respectivement sur les positions X , les vitesses \dot{X} et les accélérations \ddot{X} du bipède.

$$\begin{cases} d_i(X) = cste \\ V_i = D_i(q)^T \dot{X} = 0 \\ \dot{V}_i = D_i(q)^T \ddot{X} + H_i(q, \dot{q}) = 0 \end{cases} \quad i=1,2 \quad (2)$$

$d_i(X)$ représente la position du pied i et V_i représente la vitesse de l'extrémité du pied $i=1,2$. Les équations (1) et (2) permettent de représenter le bipède en vol, en simple support et en double support. Nous nous intéressons seulement aux phases de simple et double support.

3.2 Modèle de simple support

En simple support (noté SS) seul le pied 1 est en contact avec le sol. Le SS est donc représenté par l'équation (1) avec $R_2 = [0 \ 0]^T$ et par les contraintes de liaison du pied 1 avec le sol représentées par les équations (2) pour $i=1$.

3.3 Modèle de double support

En double support (noté DS) les deux pieds sont en contact avec le sol. Le DS est donc représenté par l'équation (1) et les équations (2) pour $i=1,2$.

3.4 Modèle d'impact

L'impact intervient lorsqu'au cours d'un SS le pied libre rentre en contact avec le sol. Nous supposons rigides le sol et les corps composant le bipède, et que les couples restent finis. L'impact est alors instantané, passif, et les réactions du sol sont impulsionnelles. Nous prenons un modèle d'impact de Newton avec un coefficient de restitution ε nul. Le modèle d'impact se déduit de l'intégration de l'équation (1) entre l'instant juste avant impact et l'instant juste après impact, avec les hypothèses précédentes. Il s'écrit

$$\begin{cases} A(q)(\dot{X}^+ - \dot{X}^-) = D_1(q)I_{R_1} + D_2(q)I_{R_2} \\ V_{iN}^+ = -\varepsilon V_{iN}^- \quad \text{où } V_i^+ = D_i(q)^T \dot{X}^+ \\ i = 1 \text{ ou } 2 \end{cases} \quad (3)$$

où la notation $+$ signifie juste après impact et la notation $-$ juste avant impact, I_{R_i} $i=1,2$ représentent les réactions impulsionnelles d'impact respectivement sur les pieds 1 et 2 et où V_{iN}^- et V_{iN}^+ sont les composantes normales de la vitesse juste avant et juste après l'impact de l'extrémité du pied i rentrant en contact avec le sol.

Après l'impact, le bipède peut avoir plusieurs comportements : les pieds peuvent rester fixes par rapport au sol, glisser ou décoller. Nous ne nous intéressons qu'au cas où les deux pieds restent fixes sur le sol, car nous étudions un mouvement avec DS. Cette condition s'écrit

$$V_i^+ = D_i(q)^T \dot{X}^+ = 0 \quad i=1,2 \quad (4)$$

Ces modèles de SS et DS et d'impact ne sont valables que tant que les conditions de non décollement et non glissement sur les pieds en support avec le sol sont vérifiées (ces conditions sont données par les contraintes (7)).

La difficulté d'étude d'un tel système est que la structure du modèle qui le représente change au cours du temps (SS ou DS) et évolue de manière discontinue (impact).

4 Définition d'un mouvement de référence optimal

Nous considérons une marche cyclique comprenant la succession des phases de DS, SS et d'impact. Pour cela nous définissons le mouvement du robot sur chacune des phases de SS et DS. Puis nous paramétrons

convenablement le mouvement pour rechercher un mouvement par optimisation.

