

THESE

Pour l'obtention du Grade de

DOCTEUR de L'UNIVERSITE DE POITIERS

(Faculté des Sciences Fondamentales et Appliquées)
(Diplôme national – Arrêté du 7 août 2006)

ECOLE DOCTORALE SCIENCES ET INGENIERIE EN MATERIAUX, MECANIQUE,
ENERGETIQUE ET AERONAUTIQUE

Secteur de Recherche

GENIE MECANIQUE, PRODUCTIQUE, TRANSPORT

Présentée par :

Antoine EON

Contribution à la génération de mouvements
dynamiques pour les robots humanoïdes et au
dimensionnement de leurs actionneurs

Directeur de thèse : Saïd ZEGHLOUL

Soutenue le 10 décembre 2009 devant la commission d'examen

JURY

Rapporteurs :

P. BIDAUD

Professeur, Université Pierre et Marie Curie (Paris VI)

P. FRAISSE

Professeur, Université Montpellier II

Examineurs :

J.P. GAZEAU

Ingénieur de Recherche CNRS, Université de Poitiers

G. POISSON

Professeur, Université d'Orléans

S. ZEGHLOUL

Professeur, Université de Poitiers

Remerciements

Je tiens avant tout à remercier Monsieur le Professeur Olivier Bonneau, Directeur du Laboratoire de Mécanique des Solides et Vice-président de l'université de Poitiers, pour son accueil chaleureux et les très bonnes conditions de travail qu'il a su m'offrir.

Mes remerciements vont également à Monsieur le Professeur Said Zegloul, responsable de l'équipe mécanismes et robotique pour m'avoir intégré à son équipe, mais surtout pour la direction qu'il a su apporter à ma thèse. Je le remercie également pour ces conseils, sa disponibilité et sa réactivité. Qu'il trouve à travers ces lignes l'expression de ma plus vive gratitude.

Je tiens également à remercier les deux rapporteurs de cette thèse, messieurs Philippe Bidaud, Professeur à l'université Pierre et Marie Curie (Paris VI), et Philippe Fraisse, Professeur à l'université Montpellier II, notamment pour leur disponibilité et l'intérêt qu'ils portent à mon travail. Ma reconnaissance s'adresse également à messieurs Gérard Poisson, Professeur à l'université d'Orléans et Jean-Pierre Gazeau, Ingénieur de Recherche CNRS à Université de Poitiers pour avoir accepté d'être membres du jury. Qu'ils en soient sincèrement remerciés.

Mes remerciements vont également à l'ensemble des personnels du LMS pour l'aide et l'amitié qu'ils m'ont apportées, tout particulièrement Djamila Lagache et Laurence Artus. Je remercie chaleureusement pour leurs conseils techniques avisés messieurs Philippe Vulliez et Pierre Laguillaumie.

Je n'oublie pas l'intégralité des membres de l'équipe mécanismes et robotique pour la bonne humeur et la bonne atmosphère de travail qu'ils ont contribué à créer, Jean-Pierre pour le niveau sonore, Naël, Luc et Vincent pour les discussions métaphysiques, Frédéric pour les petits gâteaux, Pascal pour sa gentillesse et son soutien, Luc pour sa collaboration fructueuse, et enfin Yannick, Juan Antonio, Terence, Samir, Marc, Philippe.

Je terminerai par ma famille et ma belle-famille qui ont contribué par leur soutien et leur amour à m'encourager dans mon travail. Je remercie du fond du cœur ma femme, Pauline, et mon fils, Gabin, pour l'amour indéfectible qu'ils ont su me témoigner, sans eux rien n'aurait été possible.

A Pauline et Gabin,

« L'important : c'est que les deux pieds touchent le sol »

-Sagesse Populaire-

Introduction générale

De plus en plus de robots humanoïdes voient le jour dans les laboratoires de recherche de par le monde, les spécimens les plus avancés à l'heure actuelle sont localisés majoritairement dans l'archipel nippon avec notamment HRP-2[®], 3 et 4 (AIST, Kawada Industries[®], ASIMO[®] (Honda[®]), WABIAN (Université de Waseda). L'Europe s'est également lancée dans l'aventure avec la réalisation de BIP2000 (LMS Poitiers, INRIA), de RABBIT (Projet Robea), de JOHNNIE (Université de Munich) et plus récemment de NAO[®] (Aldebaran Robotics[®]). De nouveaux robots sont en cours de réalisation comme Lola (Université de Munich), Hydroid (Université de Versailles). Le laboratoire de Mécanique des Solides de l'Université de Poitiers, fort de son expérience avec le prototype BIP2000, souhaite continuer dans ce domaine de recherche, notamment via la conception et la réalisation d'un humanoïde. Le travail développé dans cette thèse s'inscrit dans cette optique. Il s'agit donc de poser les bases rigoureuses nécessaires à la commande de ce type de machine ainsi qu'à sa conception. Ce travail est donc bivalent entre aspects théoriques de la génération de mouvements, et pratiques du dimensionnement. Un des paramètres déterminant dans la conception d'un robot humanoïde, siège de phénomènes hautement couplés, est le choix de son actionnement ainsi que le dimensionnement de ses actionneurs. Afin de les choisir de manière rigoureuse, il est nécessaire de s'intéresser d'abord à la stratégie de génération de mouvements qui conditionne les besoins en performances de ces composants.

Concevoir un robot humanoïde est une gageure, le contrôler en est une également. Plusieurs techniques ont été utilisées dans la littérature, l'optimisation globale paramétrique [Seguin 05], [Bessonnet 09], les réseaux de neurones [Doerschuk 98], [Kun 99], la logique floue [Yang 02], [Ivanescu 01], les algorithmes génétiques [Capi 01], [Pettersson 01], les algorithmes hybrides [Juang 00], [Reil 02], la théorie de la commande prédictive [Dimitrov 09], [Kajita 03a], les machines à vecteur de support [Kim 09]... Un très bon état de l'art des techniques de générations de mouvements pour les robots humanoïdes utilisant les outils de l'intelligence artificielle a d'ailleurs été mené de manière exhaustive par Katic et Vukobratovic [Katic 03]. En raison des impératifs d'une génération de mouvements en temps-réel, notre choix s'est porté sur la technique la plus employée à l'heure actuelle, notamment sur HRP-2, à savoir un modèle de commande prédictive basé sur une modélisation du robot humanoïde par un pendule inversé.

La première partie de cette thèse présente la méthode détaillée de génération de mouvements pour les robots humanoïdes reposant sur ce modèle de commande. Les méthodes mises en œuvre sont appliquées au robot HRP-2 et simulées dans l'environnement de simulation dédié OpenHRP-3[®]. Chaque étape de l'algorithme de génération de mouvements est précisée. Des améliorations originales sont apportées notamment sur la compensation de l'erreur de localisation du ZMP. Une extension est aussi présentée permettant le pilotage du moment dynamique du robot exprimé au centre de gravité ainsi que ses propriétés d'inertie.

Le but de cette thèse est en outre d'aider à la conception de robots humanoïdes anthropomorphes. La deuxième partie se focalise donc sur la création d'un modèle d'humain virtuel à partir de données anthropomorphiques et sur son utilisation dans la conception d'un robot humanoïde, plus particulièrement au niveau du choix de ses actionneurs. Tout d'abord, il est nécessaire de fixer les paramètres géométriques et massiques en relation avec ce que l'on observe chez l'humain. Ceci est réalisé à l'aide de données issue d'études du domaine de la biomécanique et permet d'obtenir un modèle de travail permettant de réutiliser les méthodes et outils développés dans la Partie 1. A ce stade, il est possible de générer des mouvements pour l'humain virtuel. Ensuite, l'impact de la taille et de la masse de l'humanoïde est étudié sur les performances requises au niveau des actionneurs, ainsi que sur le mouvement en lui-même (risque de glissement, erreur de localisation du ZMP), pour un mouvement spécifique, issue d'une capture chez l'humain. Une méthode d'imitation du mouvement mesuré, développé par Luc Boutin (LMS UMR6610) est intégrée à ce travail dans cette optique. Enfin, un cycle de fonctionnement est fixé pour le robot à concevoir, correspondant à des mouvements précis, permettant la mise en place en place d'un dimensionnement rigoureux de l'ensemble moto-réducteur, au plus juste, conduisant à un gain de poids optimal.

Partie 1

Génération de mouvements dynamiques pour les robots humanoïdes : application au robot HRP-2

1.1	Introduction.....	11
1.2	Critères de non-basculément lors de la marche.....	13
1.3	Calcul des forces de contact.....	15
1.3.1	Paramétrage.....	16
1.3.2	Modèle dynamique restreint.....	19
1.4	Gestion du risque de chute.....	24
1.4.1	Pendule inversé.....	24
1.4.2	Modèle de commande prédictive.....	26
1.4.3	Trajectoires de référence.....	29
1.4.3.1	Repère de construction, paramètres et variables du mouvement.....	29
1.4.3.2	Lois de levée de pied.....	32
1.4.4	Modèle géométrique direct.....	33
1.5	Génération de mouvements de marche.....	35
1.5.1	Modèle géométrique inverse.....	35
1.5.2	Résultats du modèle de commande prédictive.....	36
1.5.3	Algorithme de la génération de mouvements.....	40
1.5.4	Mouvement de marche dynamique : résultats préliminaires.....	41
1.5.5	Correction de l'écart de modèle.....	44
1.6	Validation du mouvement.....	49
1.6.1	Résolution de l'hyperstatisme.....	49
1.6.2	Modèle dynamique complet.....	58
1.6.3	Vérification des performances actionneurs.....	60
1.6.4	Vérification des lois de Coulomb.....	63
1.6.5	Validation sur OpenHRP-3® et COSMOS Motion®.....	65
1.6.6	Schéma complet de génération de mouvements.....	67
1.7	Pilotage de données dynamiques lors de la résolution du MGI.....	68
1.7.1	Expression du moment dynamique.....	68
1.7.2	Limitation du risque de glissement.....	69
1.7.3	Suppression des écarts de modèle dus à l'approche pendule inversé.....	71
1.7.4	Saut vertical.....	75
1.7.4.1	Trajectoire du centre de gravité dans le repère absolu.....	77
1.7.4.2	Trajectoire du centre de gravité piloté.....	82
1.7.4.3	Résultats.....	84
1.8	Conclusion.....	86

1.1 Introduction

Le robot HRP-2 (Figure 1) est l'aboutissement d'un projet initié par l'AIST (National Institute of Advanced Industrial Science and Technology) au Japon et fabriqué par l'entreprise Kawada Industries. Ce projet appelé HRP (Humanoid Robotics Project) a abouti à la conception et à la réalisation de plusieurs prototypes [Hirukawa 04] ayant fait leurs preuves en terme d'aptitude à la marche (HRP-1, HRP-1S, HRP-2L, HRP-2A, HRP-2P et enfin HRP-2). Le but de ce groupe était la création d'une plateforme de recherche robotisée comportant un robot marcheur ainsi que les outils et logiciels nécessaires à sa commande. La version livrée du robot est le modèle HRP-2 qui est présent dans de nombreux centres de recherches au Japon. Le logiciel de simulation et de contrôle développé conjointement par la société General Robotix[®] s'appelle OpenHRP[®], il incorpore un modèle dynamique de l'humanoïde et permet le test d'une trajectoire de marche avant son implémentation sur le robot réel. Dans le cadre du JRL (Joint Japanese-French Robotics Laboratory) commun au CNRS et à l'AIST, un prototype de HRP-2 a quitté ses terres natales pour s'expatrier sous le soleil de Toulouse au LAAS (Laboratoire d'Analyse et D'Architecture des Systèmes). Cette plateforme est ainsi disponible pour les différents laboratoires français ayant répondu à l'appel à projets lancé par le JRL. C'est dans ce cadre que s'inscrit une partie de ce travail.



Figure 1 : HRP-2

HRP-2 mesure un mètre et cinquante-quatre centimètres pour une masse de cinquante-huit kilogrammes. Il possède trente degrés de liberté actionnés (deux pour la cheville, un pour le genou, trois pour la hanche, deux pour le tronc, deux pour la tête, trois pour l'épaule, un pour le coude, deux pour le poignet, un pour la main). Le générateur de trajectoire de HRP-2 se base sur des techniques simples et robustes qui ont fait leur preuve au gré des multiples

expérimentations conduites sur ce robot. Ces méthodes, introduites par Kajita et collaborateurs [Kajita 01], [Kajita 02], [Kajita 03a], sont basées sur l'approximation du robot par un pendule inversé, permettant de simplifier grandement les équations de la dynamique, en approchant le robot par une masse ponctuelle concentrée au centre de gravité. Un modèle de commande prédictive permet ensuite de calculer une trajectoire du centre de gravité assurant le non-basculement du robot. Il reste alors à réaliser le placement du centre de gravité en résolvant le modèle géométrique inverse de l'humanoïde.

Les méthodes mises en œuvre dans cette thèse s'appuient grandement sur celles utilisées pour HRP-2. Il faut garder à l'esprit le fait que ce travail s'inscrit dans l'objectif de réalisation d'un robot humanoïde et de son générateur de mouvements, ceci a grandement conditionné les choix effectués dans cette thèse, en se focalisant sur les méthodes efficaces et robustes existantes et en essayant de leur apporter une contribution nouvelle. Des modifications ainsi que des améliorations ont été apportées aux algorithmes de HRP-2. Afin d'introduire ces changements, cette partie débute par la présentation du critère de non-basculement utilisé : celui du ZMP ou Zero Moment Point. Un rappel est donné sur la localisation de ce point en fonction des efforts de contact ainsi que sur le calcul de ces efforts de contact. La gestion du risque de chute à proprement parler est alors abordée en introduisant la modélisation par pendule inversé et le modèle de commande prédictive associé. Un générateur de trajectoire de référence des pieds et du ZMP est proposé, enfin, le modèle géométrique direct permettant le calcul de certains points ou axes déterminants dans la génération du mouvement est donné en fonction des coordonnées articulaires. Tous ces outils rendent possible la synthèse d'un mouvement par résolution du modèle géométrique inverse du robot permettant le placement du centre de gravité via la minimisation d'un critère sous contraintes non-linéaires. Après génération du mouvement, la localisation du ZMP est calculée à l'aide du modèle dynamique restreint calculant l'action globale de contact du robot sur le sol. La modélisation par pendule inversé néglige la contribution du moment dynamique du système polyarticulé sur son mouvement. On obtient donc une erreur de localisation entre le ZMP prévu par le modèle de pendule inversé et celui obtenu par le modèle dynamique restreint. Cette erreur doit être corrigée pour améliorer les performances, une solution est proposée présentant des résultats comparables à ceux obtenus par Kajita. Ensuite, une méthode de résolution de l'hyperstatisme pendant les phases de double-appui, permettant la détermination de la répartition des efforts entre pieds droit et gauche, est détaillée. Cette résolution de l'hyperstatisme rend possible le calcul du modèle dynamique du robot complet pendant ces phases sans mettre en œuvre un modèle de contact et sans calculs complexes. La validation des mouvements obtenus est ensuite détaillée en termes de frottement, de performances des actionneurs, de non-basculement. Enfin, une modification importante est apportée au niveau de la résolution du modèle géométrique inverse, permettant à la fois le pilotage du centre de gravité tout en gérant certaines quantités dynamiques (notamment le moment dynamique pris au centre de gravité mais aussi les paramètres d'inertie). L'avantage

de la maîtrise du moment dynamique est mis en avant pour deux exemples concrets : la limitation du risque de glissement et l'annulation de l'erreur de modélisation par pendule inversé. Enfin pour le saut vertical, l'intérêt d'une bonne gestion du moment d'inertie est démontré.

1.2 Critères de non-basculement lors de la marche

Le critère communément utilisé dans la communauté scientifique pour caractériser le non-basculement lors d'un mouvement de marche est celui du ZMP ou Zero Moment Point introduit par Vukobratovic et collaborateurs en 1973 [Vukobratovic 73], puis précisé depuis [Vukobratovic 04], [Terada 07], [Vukobratovic 07].

Définissons tout d'abord le ZMP, il s'agit du point où le torseur de l'action mécanique du robot sur le sol est composé d'une résultante et d'un moment dirigé purement selon la normale au sol. Ainsi, ce torseur exprimé au ZMP dans le repère terrestre a la forme suivante :

$${}_{ZMP}\{T_{robot/sol}\} = \left\{ \begin{array}{c} \overrightarrow{R_{robot/sol}} \\ \overrightarrow{M_{ZMP \in robot/sol}} \end{array} \right\} = \left\{ \begin{array}{c} \overrightarrow{R_{robot/sol}} \\ M_n \cdot \vec{n} \end{array} \right\} \quad (1)$$

Avec \vec{n} la normale au sol

Si nous disposons du torseur de l'action mécanique du robot sur le sol (calculable à l'aide des équations de la dynamique) en un point quelconque P , il est facile de calculer la localisation du ZMP à partir des six composantes de ce torseur exprimées dans le repère terrestre.

Posons :

$${}_P\{T_{robot/sol}\} = \left\{ \begin{array}{c} \overrightarrow{R_{robot/sol}} = X \cdot \vec{x} + Y \cdot \vec{y} + Z \cdot \vec{z} \\ \overrightarrow{M_{P \in robot/sol}} = L \cdot \vec{x} + M \cdot \vec{y} + N \cdot \vec{z} \end{array} \right\} \quad (2)$$

Réduisons ce torseur au ZMP, en utilisant la formule de transport du moment :

$${}_{ZMP}\{T_{robot/sol}\} = \left\{ \begin{array}{c} X \cdot \vec{x} + Y \cdot \vec{y} + Z \cdot \vec{z} \\ L \cdot \vec{x} + M \cdot \vec{y} + N \cdot \vec{z} + \overrightarrow{ZMP - P} \wedge (X \cdot \vec{x} + Y \cdot \vec{y} + Z \cdot \vec{z}) \end{array} \right\} \quad (3)$$

Avec :

$$\overrightarrow{ZMP - P} = (x_P - x_{ZMP}) \cdot \vec{x} + (y_P - y_{ZMP}) \cdot \vec{y} + (z_P - z_{ZMP}) \cdot \vec{z} \quad (4)$$

On a alors:

$${}_{ZMP} \{T_{robot/sol}\} = \left\{ \begin{array}{l} X \cdot \vec{x} + Y \cdot \vec{y} + Z \cdot \vec{z} \\ (L + (y_P - y_{ZMP}) \cdot Z - (z_P - z_{ZMP}) \cdot Y) \cdot \vec{x} \\ + (M + (z_P - z_{ZMP}) \cdot X - (x_P - x_{ZMP}) \cdot Z) \cdot \vec{y} \\ + (N + (x_P - x_{ZMP}) \cdot Y - (y_P - y_{ZMP}) \cdot X) \cdot \vec{z} \end{array} \right\} \quad (5)$$

Posons \vec{x} la normale au sol et $x_{ZMP} = cst$ dans l'hypothèse d'un sol plan horizontal d'équation $x = x_{ZMP}$, on obtient d'après (1) et (5) le système suivant :

$$\begin{cases} M + (z_P - z_{ZMP}) \cdot X - (x_P - x_{ZMP}) \cdot Z = 0 \\ N + (x_P - x_{ZMP}) \cdot Y - (y_P - y_{ZMP}) \cdot X = 0 \end{cases} \quad (6)$$

Ce qui donne après résolution :

$$\begin{cases} y_{ZMP} = -\frac{N + Y \cdot x_P - Y \cdot x_{ZMP}}{X} + y_P \\ z_{ZMP} = \frac{M - Z \cdot x_P + Z \cdot x_{ZMP}}{X} + z_P \end{cases} \quad (7)$$

On a donc finalement :

$${}_{ZMP} \{T_{robot/sol}\} = \left\{ \begin{array}{l} X \cdot \vec{x} + Y \cdot \vec{y} + Z \cdot \vec{z} \\ (L + \frac{Z \cdot N + Y \cdot M}{X}) \cdot \vec{x} \end{array} \right\} \quad (8)$$

Nous venons de calculer les coordonnées du ZMP en fonction des composantes du torseur de l'action mécanique du robot sur le sol en un point quelconque, ainsi que les composantes de ce torseur réduit au ZMP. Ces résultats seront utiles dans la suite de ce travail pour recalculer la position du ZMP du robot humanoïde en fonction des efforts de liaison obtenus via le modèle dynamique.

