

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

SYLVAIN MIOSSEC, YANNICK AUSTIN

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
<http://www.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, bipède, mouvement optimal, commande sous contraintes, double support

I. 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 marche est suffisamment lente pour qu'un critère de stabilité statique soit valable. La marche dynamique consiste à vérifier le principe du Zero Moment Point (ZMP, voir [12]) 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]-[8],[10],[11]. L'étude de ces 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]. Des conditions de stabilité pour ce type de bipède ont été établies dans [3],[6].

Pour ce qui concerne la génération de mouvements, dans [1] une marche comprenant un double support non instantané est définie par une méthode d'optimisation fondée sur le principe de Pontryagin, en tenant compte des contraintes au sol. Dans [2] des mouvements de marche sans double support et de course sont paramétrés puis sont aussi optimisés en respectant les contraintes de contact au sol. Dans [7] le problème de cyclicité de la marche est résolu pour une paramétrisation de la marche particulière. Dans [8] nous définissons un mouvement de référence cyclique avec double support non instantané. Peu d'études portent sur une marche avec double support, alors qu'il permet une marche plus stable. Nous avons montré que la présence du double support sur actionné permet de résoudre le problème de cyclicité de la marche. Nous avons paramétré les mouvements de marche puis nous avons recherché par optimisation le jeu de paramètres vérifiant les contraintes du sol et minimisant un critère énergétique. Le présent article concerne la commande du bipède en suivi du mouvement de référence défini en [8].

Pour ce qui concerne la commande des bipèdes, seules les articles [5] et [11] considère une marche avec double support. Les auteurs modélisent le bipède par un pendule inverse et gèrent les conditions finales de double support nécessaires pour l'accomplissement de la phase de simple support à partir du modèle de pendule inverse. Les paramètres des mouvements de références sont choisis intuitivement. Dans [5], la vérification des contraintes du sol est faite pour le mouvement de référence. Cependant durant 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 garantir la vérification de ces contraintes, et pas seulement pour le mouvement de référence, nous proposons dans cet

article une commande garantissant la vérification des contraintes du sol établie 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, l'objet de notre étude, le prototype "Rabbit", voir [13]. Dans une troisième partie nous décrivons les modèles utilisés pour simuler le comportement dynamique du bipède. La quatrième partie est dédiée à la définition du mouvement de référence cyclique. La cinquième partie concerne la loi de commande utilisée pour le suivi du mouvement de référence obtenu. 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.

II. Le robot bipède

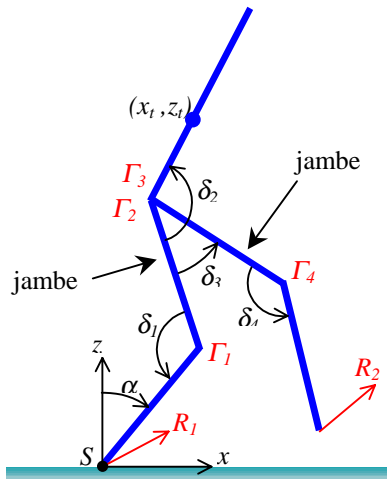
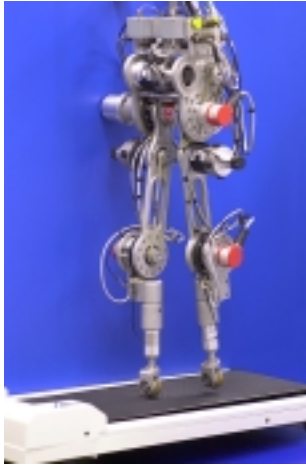


Figure 2 : Schéma du bipède dans le plan sagittal et notations

La photo figure 1 représente le bipède, objet de notre étude. 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. Des codeurs permettent les mesures des angles relatifs et de l'orientation absolue du tronc

(car le robot est relié à un poteau central par une barre qui le maintient dans le plan sagittal).

Le vecteur des couples est noté $\Gamma = [\Gamma_1 \ \Gamma_2 \ \Gamma_3 \ \Gamma_4]^T$, voir figure 2. 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 $X = [q^T \ x_t \ z_t]^T$, où (x_t, z_t) 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.