4.1 Définition en simple support

En SS, nous définissons l'évolution des variables articulaires actionnées δ_i $i=1\dots 4$ comme étant des polynômes de degré 4 fonctions de la variable α .

$$\delta_{i,ss}(\alpha) = a_{i0} + a_{i1}\alpha + a_{i2}\alpha^2 + a_{i3}\alpha^3 + a_{i4}\alpha^4 \quad i=1\dots 4 \quad (5)$$

Nous définissons les variables articulaires en fonction de α car le système est sous actionné en phase de SS (il possède 5 degrés de liberté pour 4 actionneurs). La stratégie est de prescrire les variables commandées en fonction de celle non commandée. Cette méthode permet de définir l'ensemble des configurations que va prendre le bipède. La vitesse avec laquelle ces configurations vont être parcourues va se déduire de l'intégration de l'équation (1).

4.2 Définition en double support

En DS, le système est sur actionné (il ne possède plus que 3 degrés de liberté pour 4 actionneurs), il suffit donc de définir l'évolution de 3 variables pour définir le mouvement. Nous définissons d'abord α comme un polynôme de degré 3 fonction du temps, et par souci d'homogénéité avec le SS, nous prescrivons δ_i $i=1,2$ comme des polynômes de degré 3 fonction de α .

$$\begin{cases} \alpha(t) = a_0 + a_1t + a_2t^2 + a_3t^3 \\ \delta_{i,ds}(\alpha) = a_{i0} + a_{i1}\alpha + a_{i2}\alpha^2 + a_{i3}\alpha^3 \end{cases} \quad (6)$$

4.3 Paramétrisation du mouvement

Pour paramétrer un tel mouvement, nous utilisons les conditions aux limites des phases (les positions et vitesses de début et fin des phases). Nous déduisons de ces conditions aux limites les coefficients des polynômes. Les conditions aux limites sont liées par des conditions de continuité et cyclicité entre le SS et le DS. Ces conditions entraînent que 18 paramètres suffisent pour définir le mouvement. Cette procédure est détaillée dans [8].

4.4 Recherche d'un mouvement optimal

Pour choisir parmi l'ensemble des mouvements possibles, nous cherchons à minimiser un critère, tout en respectant des contraintes. Les contraintes physiques à vérifier sont le non décollement et le non glissement des pieds en support durant les 3 phases. Ces contraintes s'expriment comme suit.

$$\begin{cases} R_{iz} > 0 \\ |R_{ix}/R_{iz}| < f \end{cases} \quad i=1 \text{ et/ou } 2 \quad (7)$$

où f représente le coefficient de frottement entre le pied et le sol. Nous avons également prescrit les limitations de couple des moteurs entre $\pm 150\text{N.m}$, et que le pied libre en SS passe au dessus d'une parabole pour ne pas qu'il rentre intempestivement en contact avec le sol.

Le critère que nous avons optimisé est le suivant. Il correspond aux pertes par effet Joules dans les moteurs par unité de distance parcourue par le bipède.

$$C = \frac{1}{d} \int_0^{T_{dp}} \|\Gamma\|_2^2 dt \quad (8)$$

Il s'agit d'un problème d'optimisation d'un critère non linéaire sous contraintes non linéaires. Nous avons utilisé la fonction *constr* de *matlab* pour le résoudre. Nous obtenons un mouvement localement optimal. Celui-ci sert de mouvement de référence pour la commande.

La vérification des contraintes (7) à l'impact est difficile. Une étude approfondie du modèle d'impact nous a permis de constater que pour des configurations de marche, il n'est pas possible d'obtenir un DS à moins d'avoir un coefficient de frottement $f=4$. Par ailleurs lors d'essais expérimentaux nous avons constaté l'existence d'impact donnant un DS alors que le coefficient de frottement du sol est de $f=0.4$. Ce modèle d'impact utilisé ne rend donc pas compte complètement de la réalité. Nous avons pour l'instant gardé ce modèle d'impact en considérant $f=4$. Nous comptons étudier expérimentalement l'impact sur le prototype.