Le critère de non-basculement, basé sur la position du ZMP, énoncé dans [Vukobratovic 73] est le suivant :

« Au cours d'un mouvement de marche, le non-basculement du robot est garanti si à chaque instant, le ZMP de l'humanoïde est localisé dans le polygone de sustentation défini par l'enveloppe convexe du (des) pied(s) en contact avec le sol. »

Ce critère est illustré Figure 2. Deux positions du ZMP sont représentées (l'une générant un basculement du robot et l'autre non), à partir du moment où le ZMP atteint une arête du polygone de sustentation, le bipède se met à chuter en tournant autour de cette arête. Il apparaît donc intéressant de se garantir une marge de sécurité sur la position du ZMP afin de le maintenir suffisamment éloigné des arêtes pour assurer une bonne réponse aux perturbations externes.

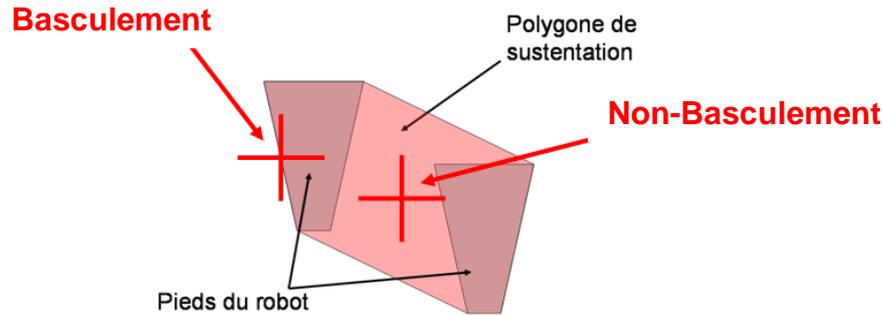


Figure 2 : Localisation du ZMP (dans le plan du sol) et basculement

Sardain et collaborateurs [Sardain 04] ont démontré que le ZMP dans le cas où le robot ne bascule pas (i.e. : quand le ZMP est à l'intérieur du polygone de sustentation) est équivalent au centre de pression.

Dans le cas d'un mouvement à vitesse très lente (i.e. quasistatique), pour lequel les effets des inerties et des accélérations peuvent être négligés, le ZMP est équivalent à la projection du centre de gravité du robot sur le sol. Ainsi, pour ce type de mouvements, on peut substituer au ZMP la projection du centre de gravité sur le sol dans le critère de non-basculement. Ainsi, selon le critère utilisé (ZMP ou projection du centre de gravité), il sera question d'une génération de mouvements quasistatiques ou dynamiques. Dans les deux cas, la génération de mouvements reposera sur le placement de ces points relativement au polygone de sustentation. Le respect du critère du ZMP est une condition nécessaire mais non suffisante à la génération de mouvements pour un robot humanoïde, il est aussi nécessaire de prendre en compte d'autres phénomènes comme le risque de glissement par exemple.

1.3 Calcul des forces de contact

La localisation du ZMP en fonction des composantes du torseur de l'action mécanique du robot sur le sol en un point quelconque a été précisée dans le paragraphe 1.2. Il faut maintenant mettre en œuvre le calcul de ces composantes pour un mouvement donné en fonction des coordonnées articulaires q_i , de leurs dérivées temporelles premières \dot{q}_i et secondes \ddot{q}_i . Pour cela, il est nécessaire de paramétrer le robot et de programmer le modèle dynamique du robot multi-corps. Dans le cas de HRP-2 (Figure 1 et Figure 3), il comporte 29 solides et 28 articulations actives. Les mouvements envisagés présentent tout le temps au moins un pied à plat en contact avec le sol. Le repère terrestre correspond donc avec le repère de ce pied d'appui (gauche ou droit alternativement) en l'absence de glissement. La méthode décrite est présentée dans le cas du pied droit à plat en contact avec le sol, elle est identique lorsqu'il s'agit du pied gauche.

1.3.1 Paramétrage

Le paramétrage de la Figure 3 a été choisi pour modéliser HRP-2, il repose sur le paramétrage de Denavit-Hartenberg modifié [Khalil 86] qui permet une programmation aisée par boucles. Le choix a été fait de décomposer le robot en quatre chaînes sérielles pour pouvoir utiliser ce type de paramétrage (de R_0 à R_{12} , de R_{61} à R_{16} , de R_{141} à R_{22} et enfin de R_{141} à R_{28}). On observe (Figure 3) deux systèmes de coordonnées intermédiaires R_{61} et R_{141} respectivement attachés aux solides S_6 (bassin) et S_{14} (thorax). Ces deux systèmes ont été ajoutés pour faciliter le paramétrage, en effet, la première chaîne sérielle étant définie depuis S_0 (pied droit) jusqu'à S_{12} (pied gauche), les repères compris entre ces deux solides sont fixés par les règles du paramétrage de Denavit-Hartenberg modifié. Pour pouvoir utiliser ce paramétrage pour la deuxième chaîne sérielle, en repartant depuis S_6 , tout en respectant ces règles, il est nécessaire d'ajouter un repère intermédiaire R_{61} , lié à S_6 . Il en est de même pour R_{141} , lié à S_{14} , et les deux dernières chaînes sérielles.

Avec le paramétrage de la Figure 3, les matrices de passages homogènes du solide S_{i-1} au solide S_i s'expriment de la manière suivante :

$$T_{i-1/i} = \begin{bmatrix} \cos(\theta_i) & -\sin(\theta_i) & 0 & a_i \\ \cos(\alpha_i) \cdot \sin(\theta_i) & \cos(\alpha_i) \cdot \cos(\theta_i) & -\sin(\alpha_i) & -r_i \cdot \sin(\alpha_i) \\ \sin(\alpha_i) \cdot \sin(\theta_i) & \sin(\alpha_i) \cdot \cos(\theta_i) & \cos(\alpha_i) & r_i \cdot \cos(\alpha_i) \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (9)$$

où $\theta_i, \alpha_i, a_i, r_i$ sont définis Figure 4.

En plus de ces paramètres, on dispose des deux matrices de passages, $P_{6,61}$ et $P_{14,141}$:

$$P_{6,61} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & \frac{l_hanche}{2} \\ -1 & 0 & 0 & -dec_{6-61} \\ 0 & 0 & 1 & l_tronc_inf \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (10)$$

$$P_{14,141} = \begin{bmatrix} 0 & -1 & 0 & X_dec_{14-141} \\ 1 & 0 & 0 & -Z_dec_{14-141} \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (11)$$

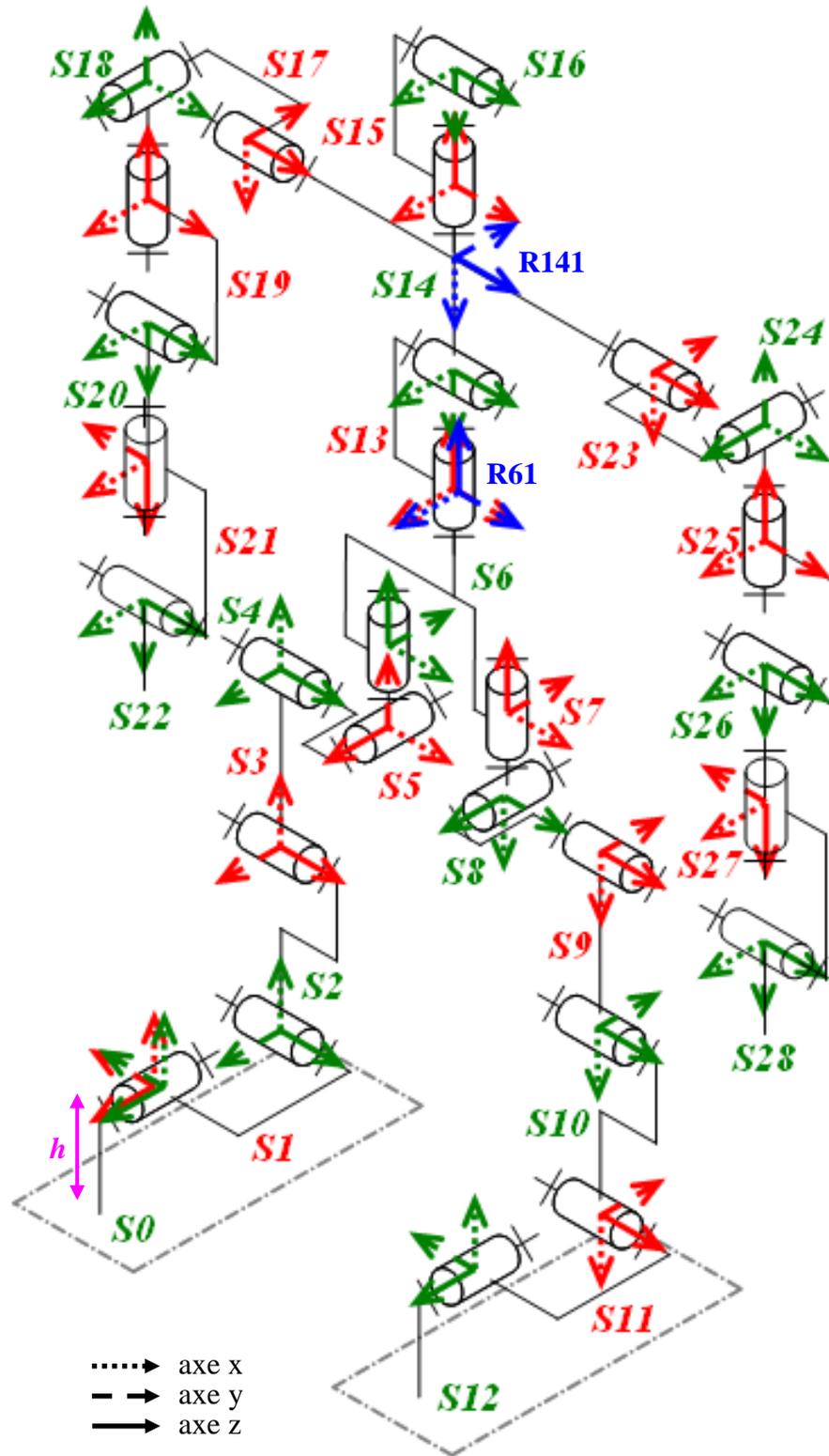


Figure 3 : Paramétrage choisi pour HRP-2

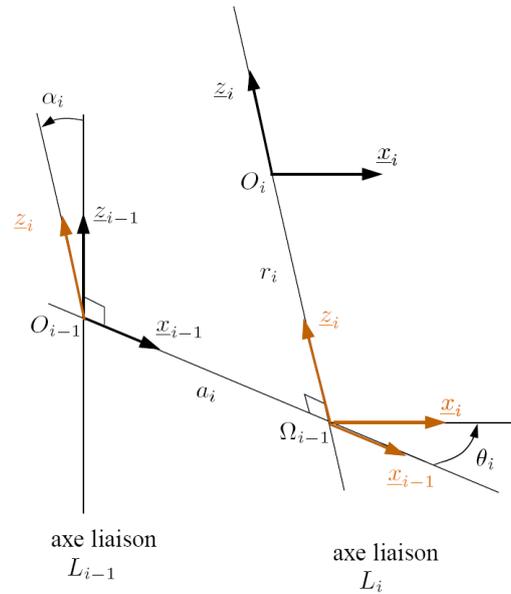


Figure 4 : Paramétrage de Denavit-Hartenberg modifié

Pour HRP-2, on obtient les valeurs suivantes des paramètres de Denavit-Hartenberg modifiés :

Première chaîne sérielle R0 à R12

S_i	σ_i	α_i	a_i	θ_i	r_i
1	0	0	0	q1	0
2	0	$\pi/2$	0	q2	0
3	0	0	l_tibia	q3	r ₂₋₃
4	0	0	l_cuisse	q4	0
5	0	$-\pi/2$	0	q5	0
6	0	$-\pi/2$	0	q6	0
7	0	0	l_hanche	q7	0
8	0	$\pi/2$	0	q8	0
9	0	$-\pi/2$	0	q9	0
10	0	0	l_cuisse	q10	0
11	0	0	l_tibia	q11	r ₁₀₋₁₁
12	0	$\pi/2$	0	q12	0

Deuxième chaîne sérielle R61/R13/R14/R15/R16

S_i	σ_i	α_i	a_i	θ_i	r_i
13	0	0	0	q13	0
14	0	$-\pi/2$	0	q14	0
15	0	$\pi/2$	a ₁₄₋₁₅	q15	l_tronc_sup
16	0	$-\pi/2$	0	q16	0

<i>Troisième chaîne sérielle R141/R17/R18/R19/R20/R21/R22</i>						
S_i	σ_i	α_i	a_i	θ_i	r_i	
17	0	0	0	q17	-l_epaule	
18	0	$\pi/2$	0	q18	0	
19	0	$-\pi/2$	0	q19	-l_bras	
20	0	$-\pi/2$	0	q20	0	
21	0	$-\pi/2$	0	q21	l_avant_bras	
22	0	$\pi/2$	0	q22	0	
<i>Quatrième chaîne sérielle R141/R23/R24/R25/R26/R27/R28</i>						
S_i	σ_i	α_i	a_i	θ_i	r_i	
23	0	0	0	q23	l_epaule	
24	0	$\pi/2$	0	q24	0	
25	0	$-\pi/2$	0	q25	-l_bras	
26	0	$-\pi/2$	0	q26	0	
27	0	$-\pi/2$	0	q27	l_avant_bras	
28	0	$\pi/2$	0	q28	0	

Tableau 1: Paramètres de Denavit-Hartenberg modifiés pour HRP-2

L'inconvénient de la technique utilisée est la nécessité d'effectuer un nouveau paramétrage pour chaque humanoïde considéré. Il serait envisageable d'automatiser cette tâche pour une architecture quelconque, ceci n'a pas été souhaité dans le cadre de cette thèse. Après cette opération nécessaire de paramétrage, les efforts de contact sont calculés à l'aide des équations de la dynamique.

1.3.2 Modèle dynamique restreint

Il s'agit ici de calculer les efforts de contact à l'interface pied/sol lors d'un mouvement donné comportant au moins un pied à plat en contact avec le sol à chaque instant. Considérons le robot en appui sur le pied droit, sans glissement, et le système mécanique $\Sigma = \{robot - pied_droit\}$, i.e : on isole tout le robot sauf le pied droit. Le repère absolu est alors celui du pied droit, R_0 , comme indiqué sur la Figure 3.

On note :

- m_Σ : masse de l'ensemble Σ
- m_i : masse du solide S_i
- g : accélération terrestre

On a alors le bilan des actions mécaniques extérieures appliquées au système :

- Pesanteur :

$${}_{G_\Sigma} \{Pesanteur / \Sigma\} = {}_{G_\Sigma} \begin{Bmatrix} -m_\Sigma \cdot g \cdot \vec{x} \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (12)$$

- Action de liaison :

$${}_{o_0} \{Pied_droit / \Sigma\} = {}_{o_0} \begin{Bmatrix} X_l \cdot \vec{x} + Y_l \cdot \vec{y} + Z_l \cdot \vec{z} \\ L_l \cdot \vec{x} + M_l \cdot \vec{y} + N_l \cdot \vec{z} \end{Bmatrix} \quad (13)$$

Il s'agit ici d'inconnues à déterminer, N_l correspond au couple actionneur de la liaison d'abduction de cheville. Pour toutes les liaisons, la composante de moment sur \vec{z} , notée N_{l_i} , correspondra au couple actionneur, étant donné le paramétrage de Denavit-Hartenberg.

Le Principe Fondamental de la Dynamique (PFD) exprimé en O_0 s'écrit :

$${}_{o_0} \{Pesanteur / \Sigma\} + {}_{o_0} \{Pied_droit / \Sigma\} = {}_{o_0} \{D_{\Sigma/R_0}\} \quad (14)$$

d'où :

$${}_{o_0} \{Pied_droit / \Sigma\} = \sum_{i=1}^{28} {}_{o_0} \{D_{S_i/R_0}\} - \sum_{i=1}^{28} {}_{o_0} \{Pesanteur / S_i\} \quad (15)$$

En utilisant le paramétrage, les actions de liaison peuvent être calculées de manière formelle à l'aide du logiciel Maple et exportées sous forme de fichier C afin d'être réutilisables de manière aisée dans un autre environnement logiciel. La méthode employée est détaillée dans l'algorithme de la Figure 5.

L'algorithme de calcul du modèle dynamique sous maple génère six fonctions C (Figure 5) correspondant aux six composantes du torseur des actions de liaison dans la cheville et prennent en paramètre 28x3 entrées (28 q_i , 28 \dot{q}_i et 28 \ddot{q}_i), chacune renvoie la composante associée.

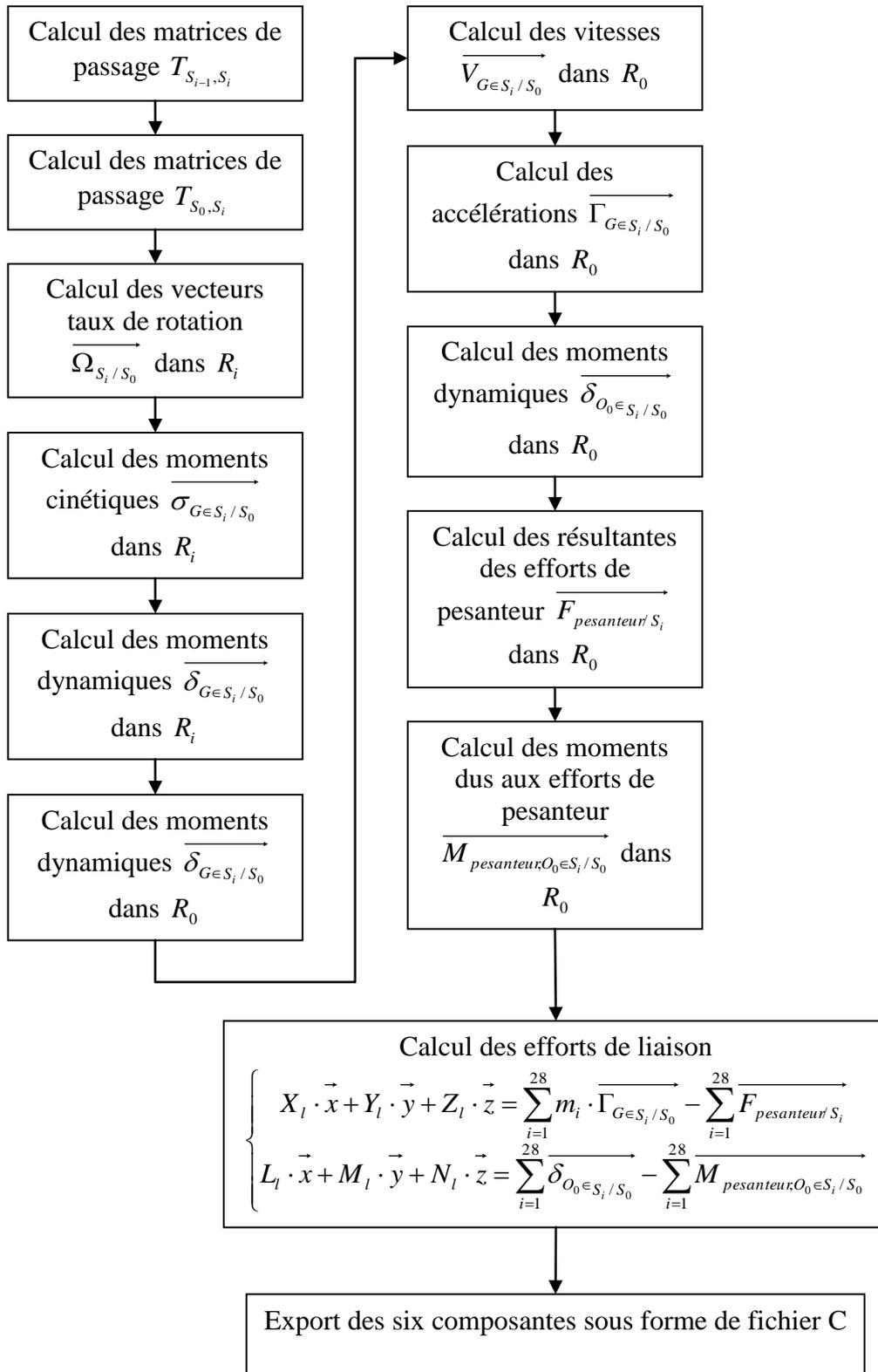


Figure 5 : Algorithme du modèle dynamique

Considérons maintenant le système mécanique $\{Pied_droit\}$, le bilan des actions mécaniques extérieures est le suivant :