III. Le modèle

A. 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.

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

La matrice d'inertie $A(7 \times 7)$ du bipède est symétrique définie positive. Les effets centrifuges, de Coriolis et de gravité sont représentés par le vecteur $H(7 \times 1)$. La matrice $D_r(7 \times 4)$, composée de 1 et 0 prends en compte les couples. Les matrices $D_i(7 \times 2)$ définissent les réactions du sol sur le bout des pattes ($i = 1, 2$).

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). Les 3 relations données sont équivalentes par dérivation mais concernent respectivement les positions X , les vitesses \dot{X} et les accélérations \ddot{X} du bipède.

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

$d_i(X)$ représente la position du pied i et V_i représente la vitesse de l'extrémité du pied $i=1, 2$.

B. 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 $i=1$.

Pour écrire plus facilement la loi de commande nous utilisons aussi une autre équation matricielle de mouvement du bipède, (3) pour le SS qui spécifie directement qu'une patte du robot touche le sol. La réaction du sol sur le pied 1 n'y intervient plus. Il vient également des équations de Lagrange mais ne portant que sur l'accélération \ddot{q} .

$$A_q(q)\ddot{q} + H_q(q, \dot{q}) = D_{r_q} \Gamma \quad (3)$$

$A_q(5 \times 5)$ est la matrice d'inertie, $H_q(5 \times 1)$ représente les effets centrifuges, de Coriolis et de gravité, $D_{r,q}(5 \times 4)$ est comme pour (1) composée de 1 et 0.

C. 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 $i=1,2$.

D. Modèle d'impact

L'impact intervient à la fin d'un SS, lorsque le pied libre rentre en contact avec le sol. Nous supposons que le sol et les corps composant le bipède sont rigides, et que les couples restent finis. L'impact est alors instantané, passif, et les réactions du sol sont des impulsions de Dirac d'intensité I_{R_i} , $i=1, 2$. 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

$$\begin{cases} A(q)(\dot{X}^+ - \dot{X}^-) = D_1(q)I_{R_1} + D_2(q)I_{R_2} \\ V_{iN}^+ = -\varepsilon V_{iN}^- \quad \text{où } V_i^+ = D_i(q)^T \dot{X}^+ \\ i = 1 \text{ ou } 2 \end{cases} \quad (4)$$

où la notation + signifie juste après impact et la notation - juste avant impact, 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. Ce modèle d'impact permet de calculer les vitesses après impact \dot{X}^+ et les réactions impulsionnelles du sol à partir de la configuration du bipède et des vitesses avant impact \dot{X}^- . 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

$$V_i^+ = D_i(q)^T \dot{X}^+ = 0 \quad i=1,2 \quad (5)$$

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 (8)).

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).

IV. 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

paramétrisons convenablement le mouvement pour rechercher un mouvement par optimisation.

A. Définition en simple support

En SS, nous définissons l'évolution des variables articulaires actionnées δ_i , $i=1..4$ comme étant des polynômes de degré 4 fonctions de la variable α , pour pouvoir spécifier des configurations initiale finale, et intermédiaire pour le bipède ainsi que ses vitesses initiales et finales.

$$\delta_{i,ss}(\alpha) = a_{i0} + a_{i1}\alpha + a_{i2}\alpha^2 + a_{i3}\alpha^3 + a_{i4}\alpha^4 \quad i=1..4 \quad (6)$$

Les variables articulaires sont définies en fonction de α pour tenir compte du fait que 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).

B. 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 . Les configurations initiales et finales, ainsi que les vitesses initiales et finales pour le bipède sont spécifiées en double support. Les polynômes $\delta_{i,ds}(\alpha)$ et $\alpha(t)$ seront donc de degré 3. Le temps de double support est fixé a priori.

$$\begin{cases} \alpha(t) = a_0 + a_1t + a_2t^2 + a_3t^3 \\ \delta_{i,ds}(\alpha) = a_{i0} + a_{i1}\alpha + a_{i2}\alpha^2 + a_{i3}\alpha^3 \end{cases} \quad (7)$$

C. 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. En prenant en compte le fait que le mouvement est périodique, qu'il est continu entre chaque phase, que l'équation d'impact fournit une relation algébrique (3) entre les vitesses du bipède avant et après impact, il est possible de réduire à 18 le nombre de paramètres pour définir ce mouvement de marche. Le choix de ces paramètres se fait par une procédure d'optimisation, voir [8].