5 Commande en suivi de mouvement

Aussi bien pour la phase de SS que de DS, nous avons implanté une commande par découplage linéarisante avec action PD [7]. En DS il est très facile de violer les contraintes (7) de non décollement et non glissement. Nous avons donc implanté une commande sous contraintes

en DS, comme il a été fait dans [9]. Nous n'avons pas eu besoin d'implanter la commande sous contraintes en SS, les contraintes étant largement vérifiées. Le schéma représentant cette commande est donné figure 3. Nous présentons maintenant la commande pour les phases de SS et DS. Nous notons les grandeurs avec l'indice r pour référence, m pour mesurées et d pour désirées.

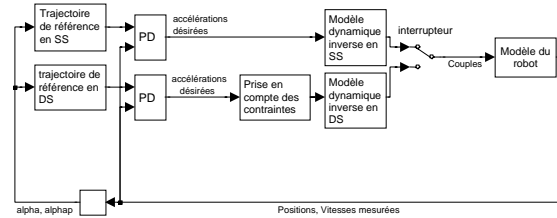


Figure 3 : Schéma de commande du bipède

5.1 Commande en SS

En SS, les 4 variables articulaires motorisées sont commandées. L'action PD s'écrit sous la forme suivante.

$$\begin{aligned} \ddot{\delta}_{id} &= \ddot{\delta}_{ir}(\alpha_m, \dot{\alpha}_m, \ddot{\alpha}) \\ &+ K_v(\dot{\delta}_{ir}(\alpha_m, \dot{\alpha}_m) - \dot{\delta}_{im}) \quad i=1\dots 4 \quad (9) \\ &+ K_p(\delta_{ir}(\alpha_m) - \delta_{im}) \end{aligned}$$

K_v et K_p sont les gains de l'action PD. Ils sont réglés de telle sorte à obtenir un pôle double réel négatif et tel que le temps de réponse soit légèrement inférieur à la durée de SS.

5.2 Commande en DS

La commande sous contraintes consiste à d'abord calculer l'accélération désirée, puis à la modifier le moins possible pour vérifier les contraintes. Nous commençons donc par présenter le calcul des accélérations désirées comme en SS. En DS, le robot a seulement 3 degrés de liberté, seuls α , δ_1 et δ_2 sont donc commandés. Les actions PD s'écrivent sous la forme suivante.

$$\begin{cases} \ddot{\alpha}_d = \ddot{\alpha}_r(t) \\ \quad + K_{v\alpha}(\dot{\alpha}_r(t) - \dot{\alpha}_m) \\ \quad + K_{p\alpha}(\alpha_r(t) - \alpha_m) \\ \ddot{\delta}_{id} = \ddot{\delta}_{ir}(\alpha_m, \dot{\alpha}_m, \ddot{\alpha}_d) \\ \quad + K_v(\dot{\delta}_{ir}(\alpha_m, \dot{\alpha}_m) - \dot{\delta}_{im}) \quad i=1,2 \\ \quad + K_p(\delta_{ir}(\alpha_m) - \delta_{im}) \end{cases} \quad (10)$$

Les gains de l'action PD sont réglés avec la même méthode que pour le SS.

Nous présentons maintenant comment sont modifiées les accélérations désirées pour vérifier les contraintes en DS. Nous cherchons à vérifier les contraintes (7) ainsi que les limitations de couples en DS. Ces contraintes dépendent des accélérations et d'un autre paramètre car le DS est sur actionné. Le choix de ce paramètre n'est pas évident et est expliqué dans [8]. Il s'agit d'une des 2 composantes horizontales des réactions du sol R_{1x} . Plutôt que de modifier les accélérations $\ddot{\delta}_{1d}$ et $\ddot{\delta}_{2d}$ pour vérifier les contraintes, nous avons préféré modifier seulement $\ddot{\alpha}_d$. Ainsi la convergence asymptotique en δ_i est garantie indépendamment des contraintes, et la convergence vers la trajectoire de référence en α également. Les contraintes s'expriment donc en fonction de $\ddot{\alpha}_d$ et R_{1x} comme suit.