- Pesanteur :

$${}_{G_0}\{Pesanteur / Pied_droit\} = \begin{Bmatrix} -m_0 \cdot g \cdot \vec{x} \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (16)$$

$${}_{o_0}\{Pesanteur / Pied_droit\} = \begin{Bmatrix} -m_0 \cdot g \cdot \vec{x} \\ 0 + \vec{O_0G_0} \wedge (-m_0 \cdot g \cdot \vec{x}) \end{Bmatrix}$$

$${}_{o_0}\{Pesanteur / Pied_droit\} = \begin{Bmatrix} -m_0 \cdot g \cdot \vec{x} \\ (x_{G_0} \cdot \vec{x} + y_{G_0} \cdot \vec{y} + z_{G_0} \cdot \vec{z}) \wedge (-m_0 \cdot g \cdot \vec{x}) \end{Bmatrix}$$

$${}_{o_0}\{Pesanteur / Pied_droit\} = \begin{Bmatrix} -m_0 \cdot g \cdot \vec{x} \\ m_0 \cdot g \cdot y_{G_0} \cdot \vec{z} - m_0 \cdot g \cdot z_{G_0} \cdot \vec{y} \end{Bmatrix}$$

- Action de liaison :

$${}_{o_0}\{\Sigma / Pied_droit\} = - \begin{Bmatrix} X_l \cdot \vec{x} + Y_l \cdot \vec{y} + Z_l \cdot \vec{z} \\ L_l \cdot \vec{x} + M_l \cdot \vec{y} + N_l \cdot \vec{z} \end{Bmatrix} \quad (17)$$

- Réaction du sol :

$${}_{o_0}\{T_{sol/robot}\} = - {}_{o_0}\{T_{robot/sol}\} = - \begin{Bmatrix} X \cdot \vec{x} + Y \cdot \vec{y} + Z \cdot \vec{z} \\ L \cdot \vec{x} + M \cdot \vec{y} + N \cdot \vec{z} \end{Bmatrix} \quad (18)$$

Le pied d'appui étant considéré fixe sans glissement, on peut utiliser le principe fondamental de la statique exprimé en O_0 :

$${}_{o_0}\{Pesanteur / Pied_droit\} + {}_{o_0}\{\Sigma / Pied_droit\} + {}_{o_0}\{T_{sol/robot}\} = \{0\} \quad (19)$$

d'où les composantes de contact suivantes exprimées en O_0 :

$$\left\{ \begin{array}{l} X = -X_l - m_0 \cdot g \\ Y = -Y_l \\ Z = -Z_l \\ \\ L = -L_l \\ M = -M_l - m_0 \cdot g \cdot z_{G_0} \\ N = -N_l + m_0 \cdot g \cdot y_{G_0} \end{array} \right. \quad (20)$$

A partir de ces efforts et en utilisant (7), on obtient les coordonnées suivantes du ZMP dans le repère du pied d'appui R_0 :

$$\left\{ \begin{array}{l} x_{ZMP} = -h \\ y_{ZMP} = \frac{-N_l + m_0 \cdot g \cdot y_{G_0} - Y_l \cdot h}{X_l + m_0 \cdot g} \\ z_{ZMP} = \frac{M_l + m_0 \cdot g \cdot z_{G_0} - Z_l \cdot h}{X_l + m_0 \cdot g} \end{array} \right. \quad (21)$$

où h est la hauteur entre le sol et l'axe d'abduction de cheville (Figure 3)

Ce qui donne d'après (8) le torseur suivant pour la réaction au sol exprimée au ZMP :

$${}_{ZMP} \{T_{robot/sol}\} = \left\{ \begin{array}{l} (-X_l - m_0 \cdot g) \cdot \vec{x} - Y_l \cdot \vec{y} - Z_l \cdot \vec{z} \\ \left(\begin{array}{l} -L_l + \\ \frac{Z_l \cdot (-N_l + m_0 \cdot g \cdot y_{G_0}) + Y_l \cdot (-M_l - m_0 \cdot g \cdot z_{G_0})}{X_l + m_0 \cdot g} \end{array} \right) \cdot \vec{x} \end{array} \right\} \quad (22)$$

Cette méthode fonctionne pour les phases de simple-appui où il n'y a pas d'efforts appliqués sur le pied en mouvement, mais également pendant les phases de double-appui, lorsque le pied gauche est piloté de manière à être immobile par rapport au pied droit. La seule différence dans ce cas est qu'il n'est pas possible de connaître de manière analytique la répartition des actions mécaniques du robot sur le sol entre les deux pieds d'appui, le système étant redondant. Les actions mécaniques obtenues dans la liaison d'abduction de cheville sont fausses. Néanmoins, cette méthode donne accès à l'action globale correcte des deux pieds ce qui permet le calcul du ZMP global. Pour obtenir des résultats corrects, au niveau de la liaison d'abduction de cheville, pendant les phases de double-appui, une hypothèse de répartition sera nécessaire entre les deux pieds.

En ce qui concerne l'hypothèse de non-glissement (en translation dans le plan du sol et en rotation selon la normale au sol) il faudra la vérifier à partir des composantes du torseur de l'action mécanique du robot sur le sol pour le mouvement considéré. De même, il sera nécessaire de vérifier l'unilatéralité des efforts de contacts selon la normale au sol pour s'assurer du non-décollement du pied d'appui vis-à-vis du sol.

Le caractère dynamique du ZMP a été montré à travers (21), en effet, la position de ce point dépend de $X_l, Y_l, Z_l, L_l, M_l, N_l$, composantes dépendant elles-mêmes des $q_i, \dot{q}_i, \ddot{q}_i$. Il apparaît donc particulièrement difficile de réaliser un placement du ZMP via les techniques classiques du roboticien, ce dernier n'étant pas un point purement géométrique. Il est beaucoup plus facile de positionner le centre de gravité de l'humanoïde, ce qui permet de garantir le non-basculé en statique. Certaines techniques ont également été développées pour le garantir en dynamique à partir de la position du centre de gravité. Ces différentes approches sont l'objet du paragraphe suivant.

1.4 Gestion du risque de chute

Le non-basculement d'un robot en mouvement est garanti par le critère du ZMP, point qui nous venons de le voir, est difficile à piloter directement. Ainsi, pour améliorer les capacités de marche des robots humanoïdes, cantonnés à leurs débuts à des marches quasistatiques, de nombreuses méthodes ont été développées, permettant de placer indirectement le ZMP. Une des plus utilisées est d'approcher le robot humanoïde complet par un pendule inversé ([Kajita 01],[Kajita 02],[Kajita 03a],[Sugihara 02],[Hirukawa 05]).

1.4.1 Pendule inversé

Le robot en entier est approché par un pendule inversé dont la masse est concentrée au centre de gravité (Figure 6).

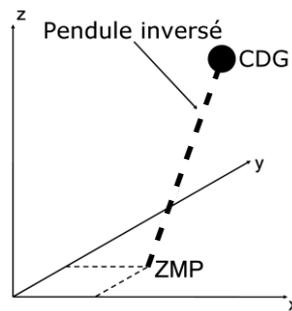


Figure 6 : Pendule inversé

Les paramètres sont les suivants :

- m : masse du robot
- g : accélération terrestre
- x, y, z : position du centre de gravité (CDG)
- x_{ZMP}, y_{ZMP} : position du ZMP sur le sol ($z_{ZMP} = 0$)

Pour simplifier les équations, l'altitude du CDG est gardée constante. Cette hypothèse est forte mais certaines études du domaine biomécanique ([Rose 94]) ont montré que cette contrainte va dans le sens d'une minimisation de l'énergie consommée lors d'un mouvement de marche. [Morisawa 05] propose de contraindre le CDG sur une surface paramétrée. Avec cette méthode, des oscillations de ce point sont autorisées dans le plan sagittal et des marches

sont ainsi possibles avec des flexions des genoux initiales moins importantes. [Terada 07] utilise une méthode astucieuse contraignant l'évolution du centre de gravité selon la verticale grâce à une équation différentielle, rendant ainsi les équations différentielles sur les trois axes de même forme et permettant une résolution analytique. Ces techniques bien qu'extrêmement intéressantes n'ont pas été intégrées dans ce travail.

On a donc:

$$z = z_c = \text{constante} \quad (23)$$

Les actions mécaniques exercées sur le système mécanique $\{pendule\}$ sont les suivantes :

- Pesanteur :

$${}_G \{T_{\text{Pesanteur/Pendule}}\} = {}_G \begin{Bmatrix} -m \cdot g \cdot \vec{z} \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (24)$$

- Réaction du sol :

$${}_{ZMP} \{T_{\text{Sol/Pendule}}\} = \begin{Bmatrix} F_x \cdot \vec{x} + F_y \cdot \vec{y} + F_z \cdot \vec{z} \\ M_z \cdot \vec{z} \end{Bmatrix} \quad (25)$$

$${}_G \{T_{\text{Sol/Pendule}}\} = \begin{Bmatrix} F_x \cdot \vec{x} + F_y \cdot \vec{y} + F_z \cdot \vec{z} \\ ((y_{ZMP} - y) \cdot F_z + z_c \cdot F_y) \cdot \vec{x} \\ + ((x_{ZMP} - x) \cdot F_z - z_c \cdot F_x) \cdot \vec{y} \\ + (M_z + (x_{ZMP} - x) \cdot F_y - (y_{ZMP} - y) \cdot F_x) \cdot \vec{z} \end{Bmatrix}$$

En appliquant le principe fondamental de la dynamique au CDG, on obtient :

$$\begin{cases} F_x - m \cdot \ddot{x} = 0 \\ F_y - m \cdot \ddot{y} = 0 \\ F_z - m \cdot g = 0 \\ (y_{ZMP} - y) \cdot F_z + z_c \cdot F_y = 0 \\ -(x_{ZMP} - x) \cdot F_z - z_c \cdot F_x = 0 \\ M_z + (x_{ZMP} - x) \cdot F_y - (y_{ZMP} - y) \cdot F_x = 0 \end{cases} \quad (26)$$

Ce qui donne après résolution :

$$\begin{cases} x_{ZMP} = x - \frac{z_c \cdot \ddot{x}}{g} \\ y_{ZMP} = y - \frac{z_c \cdot \ddot{y}}{g} \end{cases} \quad (27)$$

Le système (27) ainsi obtenu lie la position du ZMP sur un axe à la position et à l'accélération du CDG sur ce même axe. On obtient ainsi un système d'équations différentielles découplées facilitant la résolution. Plusieurs méthodes peuvent être utilisées pour résoudre ce système d'équations différentielles, de manière analytique comme dans [Kajita 02] et [Harada 06] ou bien en utilisant la théorie de la commande prédictive comme dans [Hirukawa 05]. L'avantage des solutions analytiques réside dans leur exactitude, en effet, ces méthodes fournissent des solutions exactes au système (27). En revanche, leur intégration dans un dispositif « temps-réel » est plus problématique. La méthode de commande prédictive a, quant à elle, déjà fait ses preuves sur HRP-2 et permet une boucle de contrôle moteur de 5ms [Hirukawa 05]. L'inconvénient de cette solution est néanmoins l'erreur inhérente à la taille de l'horizon de prédiction. Etant donné sa facilité d'intégration dans l'optique d'un système « temps-réel », cette méthode est choisie comme base de travail.

1.4.2 Modèle de commande prédictive

Il s'agit ici, de calculer à l'aide de la théorie de la commande prédictive, la trajectoire du CDG du pendule permettant de suivre une trajectoire de référence donnée pour le ZMP.

Comme les équations du système (27) sont les mêmes sur les axes x et y , le raisonnement n'est développé que pour l'axe x .

L'équation en x du système (27) peut être réécrite comme suit :

$$x_{ZMP} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & \frac{-z_c}{g} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x \\ \dot{x} \\ \ddot{x} \end{bmatrix} \quad (28)$$

En utilisant la formule de Taylor à l'ordre trois pour discrétiser les équations avec une période d'échantillonnage T , on obtient le système suivant :

$$\begin{cases} x(k+1) = x(k) + \dot{x}(k)T + \ddot{x}(k)\frac{T^2}{2} + \ddot{\ddot{x}}(k)\frac{T^3}{6} + O(T^3) \\ \dot{x}(k+1) = \dot{x}(k) + \ddot{x}(k)T + \ddot{\ddot{x}}(k)\frac{T^2}{2} + O(T^2) \\ \ddot{x}(k+1) = \ddot{x}(k) + \ddot{\ddot{x}}(k)T + O(T) \end{cases} \quad (29)$$

Avec la notation suivante :

$$f(k \cdot T) = f(k) \quad (30)$$

Introduisons la variable de commande :

$$u_x = \frac{d}{dt} \ddot{x} \quad (31)$$

Avec cette nouvelle variable, on arrive au système :

$$\begin{cases} x(k+1) = x(k) + \dot{x}(k)T + \ddot{x}(k)\frac{T^2}{2} + u_x(k)\frac{T^3}{6} + O(T^3) \\ \dot{x}(k+1) = \dot{x}(k) + \ddot{x}(k)T + u_x(k)\frac{T^2}{2} + O(T^2) \\ \ddot{x}(k+1) = \ddot{x}(k) + u_x(k)T + O(T) \end{cases} \quad (32)$$

L'équation (28) et le système (32) peuvent être réécrits de la manière suivante :

$$\begin{cases} \mathbf{X}(k+1) = \mathbf{A} \cdot \mathbf{X}(k) + \mathbf{B} \cdot U(k) \\ P(k) = \mathbf{C} \cdot \mathbf{X}(k) \end{cases} \quad (33)$$

où :

$$\mathbf{X}(k) = \begin{bmatrix} x(k) \\ \dot{x}(k) \\ \ddot{x}(k) \end{bmatrix} ; \quad U(k) = u_x(k) ; \quad P(k) = x_{ZMP}(k) ; \quad (34)$$

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} 1 & T & \frac{T^2}{2} \\ 0 & 1 & T \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} ; \quad \mathbf{B} = \begin{bmatrix} \frac{T^3}{6} \\ \frac{T^2}{2} \\ T \end{bmatrix} ; \quad \mathbf{C} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & \frac{-z_c}{g} \end{bmatrix}$$

Le système (33) est linéaire et discret où $\mathbf{X}(k)$ est le vecteur d'état de dimension 3×1 , $U(k)$ est le vecteur de contrôle (ici de dimension 1×1 , soit un scalaire) et $P(k)$ est le vecteur de sortie (dimension 1×1). En utilisant le travail de Katayama et collaborateurs ([Katayama 85]), un contrôleur optimal est conçu pour ce système temporel discret, permettant de calculer la trajectoire du CDG du pendule en fonction d'une référence donnée du ZMP.

La sortie souhaitée (i.e. la position de référence du ZMP du pendule) est appelée P_{REF} . Cette donnée est connue pour N_L futures valeurs à chaque pas de temps k .

Posons aussi :

$$\text{pour } i = N_L + 1, \dots, \infty, \quad P_{REF}(k+i) = P_{REF}(k+N_L) \quad (35)$$

$$\text{pour } k \leq 0 ; \quad \mathbf{X}(k) = 0 \text{ et } P(k) = P_{REF}(k) = 0 \quad (36)$$

$$\lim_{k \rightarrow \infty} P_{REF}(k) = P_{REF\ INF} \quad (37)$$

où : $P_{REF\ INF}$ est une constante.

Le problème est de trouver un contrôleur tel que :

- En régime transitoire, la sortie $P(k)$ suit la référence $P_{REF}(k)$;
- En boucle fermée, le système est asymptotiquement stable et présente une réponse transitoire acceptable

[Katayama 85] a montré que le contrôleur optimal $U_0(k)$ présentant ces propriétés est celui qui minimise le critère J suivant à chaque pas de temps k .

$$J = \sum_{i=k}^{\infty} [Q_e E(i)^2 + \Delta \mathbf{X}(i)^T \cdot \mathbf{Q}_x \cdot \Delta \mathbf{X}(i) + R \Delta U(i)^2] \quad (38)$$

avec :

$$\begin{aligned} E(i) &= P(i) - P_{REF}(i) ; \Delta \mathbf{X}(i) = \mathbf{X}(i) - \mathbf{X}(i-1) ; \Delta U(i) = U(i) - U(i-1) ; \\ Q_e &> 0 ; R > 0 ; \mathbf{Q}_x \text{ matrice } 3 \times 3 \text{ symétrique définie non-négative} \end{aligned} \quad (39)$$

[Katayama 85] a montré que le contrôleur optimal $U_0(k)$ est donné par :

$$U_0(k) = -G_l \sum_{i=0}^k E(i) - \mathbf{G}_x \cdot \mathbf{X}(k) - \sum_{l=1}^{N_L} G_d(l) \cdot P_{REF}(k+l) \quad (40)$$

où :

$$\begin{aligned} G_l &= [R + \tilde{\mathbf{B}}^T \cdot \tilde{\mathbf{K}} \cdot \tilde{\mathbf{B}}]^{-1} \cdot \tilde{\mathbf{B}}^T \cdot \tilde{\mathbf{K}} \cdot \tilde{\mathbf{I}} \\ \mathbf{G}_x &= [R + \tilde{\mathbf{B}}^T \cdot \tilde{\mathbf{K}} \cdot \tilde{\mathbf{B}}]^{-1} \cdot \tilde{\mathbf{B}}^T \cdot \tilde{\mathbf{K}} \cdot \tilde{\mathbf{F}} \\ G_d(1) &= -G_l \\ G_d(l) &= [R + \tilde{\mathbf{B}}^T \cdot \tilde{\mathbf{K}} \cdot \tilde{\mathbf{B}}]^{-1} \cdot \tilde{\mathbf{B}}^T \cdot \tilde{\mathbf{X}}(l-1), \quad l = 2, \dots, N_L \end{aligned} \quad (41)$$

et :

$$\begin{aligned} \tilde{\mathbf{X}}(1) &= -\tilde{\mathbf{A}}_C^T \cdot \tilde{\mathbf{K}} \cdot \tilde{\mathbf{I}} \\ \tilde{\mathbf{X}}(l) &= \tilde{\mathbf{A}}_C^T \cdot \tilde{\mathbf{X}}(l-1), \quad l = 2, \dots, N_L \\ \tilde{\mathbf{A}}_C &= \tilde{\mathbf{A}} - \tilde{\mathbf{B}} \cdot [R + \tilde{\mathbf{B}}^T \cdot \tilde{\mathbf{K}} \cdot \tilde{\mathbf{B}}]^{-1} \cdot \tilde{\mathbf{B}}^T \cdot \tilde{\mathbf{K}} \cdot \tilde{\mathbf{A}} \end{aligned} \quad (42)$$

$$\tilde{\mathbf{B}} = \begin{bmatrix} \mathbf{C} \cdot \mathbf{B} \\ \mathbf{B} \end{bmatrix}; \tilde{\mathbf{I}} = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}; \tilde{\mathbf{F}} = \begin{bmatrix} \mathbf{C} \cdot \mathbf{A} \\ \mathbf{A} \end{bmatrix}; \tilde{\mathbf{A}} = [\tilde{\mathbf{I}} \quad \tilde{\mathbf{F}}];$$

$$\tilde{\mathbf{Q}} = \begin{bmatrix} Q_e & 0 & 0 & 0 \\ 0 & & & \\ 0 & & \mathbf{Q}_x & \\ 0 & & & \end{bmatrix}$$

et où $\tilde{\mathbf{K}}$ est la solution définie non-négative de l'équation algébrique de Riccati :

$$\tilde{\mathbf{K}} = \tilde{\mathbf{A}}^T \cdot \tilde{\mathbf{K}} \cdot \tilde{\mathbf{A}} - \tilde{\mathbf{A}}^T \cdot \tilde{\mathbf{K}} \cdot \tilde{\mathbf{B}} \cdot [R + \tilde{\mathbf{B}}^T \cdot \tilde{\mathbf{K}} \cdot \tilde{\mathbf{B}}]^{-1} \cdot \tilde{\mathbf{B}}^T \cdot \tilde{\mathbf{K}} \cdot \tilde{\mathbf{A}} + \tilde{\mathbf{Q}} \quad (43)$$

L'algorithme utilisé pour la résolution de cette équation est donné dans [Arnold 84].