D. 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.

$$\begin{cases} R_{iz} > 0 \\ |R_{ix}/R_{iz}| < f \end{cases} \quad i=1 \text{ et/ou } 2 \quad (8)$$

où f représente le coefficient de frottement entre le pied et le sol. Nous avons également prescrit les limitations de couple des moteurs $\Gamma_{max}=150N.m$,

$$-\Gamma_{max} \leq \Gamma_i \leq \Gamma_{max} \quad i=1...4 \quad (9)$$

et que le pied libre en SS passe au dessus d'une parabole pour ne pas rentrer intempestivement en contact avec le sol.

Le critère que nous avons optimisé est défini par (10). Il correspond aux pertes par effet Joules dans les moteurs par unité de distance parcourue par le bipède.

$$C = \frac{1}{d} \int_0^{T_{dp}} \|\Gamma\|_2^2 dt \quad (10)$$

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. L'initialisation de ce problème d'optimisation a été fait avec des paramètres choisis intuitivement. Nous obtenons un mouvement localement optimal. Celui-ci sert de mouvement de référence pour la commande.

La vérification des contraintes (8) 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 sans considérer de glissement car nous n'avons pas d'autre modèle simple d'impact, mais nous comptons étudier expérimentalement l'impact sur le prototype.

V. Commande en suivi de mouvement

Aussi bien pour la phase de SS que de DS, les sorties sont les variables articulaires de 'Rabbit'. L'entrée de commande, le vecteur des couples Γ est calculé par découplage non linéaire pour obtenir un comportement linéaire des sorties, voir (10). En DS il est très facile de violer les contraintes (8) 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. La commutation de la commande en SS se fait lorsque α atteint sa valeur finale en DS, et la commutation de la commande en DS se fait lors de l'impact. 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.

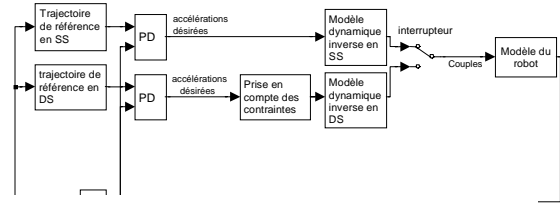


Figure 3 : Schéma de commande du bipède

A. Commande en SS

En SS, les 4 variables articulaires motorisées sont commandées. La détermination de δ_{id} $i=1...4$ se fait à partir des mesures δ_{im} et $\dot{\delta}_{im}$ et des valeurs de référence $\delta_{ir}(\alpha_m)$, $\dot{\delta}_{ir}(\alpha_m, \dot{\alpha}_m) = \frac{\partial \delta_{ir}(\alpha_m)}{\partial \alpha} \dot{\alpha}_m$ et

$$\ddot{\delta}_{ir}(\alpha_m, \dot{\alpha}_m, \ddot{\alpha}) = \frac{\partial \delta_{ir}(\alpha_m)}{\partial \alpha} \ddot{\alpha} + \frac{\partial^2 \delta_{ir}(\alpha_m)}{\partial \alpha^2} \dot{\alpha}_m^2.$$

Les accélérations désirées peuvent alors s'écrire :

$$\ddot{\delta}_{id} = \ddot{\delta}_{ir} + K_v (\dot{\delta}_{ir} - \dot{\delta}_{im}) + K_p (\delta_{ir} - \delta_{im})$$

$$\ddot{\delta}_{id} = \frac{\partial \delta_{ir}}{\partial \alpha} \ddot{\alpha} + \ddot{\delta}_{id}'(\dot{\alpha}_m, \alpha_m) \quad i=1...4 \quad (11)$$

Les gains, K_v , K_p de l'action PD 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.