$$A_c [\ddot{\alpha}_d \quad R_{1x}]^T \leq B_c \quad (11)$$

Notre première priorité est de rechercher l'accélération $\ddot{\alpha}_d$ vérifiant les contraintes (notée $\ddot{\alpha}_{dc}$) et étant la plus proche de l'accélération désirée $\ddot{\alpha}_d$ originelle. Ce problème s'écrit sous la forme mathématique suivante.

$$\ddot{\alpha}_{dc} = \min_{\ddot{\alpha}_{dc}, R_{1x}} \|\ddot{\alpha}_{dc} - \ddot{\alpha}_d\|^2 \quad (12)$$

$$\text{avec } A_c [\ddot{\alpha}_{dc} \quad R_{1x}]^T \leq B_c$$

Une fois l'accélération vérifiant les contraintes obtenue, il est encore possible de modifier R_{1x} tout en vérifiant les contraintes. Notre deuxième priorité est de minimiser le critère (8), nous résolvons alors ce deuxième problème d'optimisation en R_{1x} où $\ddot{\alpha}_{dc}$ reste égal à sa valeur trouvée en (12).

$$R_{1x} = \min_{R_{1x}} \|\Gamma\|^2 \quad (13)$$

$$\text{avec } A_c [\ddot{\alpha}_{dc} \quad R_{1x}]^T \leq B_c$$

(12) et (13) sont des problèmes d'optimisation quadratique sous contraintes linéaires. Si elle existe, la solution de tels problèmes est unique, et le calcul en est suffisamment rapide pour une implantation temps réel.

6 Résultats

Nous présentons ici les résultats de simulation de la commande sous contraintes présentée précédemment. Les conditions initiales des essais sont la configuration initiale de DS, mais avec des vitesses nulles. Il s'agit donc d'un test avec une erreur importante sur les conditions initiales en vitesse correspondant à un démarrage de

l'arrêt. Nous présentons 2 essais différents : le premier pour lequel les masses et inerties ont été augmentées de 4% et le second pour lequel les masses et inerties ont été diminuées de 10%.

Figure 4 sont représentés les couples, et figure 5 les forces de réaction verticale du sol R_{ix} $i=1,2$ et le rapport des forces de réactions R_{ix}/R_{iz} $i=1,2$ du premier essai. Figure 6 sont représentés les couples et figure 7 les réactions du second essai. Les traits verticaux marquent la séparation entre les phases de SS et DS. Le plus petit intervalle correspond au DS et le plus grand au SS.

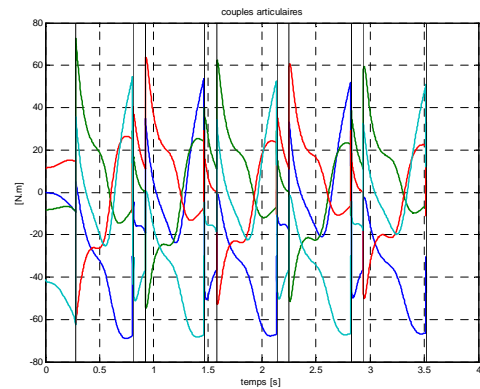


Figure 4 : couples articulaires du robot sur 5 pas, pour un démarrage à l'arrêt et une augmentation des paramètres inertiels de 4%

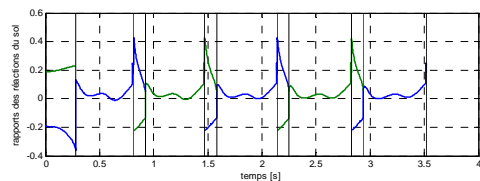
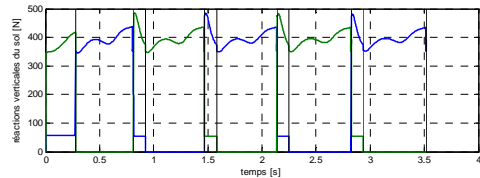


Figure 5 : réactions du sol sur 5 pas, pour un démarrage à l'arrêt et une augmentation des paramètres inertiels de 4%