La théorie étant en place pour résoudre ce problème de commande optimale, il reste à générer les trajectoires de référence du ZMP vis-à-vis du repère terrestre et du polygone de sustentation.

1.4.3 Trajectoires de référence

Afin de garantir le non-bascullement de l'humanoïde lors d'un mouvement de marche dynamique, il est nécessaire de maintenir le ZMP à l'intérieur du polygone de sustentation, cette contrainte doit être absolument prise en compte lors de l'élaboration des trajectoires de référence du ZMP, sous peine de chutes.

1.4.3.1 Repère de construction, paramètres et variables du mouvement

A l'instant initial, le robot étant en équilibre statique, le ZMP coïncide avec la projection au sol du centre de gravité. Considérons ce point comme étant l'origine du repère dans lequel nous allons définir les trajectoires du ZMP. Ce choix vient de l'équation (36) qui impose une valeur nulle à la position du ZMP au départ selon l'axe considéré. Les trajectoires de référence sont générées à partir de paramètres de la marche et de variables définis sur la Figure 7.

Avec cet ensemble de paramètres et de variables, il est possible de définir des trajectoires de référence du ZMP pour plusieurs types de mouvements (marche rectiligne avec ZMP fixe pendant les phases de simple-appui, marche rectiligne avec ZMP mobile pendant les phases de simple-appui, piétinement d'un pied sur l'autre, balancement dans le plan sagittal, déhanchement dans le plan frontal).

Les trajectoires de référence sont calculées par morceaux à partir de polynômes de degré 5 raccordés en position, vitesse et accélération. Pour éviter les impacts et les pics d'efforts dans les articulations, les vitesses et les accélérations sont nulles aux points de raccordement. On aboutit alors aux courbes données Figure 8 pour la trajectoire de la Figure 7.

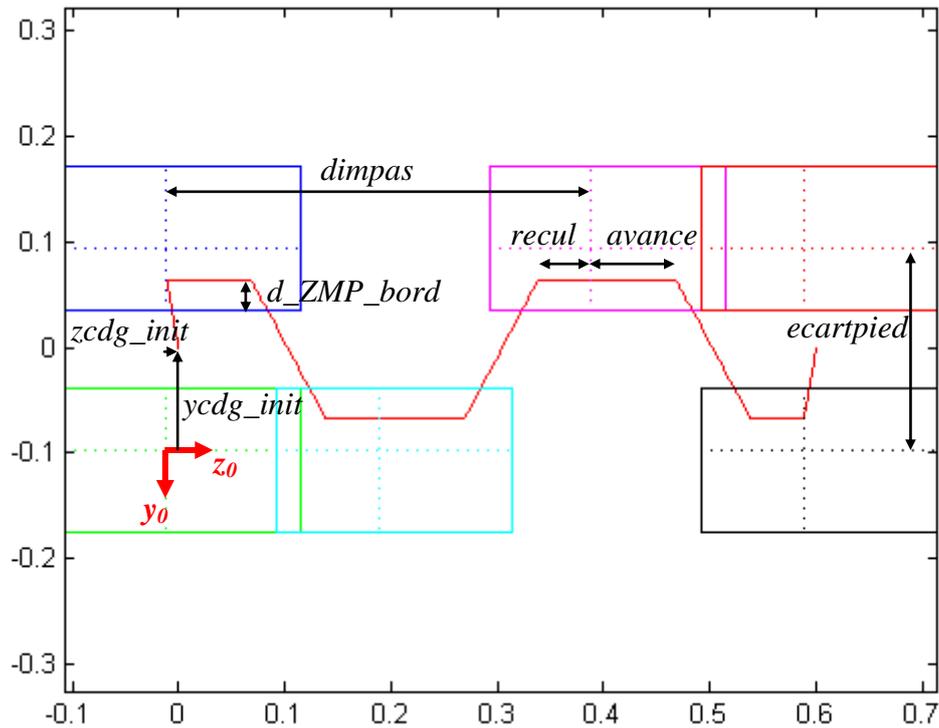


Figure 7 : Trajectoire de référence du ZMP et paramètres de marche dans le plan du sol (unités en mètres)

On retrouve les paramètres suivants fixés par l'utilisateur pour la définition des trajectoires de référence du ZMP et des pieds:

- *dimpas* : cette variable représente la dimension du pas de marche,
- *d_ZMP_bord* : il s'agit de la distance du ZMP par rapport au bord intérieur de la semelle d'appui,
- *avance* : longueur d'avance du ZMP dans la semelle pendant les phases de simple-appui (par rapport au repère du pied d'appui),
- *recul* : longueur de recul du ZMP dans la semelle pendant les phases de simple-appui (par rapport au repère du pied d'appui).

Les variables suivantes sont quant à elles dépendantes de la posture initiale du robot :

- *ecartped* : écartement des pieds,

- y_{cdg_init} : position d'origine du CDG de l'humanoïde dans le repère pied droit initial, selon l'axe y ,
- z_{cdg_init} : position d'origine du CDG de l'humanoïde dans le repère pied droit initial, selon l'axe z .

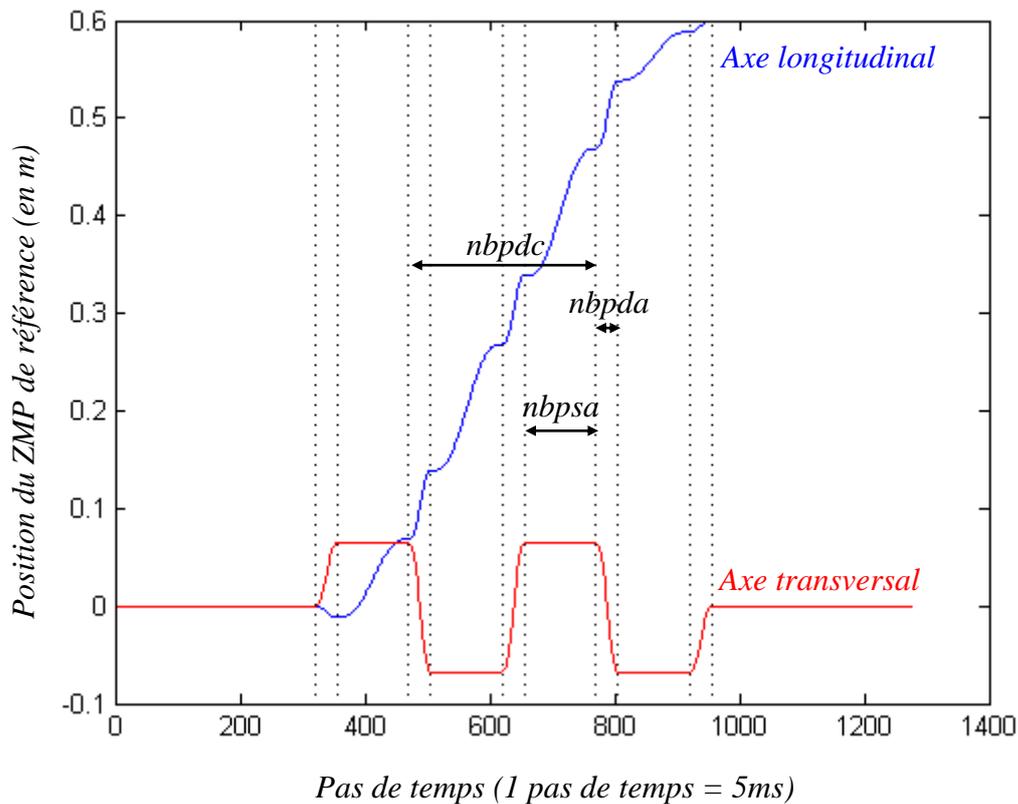


Figure 8 : Trajectoires de référence du ZMP

Le mouvement commence par une phase initiale de double-appui immobile, puis arrive une phase de transfert du ZMP en double-appui, survient alors une phase de simple-appui, avec avancement du ZMP, puis de nouveau, un transfert de ZMP (et donc de charge) lors d'une phase de double-appui, et enfin, intervient une nouvelle phase de simple-appui, avec avancement du ZMP, et ainsi de suite...

Les paramètres définissant la marche sont donnés Figure 8 :

- $nbpdc$: nombre de pas de temps d'un cycle de marche
- $nbpda = 0,12 \cdot nbpdc$: nombre de pas de temps en double-appui
- $nbpsa = 0,38 \cdot nbpdc$: nombre de pas de temps en simple-appui

Ces paramètres sont fixés par l'utilisateur. Des études d'analyse du mouvement chez l'humain ([Rose 94]) ont montré que la répartition sur le cycle de marche entre ces différentes phases est la suivante : 12 % double-appui, 38% simple-appui, 12 % double-appui, 38% simple-appui. Cette répartition est celle choisie pour les mouvements de marche présentés dans cette thèse dans le but d'accroître leur anthropomorphisme. Parallèlement à ces trajectoires de référence, il est nécessaire de définir les lois de levée des pieds.

1.4.3.2 Lois de levée de pied

Lors des phases de double-appui, les pieds sont immobiles l'un par rapport à l'autre. Lors des phases de simple-appui, le pied en mouvement doit se déplacer d'une valeur correspondant à la dimension du pas selon l'axe longitudinal (Figure 9), tout en se mouvant sur l'axe vertical afin de garantir le décollage du pied et la non-interférence avec le sol (Figure 10). On utilise une nouvelle fois des polynômes de degré 5 avec conditions initiales et finales imposées (position, vitesse, accélération) sur l'axe longitudinal. En revanche, pour l'axe vertical, on utilise un polynôme de degré 6 afin de fixer également la valeur de la hauteur maximale de levée de pied (h_levee_pied), intervenant au milieu de la phase de simple-appui. On obtient alors les allures des figures suivantes.

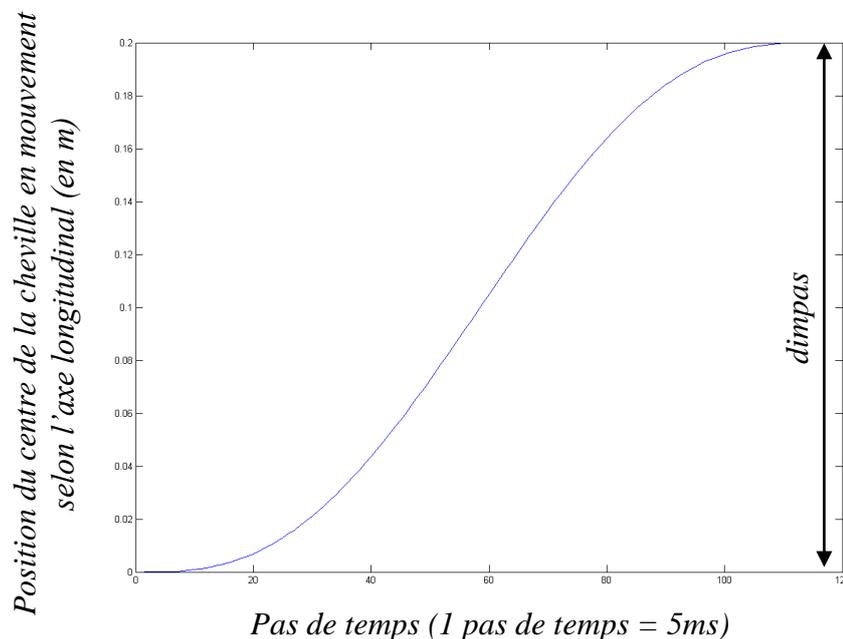


Figure 9 : Loi de levée de pied - axe longitudinal

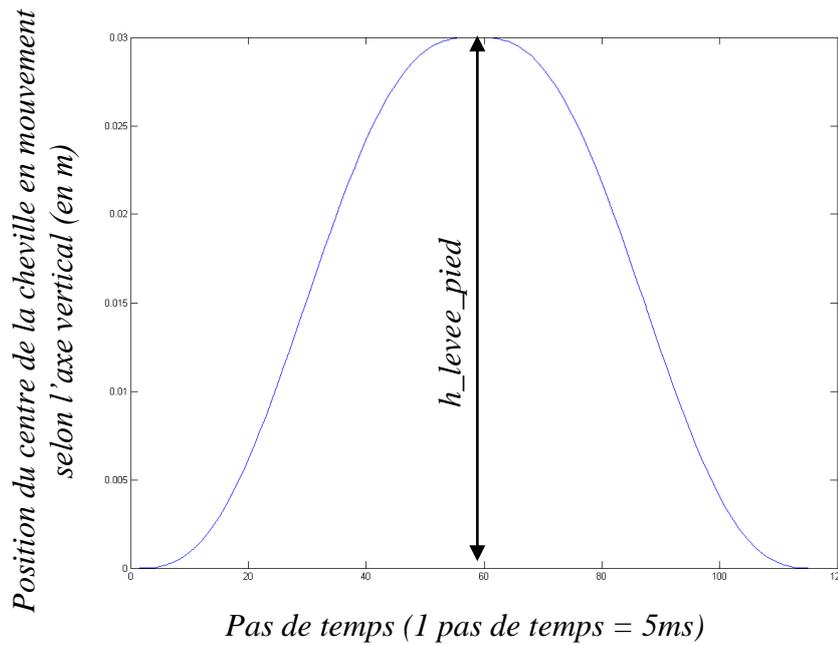


Figure 10 : Loi de levée de pied - axe vertical

1.4.4 Modèle géométrique direct

L'importance de la position du centre de gravité dans le non-basculement lors d'un mouvement a été mise en exergue précédemment. La position de ce point est obtenue à l'aide du Modèle Géométrique Direct (MGD) du robot qui permet de renvoyer la valeur de plusieurs variables pour une posture donnée. La méthode de calcul ainsi que les variables renvoyées par le MGD sont détaillées dans l'algorithme de la Figure 11.

Les variables remarquables renvoyées par le MGD, nécessaires à la génération d'un mouvement de marche, sont les positions du centre de gravité global, des quatre sommets du pied en mouvement, ainsi que certains axes des repères du bassin (S_6), du tronc (S_{13}) et du thorax (S_{14}) dans le repère du pied d'appui. Le MGD est programmé en langage Matlab[®] à l'aide du paramétrage de la Figure 3 comme une fonction, qui renvoie ces données et qui prend en paramètre les vingt-huit coordonnées articulaires q_i . Ainsi, il est facile de connaître la position initiale du centre de gravité ($xcdg_init$, $ycdg_init$, $zcdg_init$) ainsi que l'écartement des pieds ($ecartpied$), variables nécessaires à l'élaboration des trajectoires de référence du ZMP. La Figure 12 montre la visualisation filaire sous Matlab[®] du robot HRP-2 réalisée à l'aide du MGD ainsi que la position du centre de gravité global du robot (sphère bleue) pour une posture donnée. Il est maintenant possible de synthétiser un mouvement de marche à l'aide des outils mis en place précédemment.

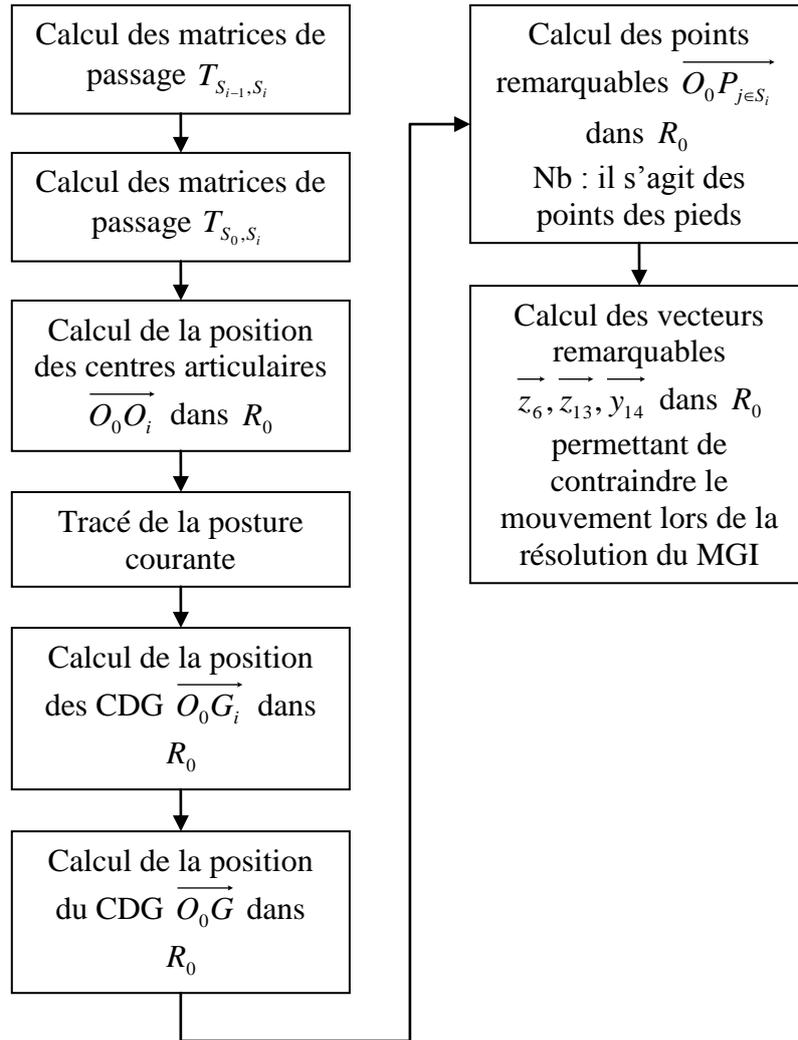


Figure 11 : Modèle Géométrique Direct, variables remarquables

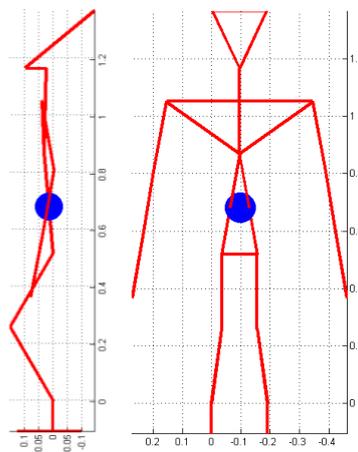


Figure 12 : MGD et centre de gravité pour une posture donnée (vue de droite et vue de face, unités en m)

1.5 Génération de mouvements de marche

Il a été fait état précédemment de deux manières de génération de mouvements de marche, la première basée sur un placement du centre de gravité (méthode quasistatique) et la deuxième basée sur un placement du ZMP (méthode dynamique). Ces deux méthodes reviennent néanmoins à contraindre le CDG du robot, en effet, il a été montré précédemment que sous l'hypothèse de modélisation du robot complet par un pendule inversé, il est possible d'exprimer directement la position du ZMP en fonction de celle du CDG. Ainsi, la synthèse d'un mouvement de marche via ces deux méthodes est équivalente à la résolution d'un Modèle Géométrique Inverse (MGI), le centre de gravité étant un point purement géométrique.

1.5.1 Modèle géométrique inverse

Il s'agit de trouver les coordonnées articulaires q_i de l'humanoïde permettant à son CDG de suivre une référence spécifiée par le générateur de trajectoires de référence via le modèle de pendule inversé et la commande prédictive. Le pied d'appui est supposé fixe par rapport au sol, son repère est donc le repère absolu.