A partir de (3) et (11) et en prenant $A_q=[A_\alpha(5 \times 1) A_\delta(5 \times 4)]$ le calcul des couples Γ est donné par :

$$\begin{bmatrix} D_{\Gamma q} & -A_\alpha - A_\delta \left[\frac{\partial \delta_{ir}}{\partial \alpha} \right] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Gamma \\ \ddot{\alpha} \end{bmatrix} = A_\delta \begin{bmatrix} \ddot{\delta}_{id}' \end{bmatrix} - H_q \quad (12)$$

Du fait du sous actionnement du bipède en SS, nous ne commandons pas α et $\ddot{\alpha}$ se déduit donc de la commande appliquée en SS. $D_{\Gamma q}$ étant composée de 1 et 0, la condition pour pouvoir calculer les couples Γ dépend seulement des trajectoires de référence. Le processus d'optimisation présenté en IV.D nous donne un mouvement de référence pour lequel le calcul des couples est toujours possible.

B. Commande en DS

En DS, le robot a seulement 3 degrés de liberté, seuls α , δ_1 et δ_2 sont alors commandés. L'action PD donne $\ddot{\alpha}_d$ et $\ddot{\delta}_{id}$ $i=1,2$ et les expressions de $\ddot{\delta}_{id}$ sont les mêmes que pour le SS à la différence que

$\ddot{\alpha} = \ddot{\alpha}_d$. Les gains de l'action PD sont réglés avec la même méthode que pour le SS. A partir des équations (2) et (11) le vecteur d'accélération \ddot{X}_d peut s'exprimer linéairement en fonction de $\ddot{\alpha}_d$ et $\ddot{\delta}_{id}^*$ $i=1,2$. Les couples Γ et les réactions du sol R_1 et R_2 se déduisent donc de (13) qui est obtenue à partir de (1).

$$[D_\Gamma \quad D_1 \quad D_2][\Gamma \quad R_1 \quad R_2]^T = A\ddot{X}_d + H \quad (13)$$

Le système (13) est composé de 7 équations et 8 inconnues. Il y a donc une infinité de couples Γ possibles. Dans [8] nous justifions le choix de R_{1x} comme paramètre de l'ensemble de ces solutions. Nous présentons maintenant le choix de la solution dans le cadre de la commande sous contraintes (l'existence d'une solution a toujours été observée en simulation).

Le principe de la commande sous contrainte est de modifier les accélération désirées le moins possible pour que certaines contraintes soient vérifiées. Nous cherchons à vérifier les contraintes (8) et (9) en DS. D'après (13) ces contraintes sur Γ , R_1 et R_2 dépendent des accélération désirées et du paramètre R_{1x} . De plus nous avons choisi de ne modifier que $\ddot{\alpha}_d$ et pas $\ddot{\delta}_{1d}$ ni $\ddot{\delta}_{2d}$ pour vérifier les contraintes. Ainsi la convergence asymptotique en δ_i est garantie indépendamment des contraintes. Les contraintes (8) et (9) peuvent donc s'exprimer avec (13) en fonction de $\ddot{\alpha}_d$ et R_{1x} comme suit.

$$A_c [\ddot{\alpha}_d \quad R_{1x}]^T \leq B_c \quad (14)$$

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.

$$\ddot{\alpha}_{dc} = \min_{\ddot{\alpha}_{dc}, R_{1x}} \|\ddot{\alpha}_{dc} - \ddot{\alpha}_d\|^2 \text{ avec } A_c [\ddot{\alpha}_{dc} \quad R_{1x}]^T \leq B_c \quad (15)$$

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 (10), nous résolvons alors ce deuxième problème d'optimisation en R_{1x} où $\ddot{\alpha}_{dc}$ reste égal à sa valeur trouvée en (15).

$$R_{1x} = \min_{R_{1x}} \|\Gamma\|^2 \text{ avec } A_c [\ddot{\alpha}_{dc} \quad R_{1x}]^T \leq B_c \quad (16)$$

(15) et (16) 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 en temps réel.

VI. 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 avons effectué 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%. Nous ne présentons que le premier essai.