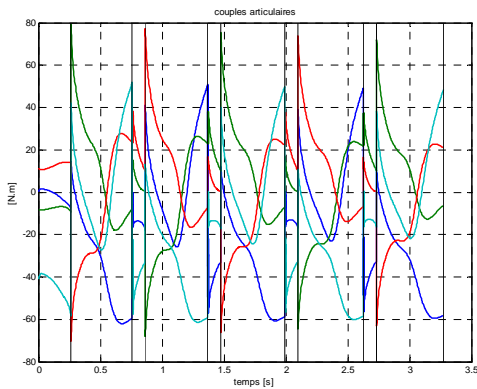


Figure 6 : couples articulaires du robot sur 5 pas, pour un démarrage à l'arrêt et une diminution des paramètres inertiels de 10%

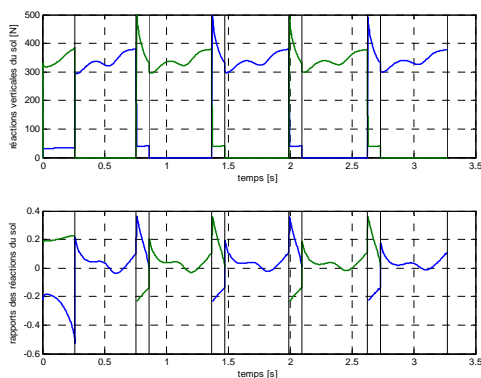


Figure 7 : réactions du sol sur 5 pas, pour un démarrage à l'arrêt et une diminution des paramètres inertiels de 10%

Sur les figure 4 et figure 6 nous pouvons constater que les couples vérifient les valeurs limites de $\pm 150\text{N.m}$, et que les erreurs de conditions initiales et de modèle introduites n'entraînent pas d'augmentation importante des couples.

Sur les figure 5 et figure 7 nous pouvons constater les effets de la commande sous contraintes : les réactions verticales vérifient la première contrainte de (7) de non décoller avec une marge d'erreur d'environ 50N que nous avons prescrite, et les rapports des réactions vérifient la deuxième contrainte de (7) de non glissement pour un coefficient de frottement de $f=0.6$, avec une marge d'erreur car nous avons prescrit de vérifier la contrainte de non glissement pour un coefficient de frottement de $f=0.5$. Nous constatons que le mouvement se fait le long des contraintes, ce qui justifie a posteriori la prise en compte des contraintes. Cependant les contraintes prescrites ne sont pas exactement vérifiées du fait des erreurs de modèle introduites. En particulier pour le 2^{ème} essai les réactions verticales du sol descendent en

dessous de 50N (figure 7). Nous pouvons également constater que la valeur moyenne des réactions verticales du sol est plus importante dans le premier cas car la masse du bipède est plus importante.

Si les paramètres inertiels du bipède sont modifiés de manière plus importante, des contraintes ne sont plus vérifiées pendant le double support.

Lors des introductions d'erreurs de modèle, les conditions de non glissement et non décoller à l'impact ne sont plus du tout vérifiées car pour le modèle d'impact utilisé, l'espace des conditions avant impact donnant DS est très petit, et cet espace est donc quitté très facilement. Nous avons pu constater que ce modèle n'était pas toujours correct. Nous comptons donc effectuer une étude expérimentale de l'impact pour connaître précisément les conditions avant impact pouvant donner un DS.

La figure 8 représente le plan de phase de la variable α dans le cas où les inerties sont diminuées de 10%.