Le robot complet est composé de vingt-huit degrés de liberté actifs, si l'on suppose qu'ils sont tous actionnés pendant la marche, alors, ils constituent **vingt-huit** inconnues. Fixer la position du centre de gravité revient à considérer **trois** équations non-linéaires. Utiliser uniquement ces trois contraintes n'est pas suffisant pour synthétiser un mouvement de marche, même si la résolution du MGI est tout à fait possible en ne considérant qu'elles. Il est alors nécessaire de contraindre plus fortement le problème en utilisant des contraintes appelées « contraintes posturales ». Par exemple, lors du mouvement, le pied se déplaçant doit aussi être contraint selon les lois de levée de pied ce qui nous donne **six** équations non-linéaires en plus, pour interdire les mouvements de translation (trois axes) et de rotation (trois axes) dans l'espace. On peut également considérer d'autres contraintes posturales, par exemple, l'interdiction des mouvements de tangage et roulis au niveau du thorax, des contraintes de balancement des bras vis-à-vis des positions des jambes... Il faut également considérer les limites articulaires du robot en terme de débattement. On a donc dans le cas général plus d'inconnues que d'équations à notre problème. Ce dernier est donc redondant. Pour résoudre ce MGI redondant, plusieurs méthodes sont envisageables, il est possible de réduire le nombre de degrés de liberté actifs afin d'obtenir des solutions analytiques en

décomposant le système en sous-systèmes, il est également possible de calculer la jacobienne du CDG et de résoudre alors ce MGI en utilisant une pseudo-inverse. Nous avons traité la résolution du MGI comme la minimisation d'un critère sous contraintes non-linéaires en utilisant la fonction `fmincon` présente dans la toolbox « optimization » du logiciel Matlab®. `fmincon` utilise une méthode de programmation séquentielle quadratique (SQP) pour résoudre ce problème d'optimisation. Il faut d'abord spécifier un critère à minimiser. Le choix s'est porté pour une question de simplicité sur le critère suivant :

$$J = \frac{1}{2} \cdot \Delta q^t \cdot I \cdot \Delta q + wf \cdot \sum_{i=1}^{28} \frac{(ub_i - lb_i)^2}{(ub_i - q(k)) \cdot (q(k) - lb_i)} \quad (44)$$

où $\Delta q = q(k) - q(k-1)$ et $I = I_{d_{28 \times 28}}$

ub_i est la borne supérieure de la $i^{\text{ème}}$ articulation et lb_i sa borne inférieure. wf est un scalaire, facteur de pondération unique pour toutes les articulations. La solution minimisant ce critère est celle qui, le plus loin possible des bornes, limite les variations des q_i durant le mouvement.

En plus du critère, on trouve les contraintes posturales sous forme d'égalités non-linéaires, codées dans une fonction annexe, appelée par `fmincon` lors de l'optimisation. On utilise pour cela le MGD qui nous renvoie les variables souhaitées en fonction de la posture.

1.5.2 Résultats du modèle de commande prédictive

Dans le cas où la démarche recherchée pour le bipède est dynamique, il est nécessaire d'utiliser le modèle de commande prédictive afin de calculer la trajectoire du CDG à suivre pour le robot. Le contrôleur optimal est donné par (40) et permet ensuite en utilisant (33) de calculer la trajectoire du CDG de l'humanoïde permettant un suivi correct de la référence P_{REF} . Cette technique initiée par Kajita et collaborateurs ([Kajita 03a]) nécessite une phase de réglage des termes du critère (38). Les valeurs des paramètres utilisés par les auteurs sont les suivantes pour une application sur HRP-2:

$$\begin{aligned} Q_e &= 1 \\ Q_x &= \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \\ R &= 10^{-6} \end{aligned} \quad (45)$$

Ce choix de paramètres, étant donné le critère (38), revient à considérer une pénalisation uniquement sur l'erreur et non sur l'état et la commande. Ces paramètres ont

montré leur robustesse à travers les nombreuses expérimentations réalisées sur HRP-2 et sont donc réutilisés ici pour la génération de mouvements envisagée. Voici un exemple de résultats du modèle de commande prédictive pour la trajectoire de référence (Figure 7 et Figure 8), le temps de calcul Matlab[®] est de 27.5ms en moyenne par pas de temps sur un PC ayant une configuration à base d'un processeur AMD Athlon 64 X2 Dual Core Processor 5000+ 2,6GHz et de 2Go de RAM. Ce temps de calcul est trop long pour une application temps réel avec une boucle du contrôleur de 5ms, néanmoins, il est possible de le réduire en utilisant un langage plus performant, comme le C++ par exemple. Ceci ne pose pas de problème majeur. Etant donné la rapidité du mouvement, l'horizon de prédiction N_L a été fixée à 1.6s (soit 320 pas de temps, un pas de temps étant égal à 5ms). On obtient de bons résultats de suivi de trajectoire avec ces paramètres (Figure 13, Figure 14 et Figure 15). La courbe rouge représente la référence du ZMP à suivre, la courbe verte est le centre de gravité calculé par le modèle de commande prédictive (MCP), enfin, la courbe bleue représente le ZMP du pendule recalculé à partir de la trajectoire verte et de (33). L'écart entre la courbe bleue et la courbe rouge représente l'écart de modélisation via le MCP (Figure 16 et Figure 17). On obtient un écart maximal d'environ 6mm sur l'axe longitudinal et 12mm sur l'axe transversal. Ces valeurs faibles indiquent un bon comportement du MCP et indique que l'horizon de prédiction N_L est suffisant pour cette trajectoire.

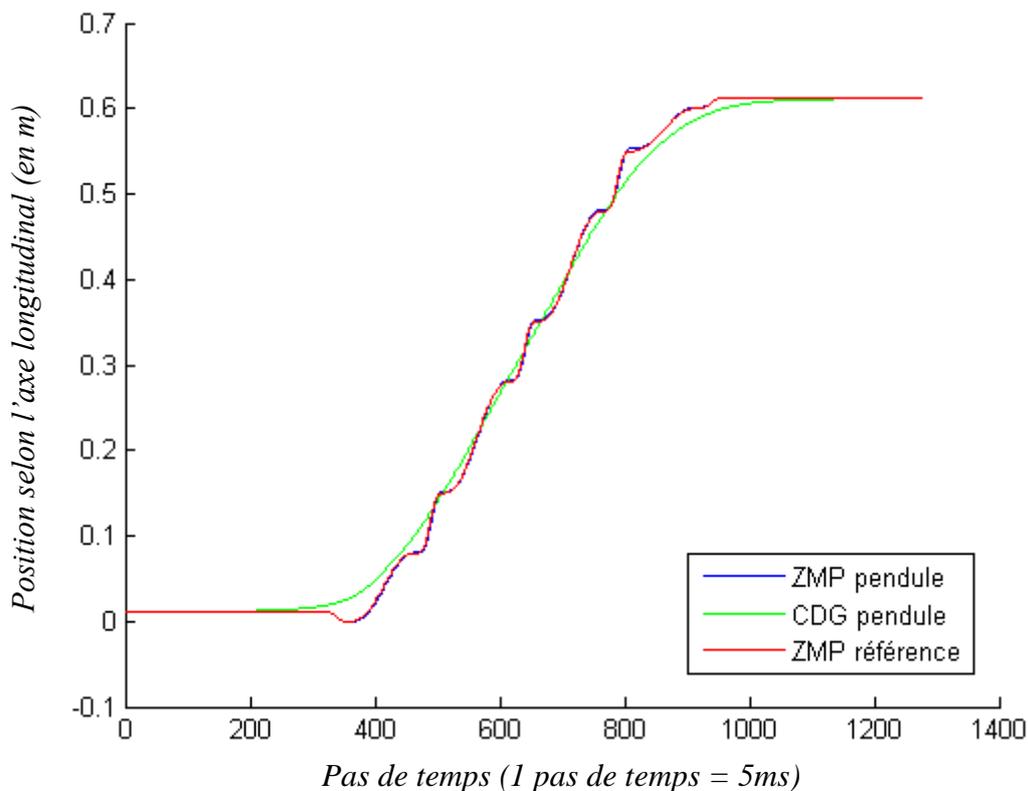


Figure 13 : Résultats MCP sur l'axe longitudinal

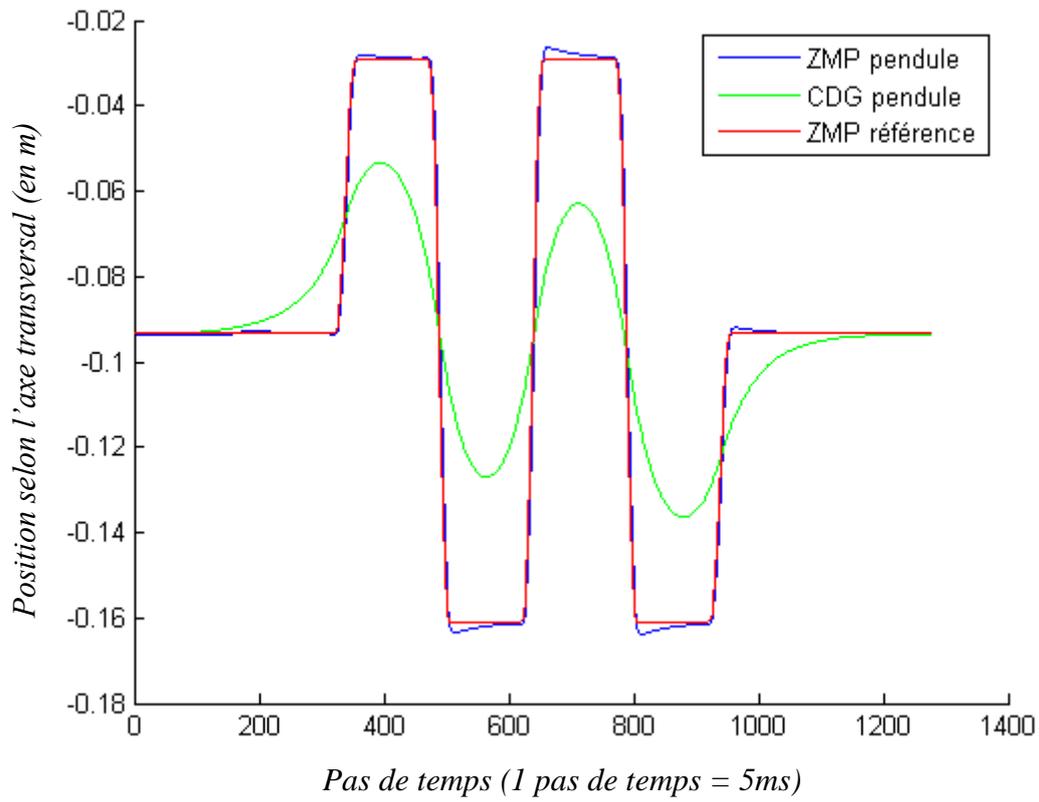


Figure 14 : Résultats MCP sur l'axe transversal

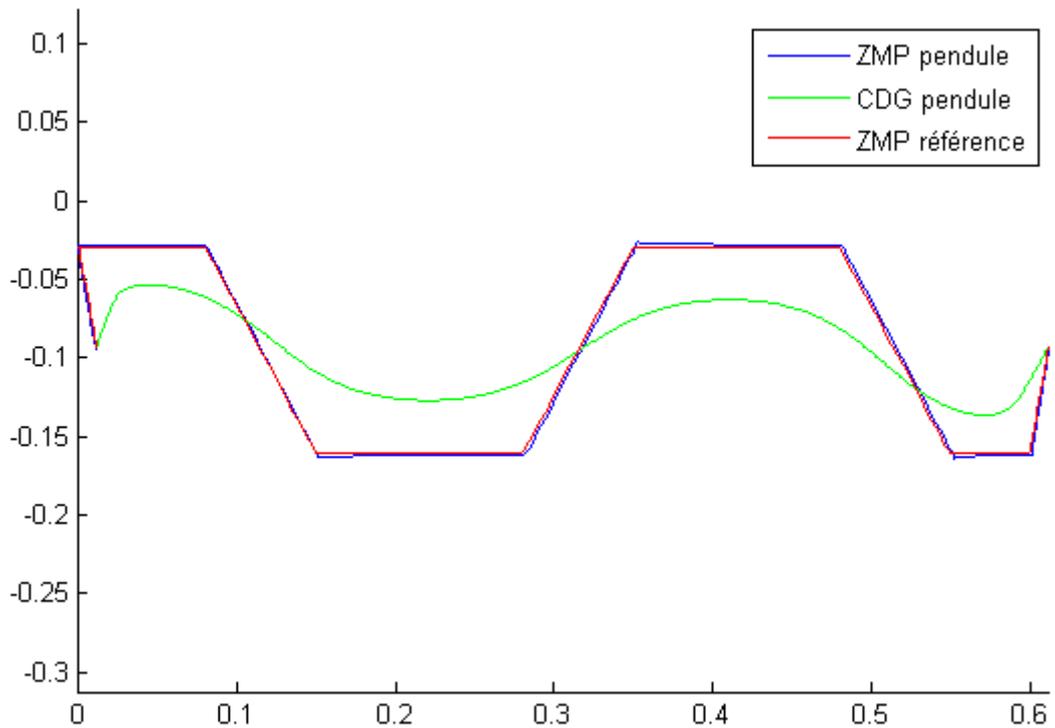


Figure 15 : Résultats MCP dans le plan du sol (unités en m)

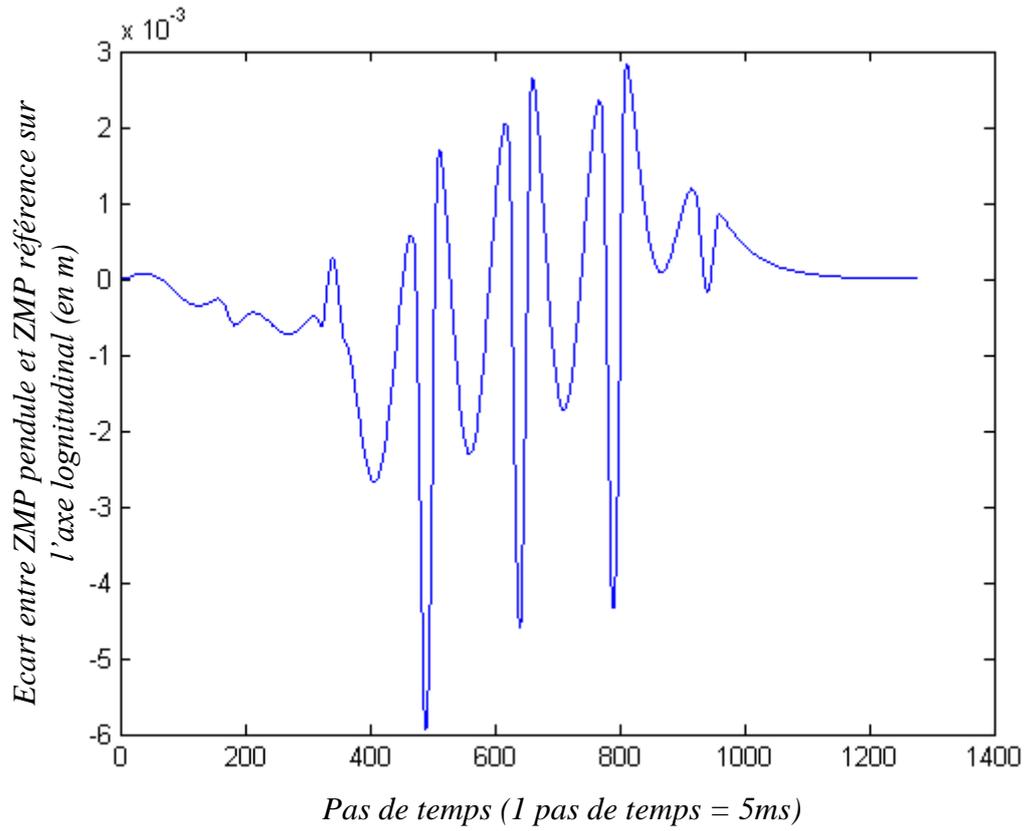


Figure 16 : Erreur de modélisation MCP sur l'axe longitudinal

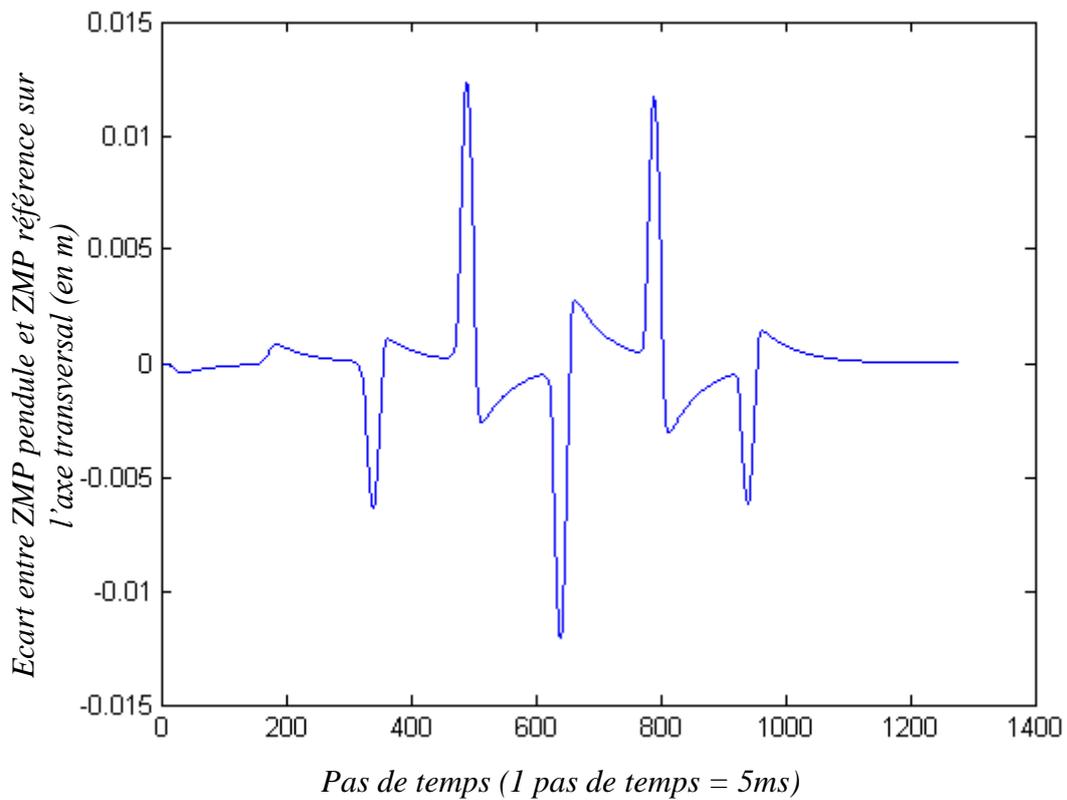


Figure 17 : Erreur de modélisation MCP sur l'axe transversal

1.5.3 Algorithme de la génération de mouvements

La synthèse d'un mouvement de marche selon la méthode employée peut être résumée par l'algorithme de la Figure 18.

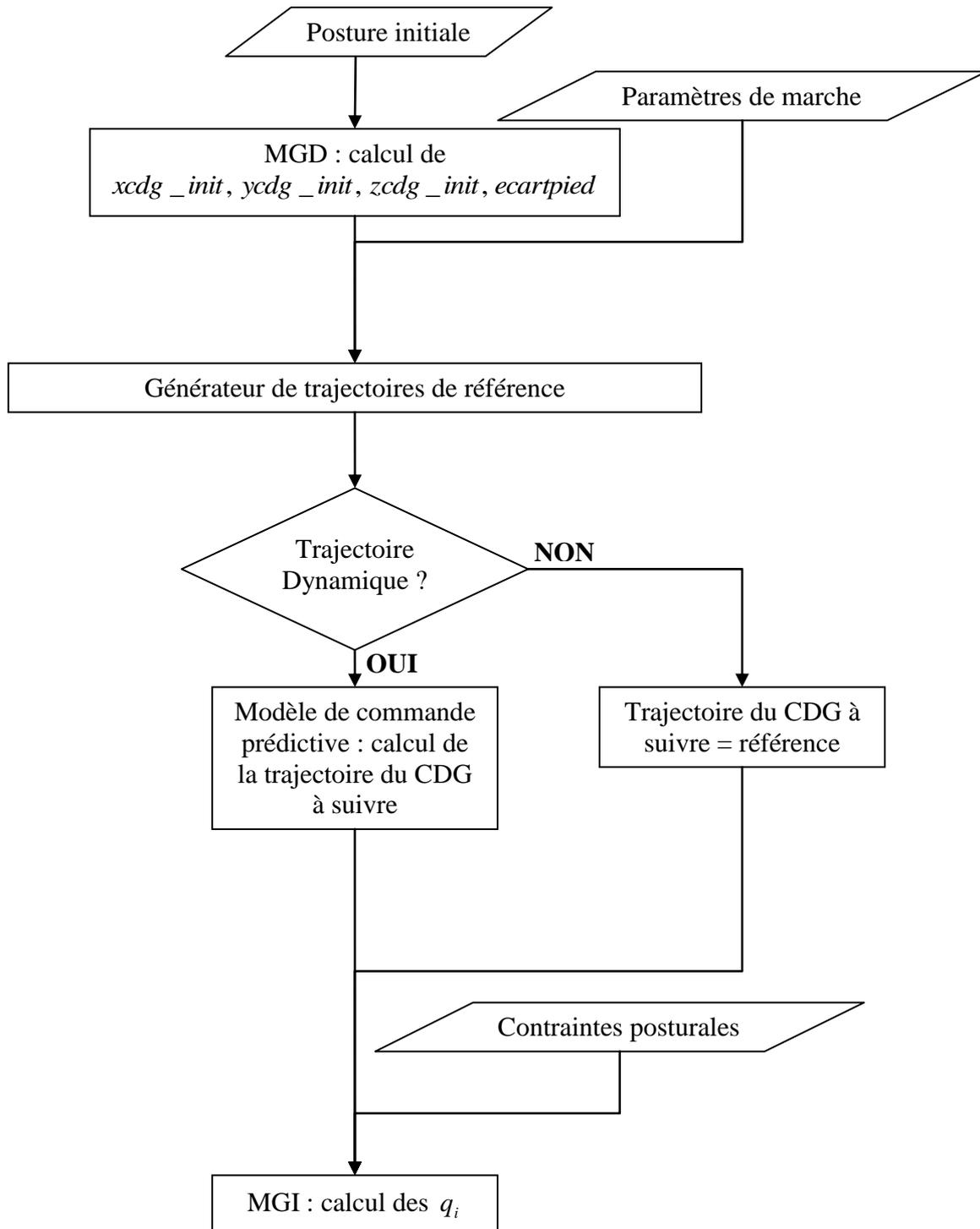


Figure 18 : Algorithme de synthèse du mouvement

On retrouve en entrées la posture initiale qui permet au MGD de calculer la position de départ du CDG. Les paramètres de marche sont alors utilisés afin de construire les trajectoires de référence et les lois de levée de pied. Si la marche est quasistatique, la référence est directement utilisée comme contrainte pour le CDG du robot, en revanche, si la marche est dynamique (cas majoritaires), le modèle de commande prédictive calcule à partir des équations du pendule inversé, la trajectoire du CDG à suivre, pour que le ZMP du pendule suive la référence donnée. Avec les contraintes posturales choisies, la résolution du MGI est alors confiée à `fmincon` sous Matlab[®] à chaque pas de temps et l'on obtient ainsi les vingt-huit coordonnées articulaires pour l'intégralité du mouvement. Le mouvement de marche est ainsi synthétisé.