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

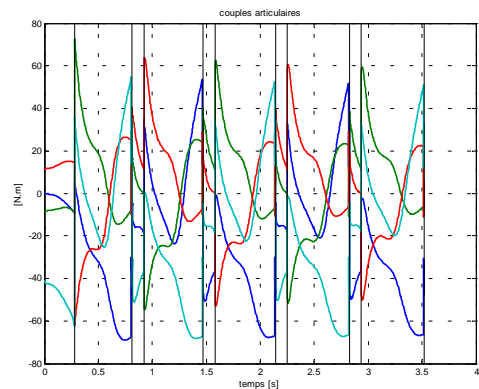


Figure 4 : couples articulaires du robot sur 5 pas, pour un démarrage à l'arrêt et une augmentation des paramètres inertiels de 4%

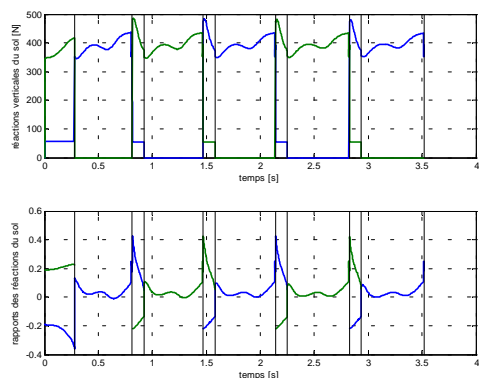


Figure 5 : réactions du sol sur 5 pas, pour un démarrage à l'arrêt et une augmentation des paramètres inertiels de 4%

Sur la figure 4 nous pouvons constater que les couples vérifient les valeurs limites de ± 150 N.m. Sur la figure 5 nous pouvons constater les effets de la commande sous contraintes: les réactions verticales vérifient la première contrainte de (8) de non décollement avec une marge d'erreur d'environ 50N que nous avons prescrite, et les rapports des réactions vérifient la deuxième contrainte de (8) 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 (non présenté ici), les réactions verticales du sol descendent en dessous de 50N . 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.

Comme nous l'avions vu partie IV.D, les contraintes d'impact n'ont pas pu être vérifiées. Lors des introductions d'erreurs de modèle, les conditions de non glissement et non décollement à l'impact sont encore moins vérifiées. Nous comptons donc effectuer une étude expérimentale de l'impact pour connaître précisément les conditions avant impact pouvant donner un DS.

La figure 6 représente le plan de phase de la variable α dans le cas où les inerties sont diminuées de 10%.

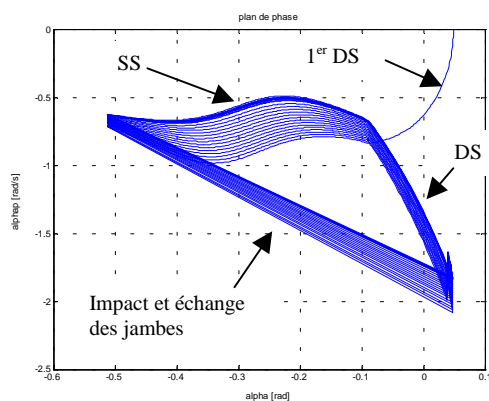


Figure 6 : plan de phase en α sur 20 pas pour un démarrage à l'arrêt et une diminution des paramètres inertiels de 10%

Nous pouvons constater sur la figure 6 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 en parti 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.

VII. 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., et Sardin. 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. et Formal'sky. A.M., "Suivi Géométrique d'une Trajectoire Articulaire pour la Marche d'un Bipède", *2^{ème} Conf. Int. Francophone d'Automatique*, 2002.
- [4] Goswami. A., Espiau. B et Kermane. 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. et 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. et 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] Ma B., Wu Q., "Parametric study of repeatable gait for a planar five-link biped", *Robotica*, Vol. 20, pp. 493-498, 2002.
- [8] Miossec. S., 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. et Abba G., "Stable Walking of a 7-DOF Biped Robot", *IEEE Trans. Robotics and Automation*, à paraître, 2003.
- [11] Zonfrilli. F., Oriolo. G. et 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.
- [12] Vukobratovic M., Borovac B., Surla D., et Stokic D., "Biped Locomotion", *Springer-Verlag, Berlin* 1990.
- [13] ROBEA : Robotique et Entités Artificielles. <http://www-lag.ensieg.inpg.fr/prcbipedes/index.html>. Janvier 2003.