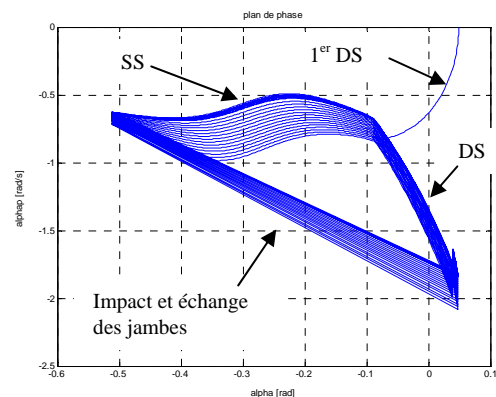


Figure 8 : plan de phase en α sur 20 pas pour un démarrage à l'arrêt et une diminution des paramètres inertiels de 10%

Nous pouvons constater sur la figure 8 que le robot part avec une vitesse nulle et atteint quasiment le mouvement cyclique à la fin du premier DS. Le bipède converge ensuite lentement (en une quinzaine de pas) vers le mouvement cyclique. Ce comportement est dû au fait que le modèle du robot n'est pas connu exactement et que le robot tend vers un cycle différent du cycle de référence. Dans le cas où il n'y a pas d'erreur de modèle, la convergence a lieu en environ 5 pas.

7 Conclusion

Nous avons présenté une commande sous contraintes avec découplage et action PD. Cette dernière permet d'atteindre le mouvement

cyclique à partir de l'arrêt. Nous voyons donc l'intérêt de la phase de DS pour démarrer la marche. Nous avons également caractérisé la robustesse de cette loi de commande face à des erreurs de modèle.

Pour améliorer la robustesse face aux erreurs de modèle, nous comptons rechercher un nouveau mouvement de référence en tenant compte de la robustesse, par exemple en cherchant un mouvement de référence plus éloigné des contraintes.

A plus long terme, des tests de la commande sur le prototype réel sont prévus.

Références

- [1] BESSONNET G., CHESSE S., SARDAIN P., "Generating optimal gait of a human-sized biped robot", *CLAWAR 2002*, pp. 717-724, 2002
- [2] CHEVALLEREAU C., Aoustin Y., "Optimal Reference Trajectories for Walking and Running of a Biped Robot", *Robotica*, Vol. 19, pp. 557-569, 2001
- [3] CHEVALLEREAU C., FORMAL'SKY A.M., "Suivi Géométrique d'une Trajectoire Articulatoire pour la Marche d'un Bipède", *2^{ème} Conf. Int. Francophone d'Automatique*, 2002
- [4] GOSWAMI A., ESPIAU B AND KERAMANE A., "Limit Cycles in a Passive Compass Gait Biped and Passivity-Mimicking Control Laws", *Journal of Autonomous Robots*, 1997
- [5] GRISHIN A.A., FORMAL'SKY A.M., LENSKY A.V. AND ZHITOMIRSKY S.V., "Using Information about Ground Reactions in the Control of Biped Walking", *9th IEEE Int. Conf. on Methods and Models in Automation and Robotics*, pp. 1169-1172, 1997
- [6] GRIZZLE J.W., ABBA G., PLESTAN F., "Asymptotically Stable Walking for Biped Robots : Analysis via Systems with Impulse Effects", *IEEE Transaction on Automatic Control*, Vol. 46, No. 1, pp. 51-64, 2001.
- [7] KHALIL W. AND DOMBRE E., "Modélisation Identification et Commande des Robots", Hermès, 1999
- [8] MIOSECC S. AND Aoustin Y., "Mouvement de Marche Composé de Simple et Double Support pour un Robot Bipède Planaire sans Pieds ", *2^{ème} Conf. Int. Francophone d'Automatique*, 2002
- [9] PERRIN B., "Modélisation et Commande d'un robot quadrupède pour une allure dynamiquement stable", *Thèse de l'École Centrale de Nantes*, 1999
- [10] PLESTAN F., GRIZZLE J.W., WESTERVELT E.R., ABBA G., "Stable Walking of a 7-DOF Biped Robot", *IEEE Trans. Robotics and Automation*, à paraître, 2003
- [11] ZONFRILLI F., ORIOLO G., NARDI D., "A Biped Locomotion Strategy for the Quadruped Robot Sony ERS-210", *2002 IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation*, pp. 2768-2774, 2002