1.5.4 Mouvement de marche dynamique : résultats préliminaires

En utilisant les résultats du MCP et l'algorithme de génération de mouvements (Figure 18), un premier mouvement est synthétisé à partir des données d'entrées suivantes :

- Posture initiale :

$$q_{init} = [0; 20; -40; 20; -90; 0; 0; -90; -20; 40; -20; 180; 0; 0; 0; 0; 10; 80; -90; -20; 0; 0; 10; 100; -90; -20; 0; 0]$$

Il s'agit de la posture de la Figure 12.

- $d_{impas} = 0.4m$
- $d_ZMP_bord = semelle_int$ (distance du bord intérieur du pied à l'axe de flexion de cheville)
- $avance = 0m$
- $recul = 0m$
- $nbpdc = \frac{1.5}{0.005}$
- $h_levee_pas = 0.015m$
- Répartition simple-appui / double-appui : 12%-38 %

La vitesse de marche est donc de 960 m/h ce qui est à peu de chose près la vitesse nominale de HRP-2 (1000m/h).

Les contraintes posturales imposées ont été les suivantes :

- Interdiction du tangage et du roulis pour S_{13} ;
- Blocage de toutes les articulations de la partie haute dans la position initiale (sauf la flexion d'épaule) ;
- Variation de l'angle de flexion d'épaule gauche (respectivement droite) par rapport à l'angle initial égale à celle de l'angle de flexion de hanche droite (respectivement gauche), ceci revient à dire que les épaules et les hanches en flexion sont en opposition de phase parfaite.

La résolution du MGI a été réalisée avec un temps de calcul moyen de 239ms par pas de temps. A l'aide du modèle dynamique restreint (1.3.2) et de (22), on calcule la trajectoire du ZMP pour le mouvement synthétisé (Figure 19).

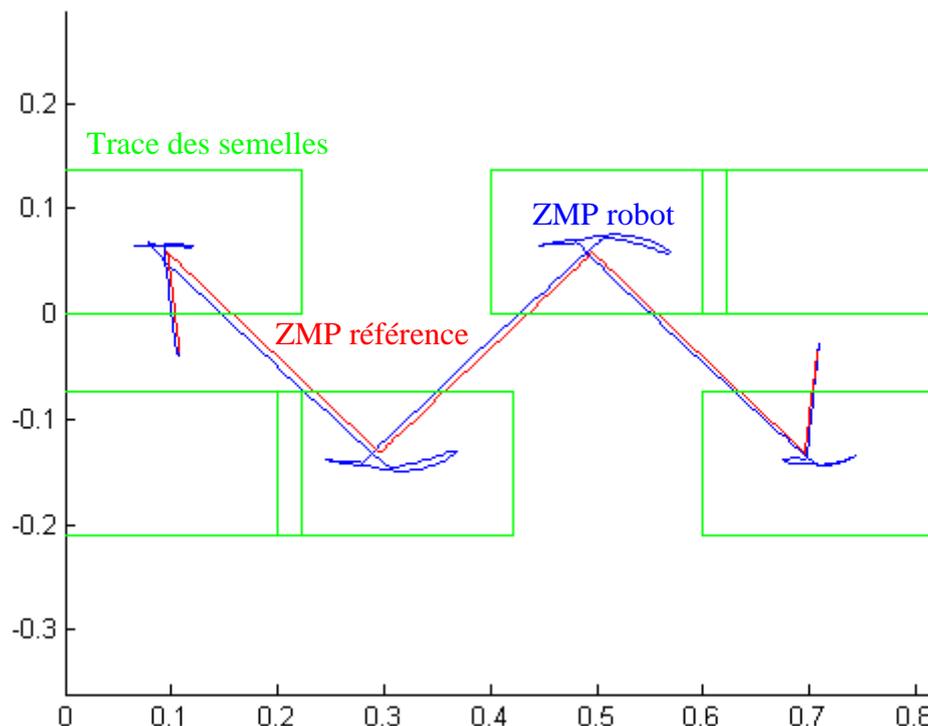


Figure 19 : Trajectoire du ZMP dans le plan du sol pour le mouvement considéré (unités en m)

On observe un écart important entre la trajectoire de référence du ZMP (en rouge) et la trajectoire du ZMP du robot complet en considérant le modèle multi-corps (en bleu). Cet écart est dû à l'hypothèse du pendule inversé, en effet, le robot ne peut être réduit à une masse ponctuelle au centre de gravité, les composantes du moment dynamique selon les trois axes en ce point viennent perturber la position du ZMP. Nous avons quantifié l'erreur due au MCP (1.5.2), il est intéressant de comparer cette erreur avec celle finale obtenue pour le mouvement synthétisé (Figure 20 et Figure 21). L'écart entre les deux trajectoires est important, surtout pour l'axe longitudinal (70mm), la valeur maximale est de 17mm pour l'axe transversal. Cet écart traduit ainsi une erreur de modèle qu'il est nécessaire de corriger même si dans notre cas, il n'y a pas de risque de basculement.

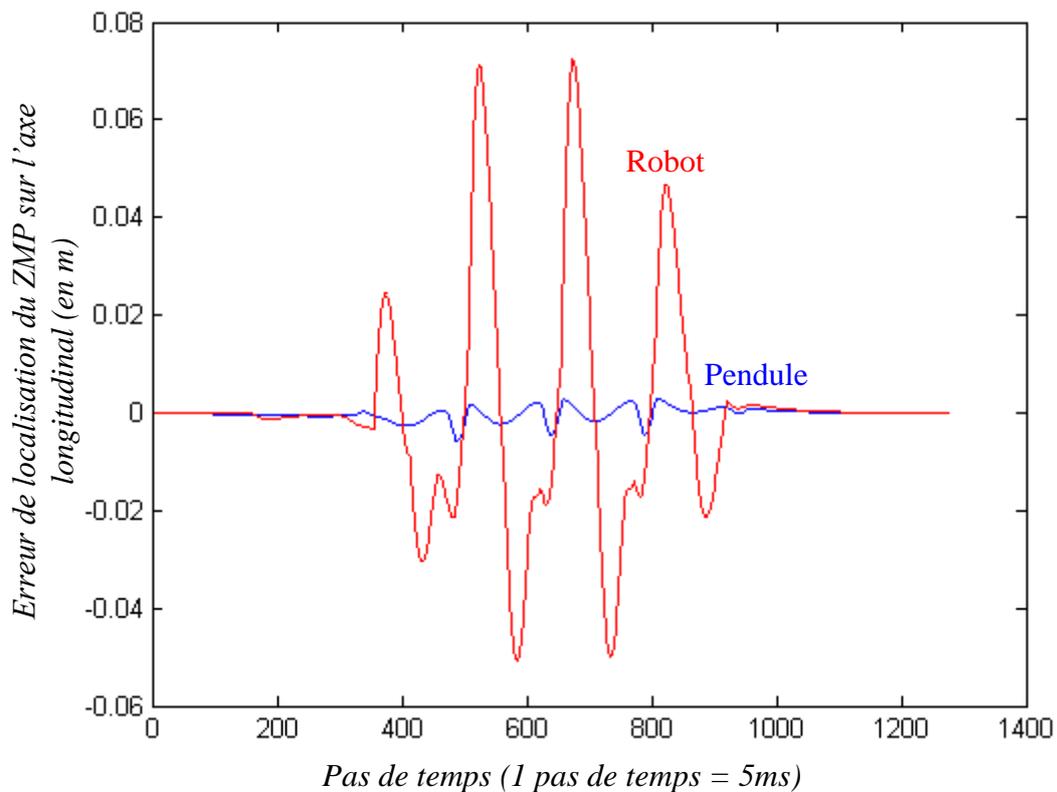


Figure 20 : Comparaison entre l'écart de modélisation MCP et l'écart final sur l'axe longitudinal

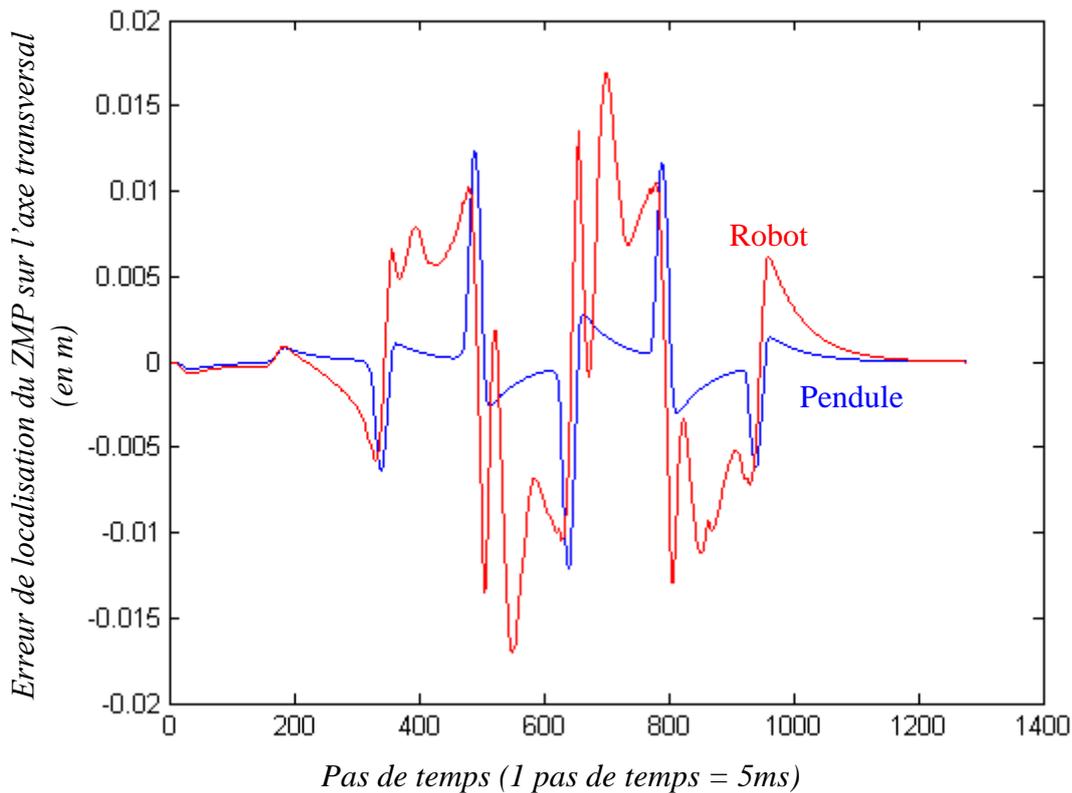


Figure 21 : Comparaison entre l'écart de modélisation MCP et l'écart final sur l'axe transversal

1.5.5 Correction de l'écart de modèle

Pour compenser cette erreur, une méthode, proposée dans [Kajita 03a], est de stocker l'écart obtenu entre la référence et le ZMP multi-corps (courbes rouges de la Figure 20 et de la Figure 21) pour N_L pas de temps futurs, et d'utiliser ceci dans une nouvelle passe du modèle de commande prédictive afin d'effectuer une correction. En utilisant cette technique pour une marche en ligne droite à 655 m/h, un écart de 12mm sur l'axe longitudinal et de 4mm sur l'axe transversal est obtenu [Hirukawa 05]. Cette technique fournit de bons résultats mais elle est difficilement reproductible étant donné le peu d'informations contenues dans cette publication. Une autre solution est proposée dans ce manuscrit pour réaliser cette correction de manière simple.

Tout d'abord, calculons l'écart obtenu entre la position du ZMP du robot complet et celle de la référence à suivre.

$$e_{ZMP}(k) = ZMP_{multicorps}(k) - ZMP_{reference}(k) \quad (46)$$

Cet écart est ensuite utilisé pour construire une nouvelle référence du ZMP (47).

$$ZMP_{reference_corr}(k) = ZMP_{reference}(k) - e_{ZMP}(k) \quad (47)$$

Deux nouvelles références sont ainsi calculées, une sur l'axe longitudinal et l'autre sur l'axe transversal. Cette technique peut être interprétée de la manière suivante : l'hypothèse est faite qu'une petite modification du ZMP du pendule (c'est-à-dire de la référence) va créer une modification du même ordre pour le ZMP du modèle multi-corps. Ceci revient à un correcteur proportionnel avec un gain de 1. En reprenant la référence de la Figure 19 et en considérant l'écart obtenu (Figure 20 et Figure 21, courbes rouges), on obtient la nouvelle référence corrigée ainsi que la nouvelle trajectoire du CDG à suivre (Figure 22, Figure 23 et Figure 24, courbe verte) et le ZMP du pendule corrigé (Figure 22, Figure 23 et Figure 24, courbe bleue) après passage dans le modèle de commande prédictive. La trajectoire du ZMP du pendule ne suit plus la référence initiale (Figure 22, Figure 23 et Figure 24, courbe rouge), ce qui est normal. Le calcul du nouveau modèle de commande prédictive a pris un temps moyen de 27,4 ms par pas de temps.

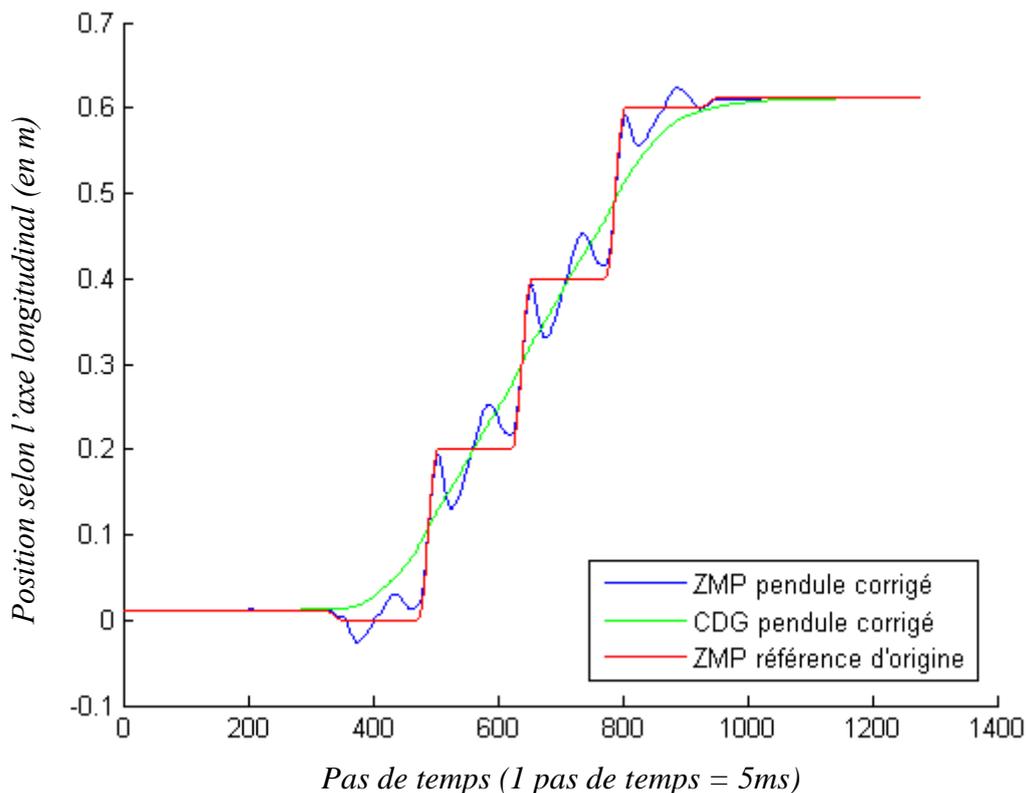


Figure 22 : Résultats MCP corrigé sur l'axe longitudinal

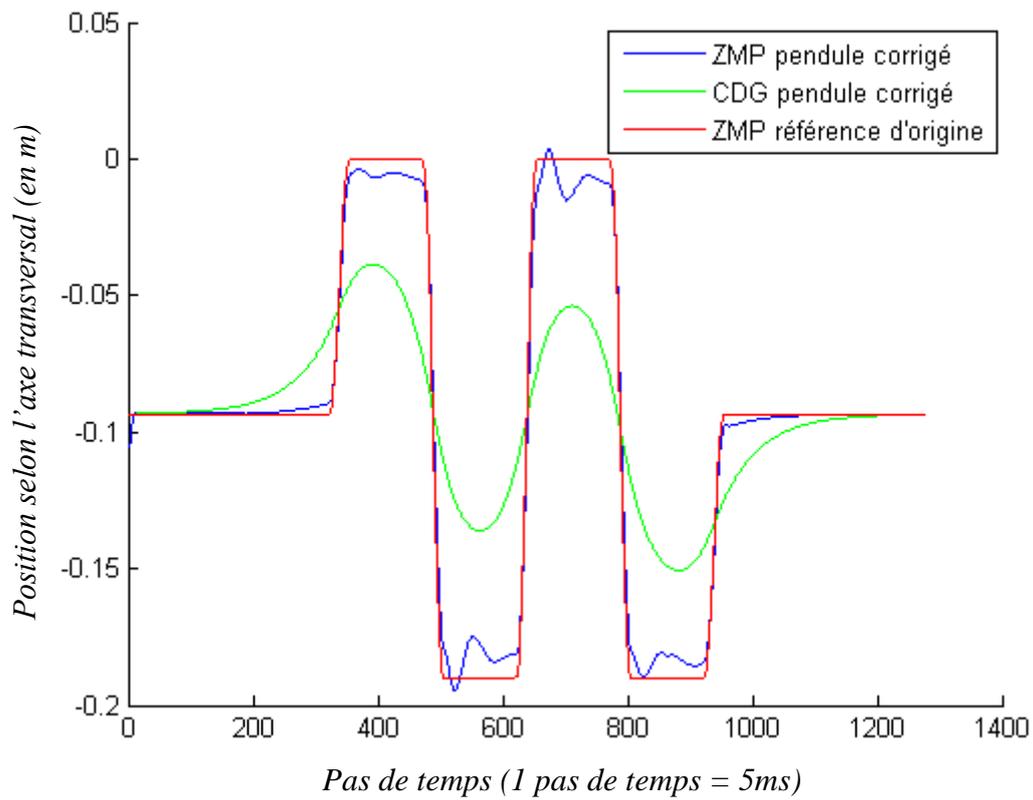


Figure 23 : Résultats MCP corrigé sur l'axe transversal

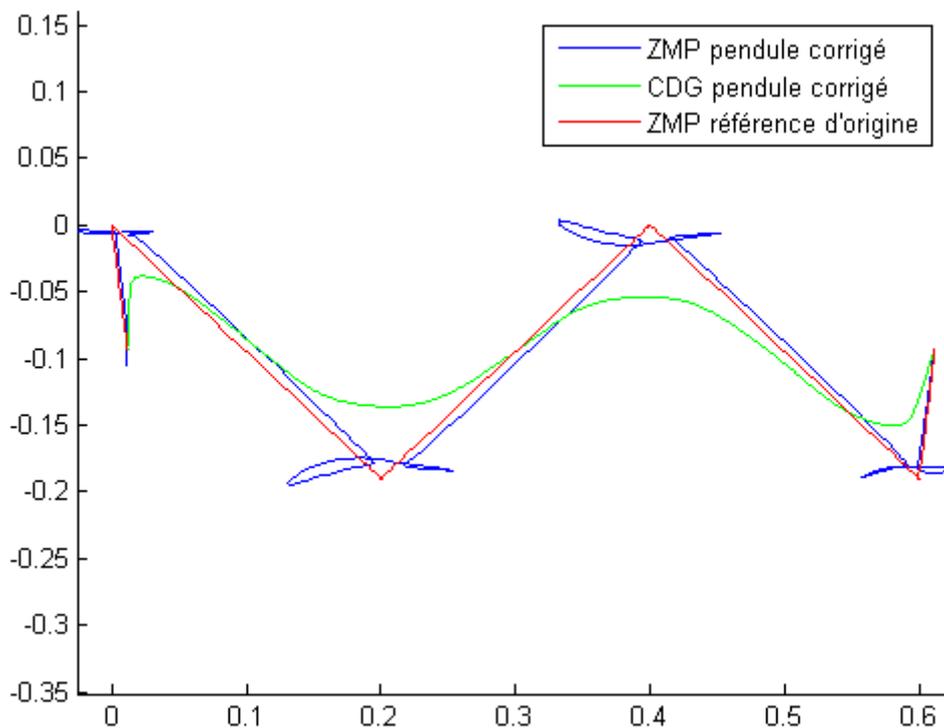


Figure 24 : Résultats MCP corrigé dans le plan du sol (unités en m)

Après une nouvelle génération du mouvement (temps de calcul moyen de 240 ms par pas de temps pour la résolution du MGI) en utilisant la nouvelle courbe corrigée du centre de gravité à suivre (c'est-à-dire en utilisant la référence corrigée du ZMP du pendule), on obtient la localisation du ZMP de la Figure 25. On obtient un ZMP du modèle multi-corps (en bleu) qui suit bien la trajectoire de référence initiale (en rouge). L'écart de modèle a bien été corrigé, la valeur maximale de cet écart est d'environ 14mm sur l'axe longitudinal (Figure 26) et 8mm sur l'axe transversal (Figure 27). Cet écart est légèrement plus élevé que celui obtenu dans [Hirukawa 05], ceci s'explique par la vitesse plus rapide de marche utilisée ici (960 m/h), la méthode de correction est donc validée. Ces valeurs sont faibles en regard de la taille des pieds du robot (137mm x 222mm). Le mouvement ainsi généré ne présente pas de risque de basculement et pourra être envisagé sur le robot s'il est validé aux niveaux des capacités des actionneurs et du glissement.

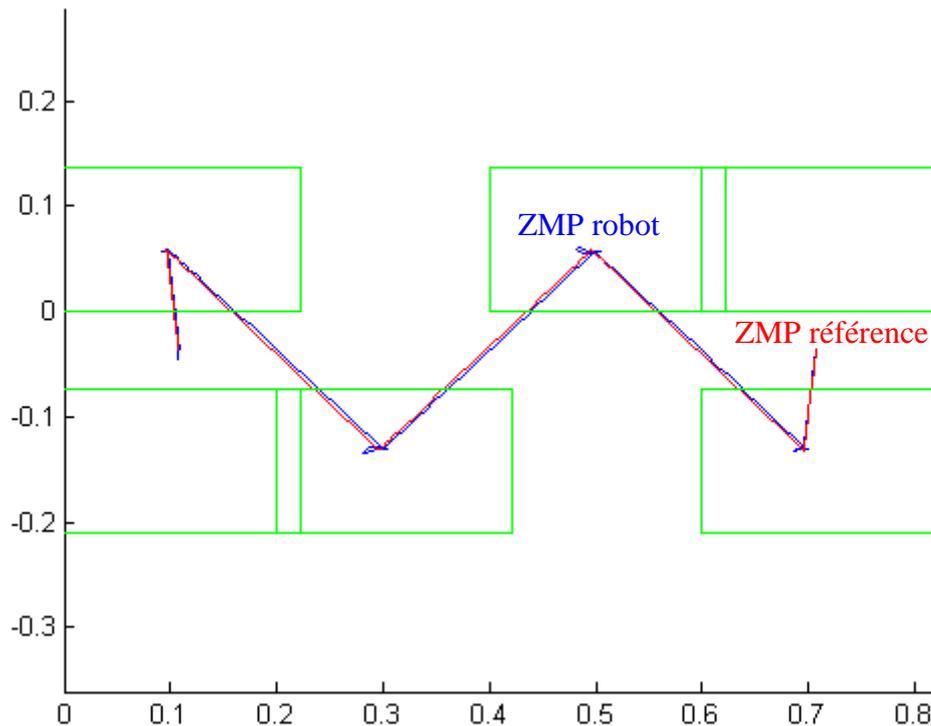


Figure 25 : Trajectoire du ZMP dans le plan du sol pour le mouvement considéré corrigé (unités en m)

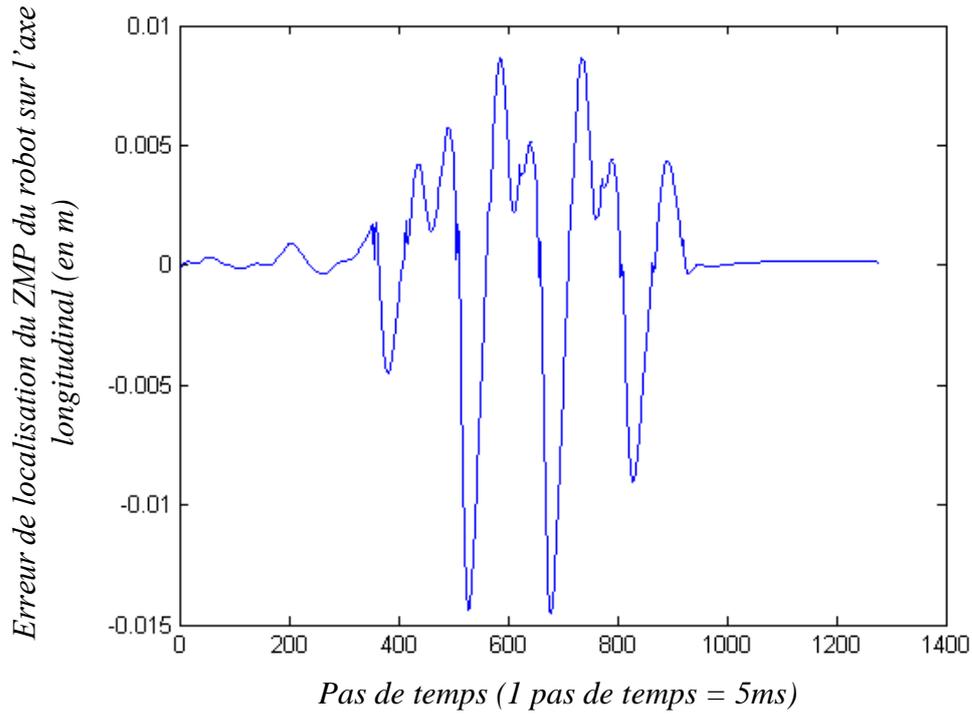


Figure 26 : Ecart final corrigé entre ZMP référence et ZMP multi-corps sur l'axe longitudinal

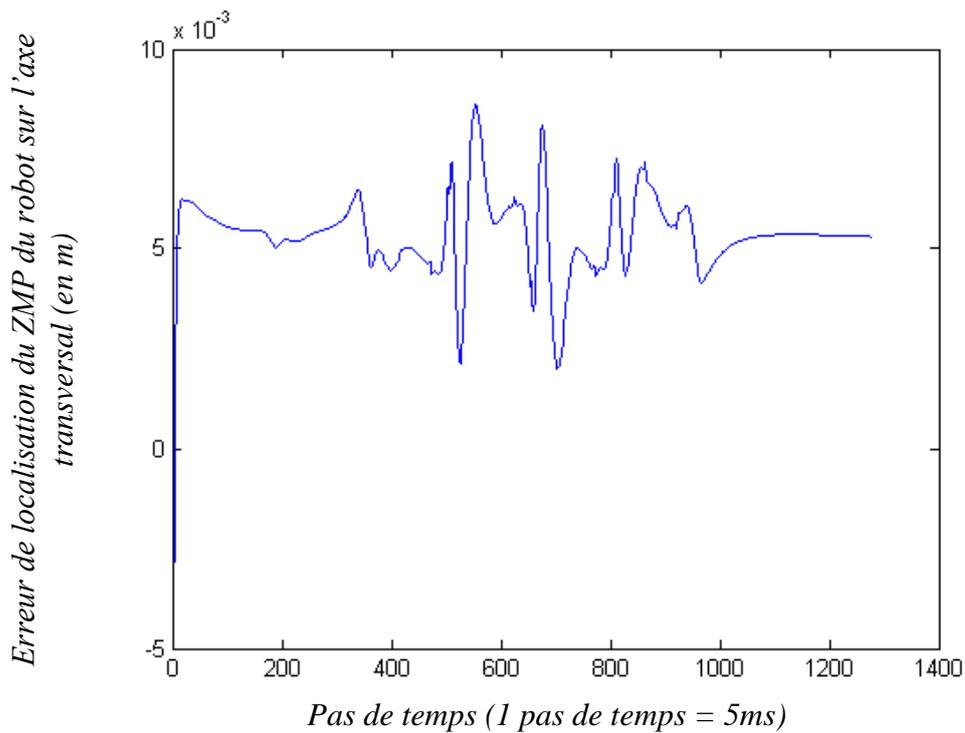


Figure 27 : Ecart final corrigé entre ZMP référence et ZMP multi-corps sur l'axe transversal

1.6 Validation du mouvement

Afin d'étudier la faisabilité du mouvement synthétisé (Figure 28) sur le robot, il est nécessaire de calculer le modèle dynamique complet afin de remonter aux couples actionneurs et même aux actions de liaison qui sont utiles dans l'optique d'un dimensionnement. Or, le modèle dynamique restreint (1.3.2) fournit l'action de contact au sol globale et ne permet pas de déterminer la répartition d'efforts entre les pieds droit et gauche. Pour réaliser cela, il est nécessaire de résoudre le problème d'hyperstatisme ou redondance, le robot étant une chaîne cinématique fermée, les deux pieds étant en contact avec le sol. La solution proposée ici est d'utiliser une hypothèse de répartition vraisemblable entre les pieds droit et gauche pour lever ce problème. D'autres solutions sont envisageables comme notamment la minimisation d'un critère, par exemple, en calculant la répartition entre les pieds minimisant les efforts de contact par pied.

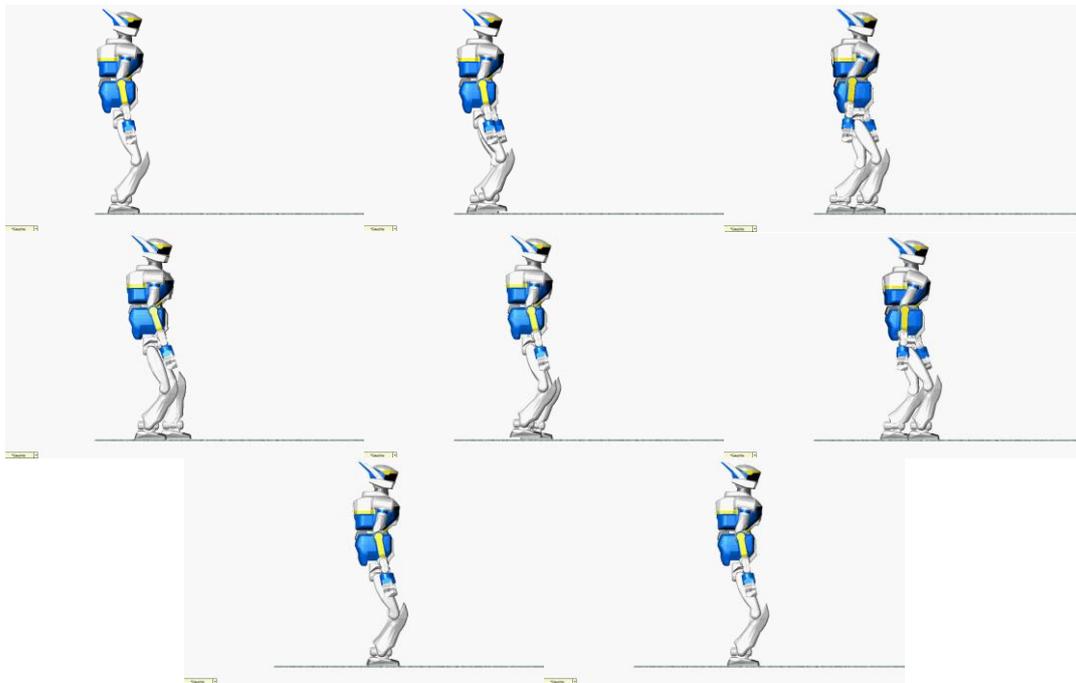


Figure 28 : Rendu CAO du mouvement synthétisé

1.6.1 Résolution de l'hyperstatisme

La méthode est donnée dans le cas d'une phase de double-appui avec le repère pied droit considéré comme repère global (transfert du pied droit sur le pied gauche). Elle est similaire pour les phases de double-appui avec le repère pied gauche considéré comme repère global.

Le modèle dynamique restreint renvoie le torseur suivant exprimé en O_0 :

$${}_{O_0}\{T_{robot/sol}\} = \begin{cases} X \cdot \vec{x} + Y \cdot \vec{y} + Z \cdot \vec{z} \\ L \cdot \vec{x} + M \cdot \vec{y} + N \cdot \vec{z} \end{cases} \quad (48)$$

Le problème revient à déterminer comment se répartissent les efforts entre les deux pieds, c'est-à-dire résoudre le système suivant :

$${}_{O_0}\{T_{robot/sol}\} = \begin{cases} X_D \cdot \vec{x} + Y_D \cdot \vec{y} + Z_D \cdot \vec{z} \\ L_D \cdot \vec{x} + M_D \cdot \vec{y} + N_D \cdot \vec{z} \end{cases} + \begin{cases} X_G \cdot \vec{x} + Y_G \cdot \vec{y} + Z_G \cdot \vec{z} \\ L_G \cdot \vec{x} + M_G \cdot \vec{y} + N_G \cdot \vec{z} \end{cases} \quad (49)$$

Le vecteur $\overrightarrow{O_0O_{12}}$ est connu et dépend des paramètres de marche fixés.

Posons dans le cas où les deux pieds sont posés à la même altitude sur un sol plan :

$$\overrightarrow{O_0O_{12}} = b \cdot \vec{y} + c \cdot \vec{z}$$

Le système (49) est donc équivalent au système suivant après réduction de tous les torseurs en O_0 .

$$\begin{cases} X = X_D + X_G \\ Y = Y_D + Y_G \\ Z = Z_D + Z_G \\ L = L_D + L_G + b \cdot Z_G - c \cdot Y_G \\ M = M_D + M_G + c \cdot X_G \\ N = N_D + N_G - b \cdot X_G \end{cases} \quad (50)$$

La solution proposée est d'utiliser l'hypothèse de répartition suivante :

$$\begin{cases} X_D = \alpha(t) \cdot (X_D + X_G) \\ Y_D = \alpha(t) \cdot (Y_D + Y_G) \\ Z_D = \alpha(t) \cdot (Z_D + Z_G) \\ L_D = \alpha(t) \cdot (L_D + L_G) \\ M_D = \alpha(t) \cdot (M_D + M_G) \\ N_D = \alpha(t) \cdot (N_D + N_G) \end{cases} \quad (51)$$

Le coefficient $\alpha(t)$ est un paramètre fonction du temps variant de 1 (au début de la phase de double-appui) à 0 (à la fin). $\alpha(t)$ introduit ainsi un transfert de charge du pied droit vers le pied gauche pendant la phase de double-appui, ce qui est justifié vis-à-vis du comportement physique du robot lors du mouvement.

Après résolution, du système (50) en utilisant (51), on obtient :

$$\left\{ \begin{array}{l} X_D = \alpha(t) \cdot X \\ Y_D = \alpha(t) \cdot Y \\ Z_D = \alpha(t) \cdot Z \\ L_D = (1 - \alpha(t)) \cdot (c \cdot \alpha(t) \cdot Y - b \cdot \alpha(t) \cdot Z) + \alpha(t) \cdot L \\ M_D = (1 - \alpha(t)) \cdot (-c \cdot \alpha(t) \cdot X) + \alpha(t) \cdot M \\ N_D = (1 - \alpha(t)) \cdot (b \cdot \alpha(t) \cdot X) + \alpha(t) \cdot N \end{array} \right. \quad (52)$$

et

$$\left\{ \begin{array}{l} X_G = X \cdot (1 - \alpha(t)) \\ Y_G = Y \cdot (1 - \alpha(t)) \\ Z_G = Z \cdot (1 - \alpha(t)) \\ L_G = (1 - \alpha(t)) \cdot ((1 - \alpha(t)) \cdot (c \cdot Y - b \cdot Z) + L) \\ M_G = (1 - \alpha(t)) \cdot ((1 - \alpha(t)) \cdot (-c \cdot X) + M) \\ N_G = (1 - \alpha(t)) \cdot ((1 - \alpha(t)) \cdot (b \cdot X) + N) \end{array} \right. \quad (53)$$

En utilisant (7), on aboutit à la définition des deux ZMP locaux (droit et gauche) suivante :

$$\left\{ \begin{array}{l} y_{ZMPD} = y_{ZMPG} = -\frac{b \cdot (1 - \alpha(t)) \cdot X + N + h \cdot Y}{X} \\ z_{ZMPD} = z_{ZMPG} = \frac{-c \cdot (1 - \alpha(t)) \cdot X + M - h \cdot Z}{X} \end{array} \right. \quad (54)$$

On trouve ainsi en utilisant cette hypothèse de répartition, une égalité parfaite des coordonnées des deux ZMP locaux dans les deux repères locaux associés. Cette propriété est intéressante dans l'optique de la commande, notamment au niveau du stabilisateur.

Il est possible d'exprimer ces deux ZMP locaux en fonction du ZMP global, on trouve alors :

$$\left\{ \begin{array}{l} y_{ZMPD} = y_{ZMPG} = -b \cdot (1 - \alpha(t)) + y_{ZMP} \\ z_{ZMPD} = z_{ZMPG} = -c \cdot (1 - \alpha(t)) + z_{ZMP} \end{array} \right. \quad (55)$$

Il reste maintenant à définir le paramètre $\alpha(t)$. Pour cela, on utilise la position du ZMP du modèle multi-corps au début et à la fin de la phase de double-appui étudiée (Figure 29).

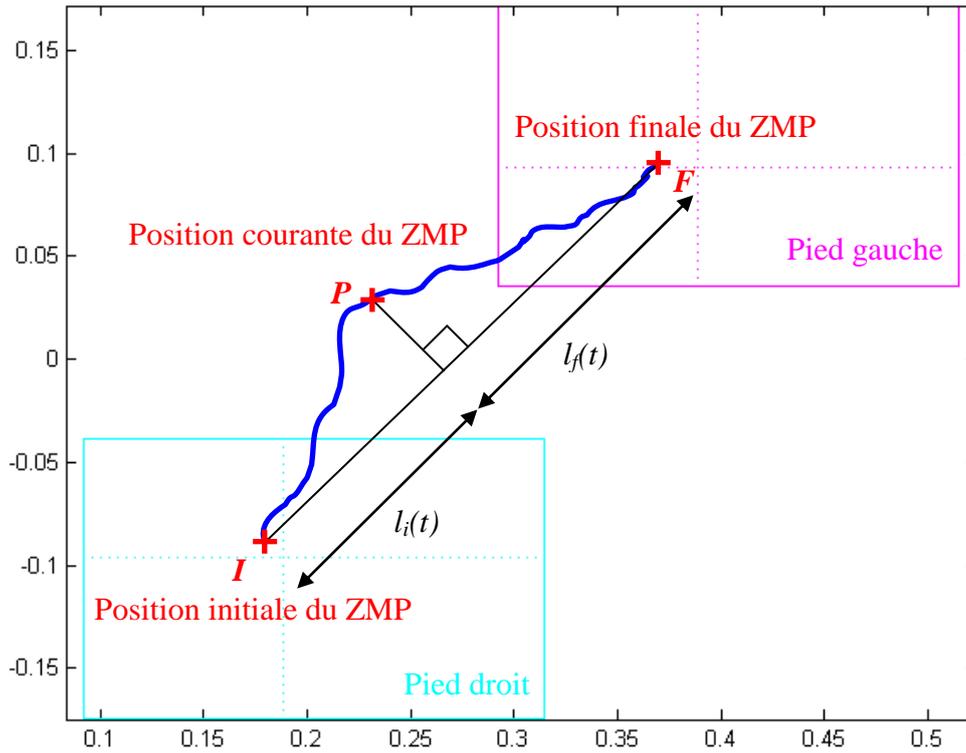


Figure 29 : Définition d'alpha lors d'une phase de double-appui, plan du sol (unités en m)

Tout d'abord, le point P représentant le ZMP à l'instant t considéré est projeté sur le segment $[IF]$ joignant les positions des ZMP au début (point I) et à la fin (point F) de la phase de double-appui. On peut alors calculer les quantités suivantes :

$$l_i(t) = \frac{\vec{IP} \cdot \vec{IF}}{\|\vec{IF}\|} \quad (56)$$

$$l_f(t) = \frac{\vec{FP} \cdot \vec{FI}}{\|\vec{IF}\|}$$

$$l = \|\vec{IF}\| = l_i(t) + l_f(t)$$

Dans le cas général du transfert d'un pied sur l'autre, on définit $\alpha(t)$ de la manière suivante :

$$\text{si } l_i(t) \geq 0 \text{ et } l_f(t) \geq 0 \text{ alors } \alpha(t) = -\frac{l_i(t)}{l} + 1 \quad (57)$$

$$\text{si } l_i(t) \geq 0 \text{ et } l_f(t) < 0 \text{ alors } \alpha(t) = 0$$

$$\text{si } l_i(t) < 0 \text{ et } l_f(t) \geq 0 \text{ alors } \alpha(t) = 1$$

Dans le cas où le transfert s'effectue de la posture initiale vers le premier pied d'appui (gauche) alors :

$$\text{si } l_i(t) \geq 0 \text{ et } l_f(t) \geq 0 \text{ alors } \alpha(t) = \frac{\left\| \overrightarrow{O_0 O_{12_{init}}} \right\| - |y_{cdg_init}|}{\left\| \overrightarrow{O_0 O_{12_{init}}} \right\|} \cdot \left(-\frac{l_i(t)}{l} + 1 \right) \quad (58)$$

$$\text{si } l_i(t) \geq 0 \text{ et } l_f(t) < 0 \text{ alors } \alpha(t) = 0$$

$$\text{si } l_i(t) < 0 \text{ et } l_f(t) \geq 0 \text{ alors } \alpha(t) = \frac{\left\| \overrightarrow{O_0 O_{12_{init}}} \right\| - |y_{cdg_init}|}{\left\| \overrightarrow{O_0 O_{12_{init}}} \right\|}$$

Enfin, dans le cas où le transfert s'effectue du dernier pied d'appui (droit) vers la posture finale alors :

$$\text{si } l_i(t) \geq 0 \text{ et } l_f(t) \geq 0 \text{ alors } \alpha(t) = \left(\frac{\left\| \overrightarrow{O_0 O_{12_{init}}} \right\| - |y_{cdg_init}|}{\left\| \overrightarrow{O_0 O_{12_{init}}} \right\|} - 1 \right) \cdot \frac{l_i(t)}{l} + 1 \quad (59)$$

$$\text{si } l_i(t) \geq 0 \text{ et } l_f(t) < 0 \text{ alors } \alpha(t) = \frac{\left\| \overrightarrow{O_0 O_{12_{init}}} \right\| - |y_{cdg_init}|}{\left\| \overrightarrow{O_0 O_{12_{init}}} \right\|}$$

$$\text{si } l_i(t) < 0 \text{ et } l_f(t) \geq 0 \text{ alors } \alpha(t) = 1$$

Pendant les phases de simple-appui, $\alpha(t)$ n'est pas défini, ce paramètre n'étant pas utilisé.

$\alpha(t)$ définit donc bien le transfert de charge du pied d'appui initial vers le pied d'appui final lors des phases de double-appui. Pour le mouvement considéré, avec le ZMP global obtenu (Figure 25), on obtient la courbe de la Figure 30 pour $\alpha(t)$.

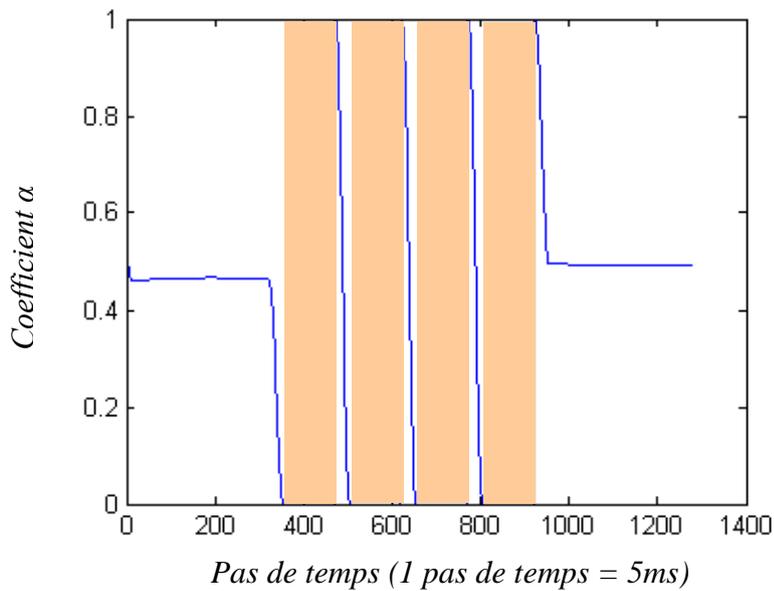


Figure 30 : Allure du coefficient alpha pour le mouvement considéré

Appliquons cette méthode au mouvement considéré, on obtient les efforts normaux de contact au sol de la Figure 31.

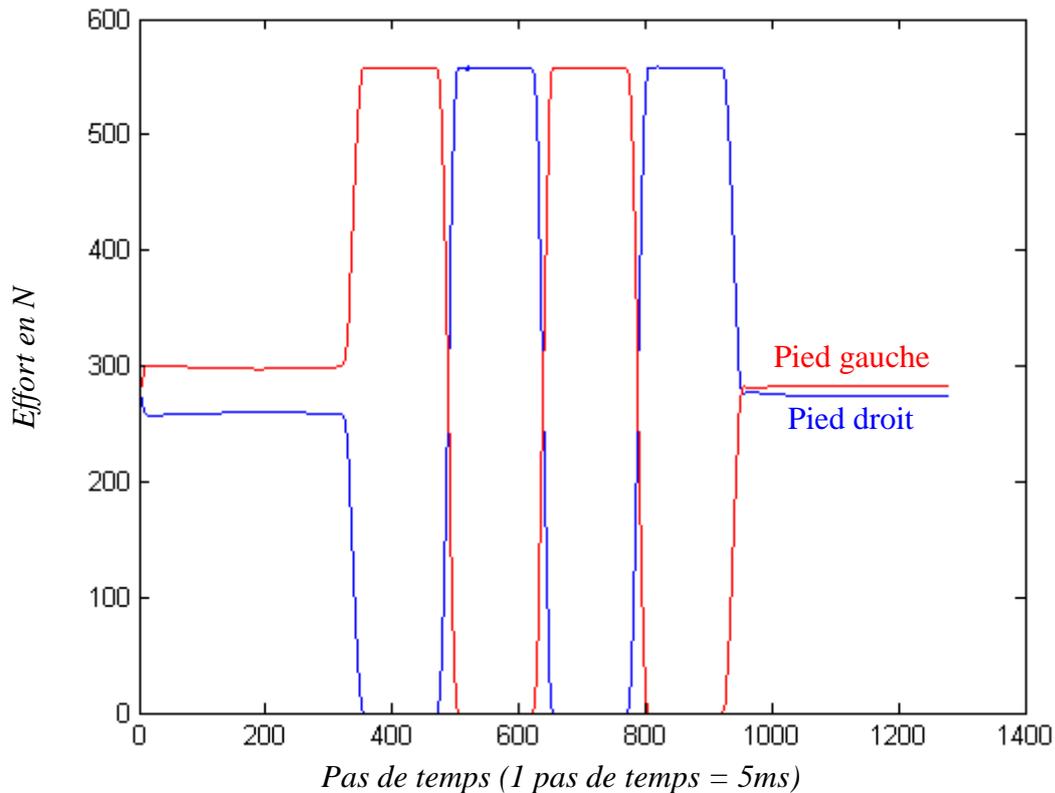


Figure 31 : Répartition des efforts normaux de contact au sol

On observe une répartition différente des efforts normaux suivant les deux pieds au début et à la fin (i.e. lorsque le robot est immobile) traduisant la dissymétrie du robot (le centre de gravité pour les postures initiale et finale est plus près du pied gauche). Cet écart est amplifié par la correction de l'erreur de localisation du ZMP au début. La courbe bleue représente l'effort normal de contact pour le pied droit et la courbe rouge, celui pour le pied gauche. On observe bien un transfert de charge progressif, l'effort est bien nul pour les phases de simple-appui pour le pied en l'air. La variation de l'effort normal pendant les phases de simple-appui est quasi-nulle, cela vient de la contrainte sur le centre de gravité (hauteur constante) qui ne génère donc pas de variations d'efforts selon la verticale pendant ces phases.

Vérifions la localisation des ZMP locaux, on trouve les résultats suivants (Figure 32, Figure 33) pour le pied droit et le pied gauche. Le rectangle rouge représente le pied. On retrouve bien l'égalité parfaite des deux ZMP pendant cette phase montrée par (55). Si l'on trace le ZMP local pied droit pour l'intégralité du mouvement, on obtient la Figure 34. Ce ZMP est bien positionné loin des bords de la semelle, avec des variations faibles, le mouvement considéré ne présente donc pas de problème de basculement.

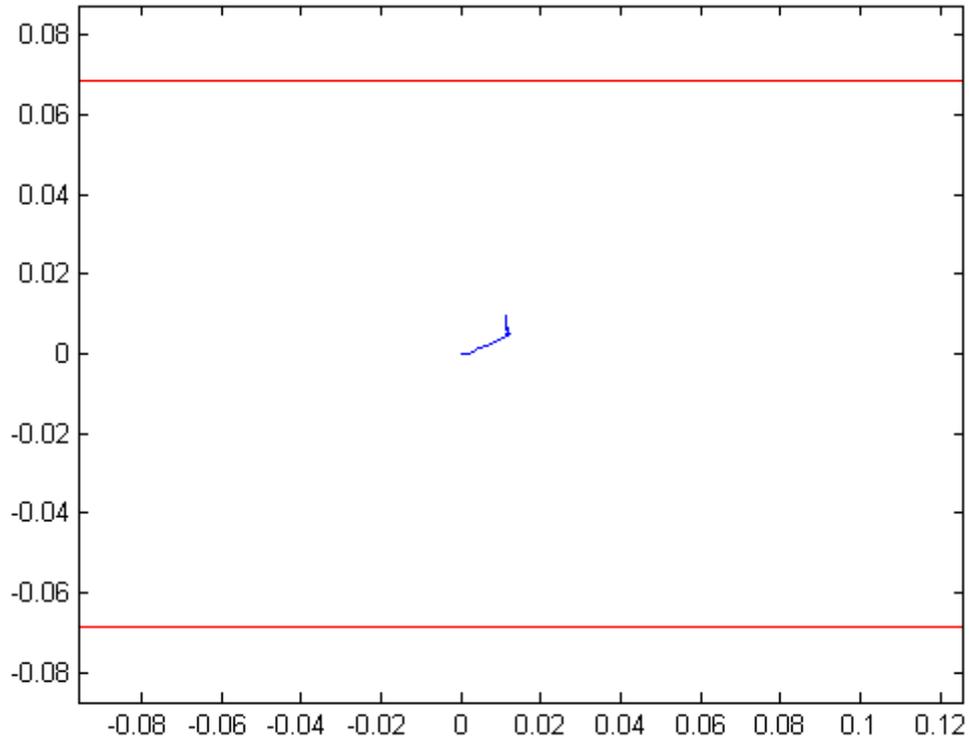


Figure 32 : ZMP local pied droit pour la première phase de double-appui, dans la semelle (unités en m)

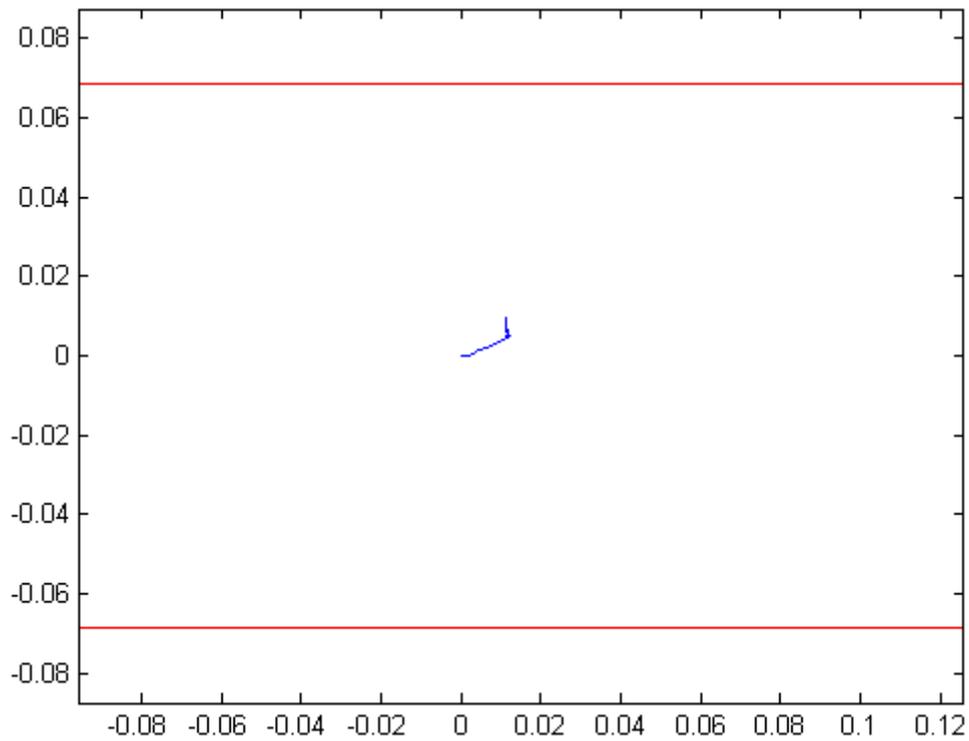


Figure 33 : ZMP local pied gauche pour la première phase de double-appui, dans la semelle (unités en m)

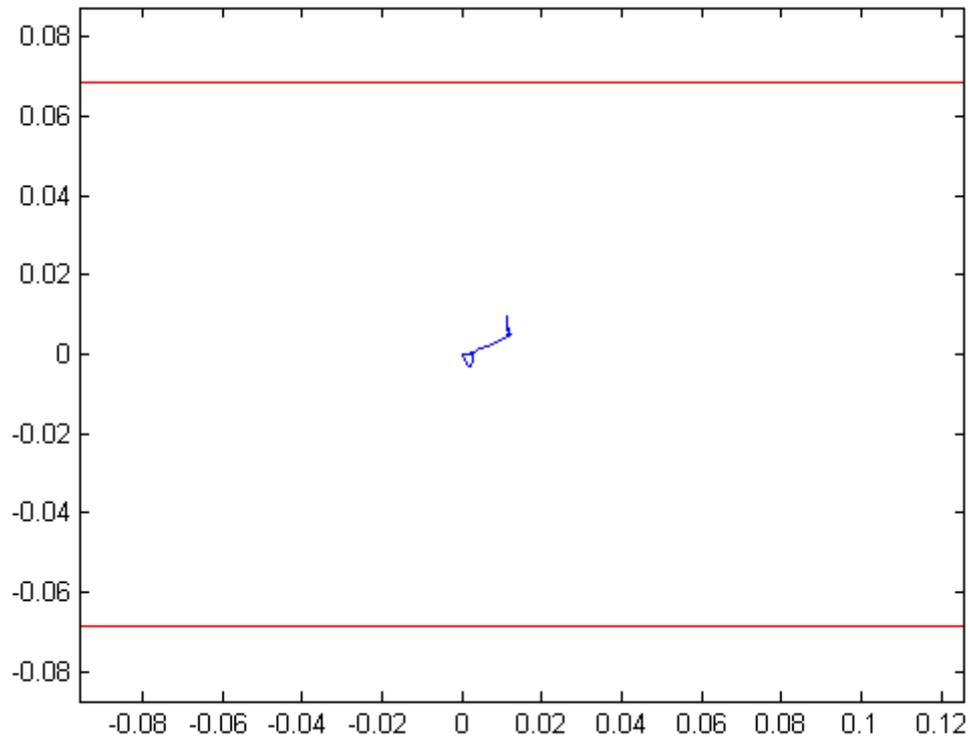


Figure 34 : ZMP local pied droit pour l'intégralité du mouvement, dans la semelle (unités en m)

Pour valider cette hypothèse de répartition, une étude comparative a été menée en utilisant le logiciel COSMOS Motion[®] intégré au modèleur CAO Solidworks[®], permettant la simulation du comportement dynamique de mécanismes complexes. Un modèle de contact a été utilisé pour émuler le comportement à l'interface pied-sol, il s'agit d'une formulation de type impact avec définition d'une raideur, d'un amortissement ainsi que d'un exposant traduisant la loi effort-déformation. Le contact 3D gère aussi les contraintes de frottement de coulomb. Afin de déterminer la nature du contact et le point d'application des efforts, COSMOS Motion[®] utilise la géométrie des pièces facétisées. Les paramètres utilisés sont ceux prédéfinis dans le logiciel pour un contact élastomère sec sur acier sec. Ce couple de matériaux semble être le plus réaliste pour notre application, les semelles du robot étant en élastomère. Les résultats obtenus en terme d'efforts selon les trois directions au niveau du pied droit pour la première phase de double-appui sont donnés Figure 35, Figure 36 et Figure 37.

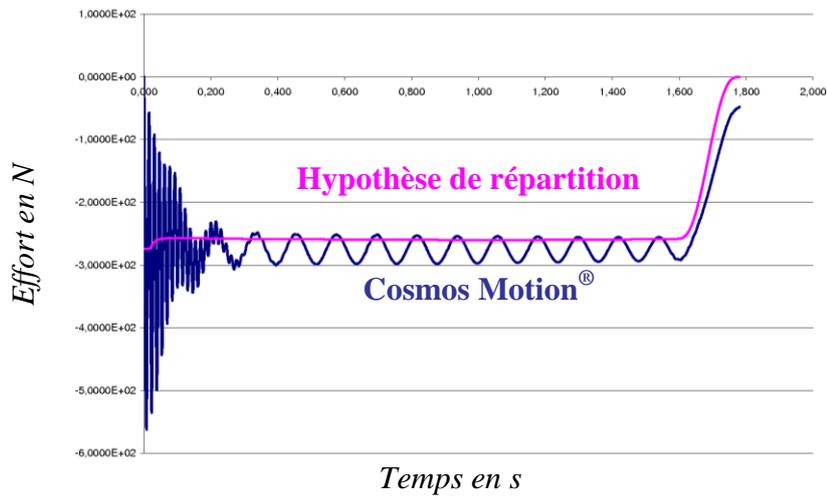


Figure 35 : Comparaison contact-répartition, effort normal, première phase de double-appui

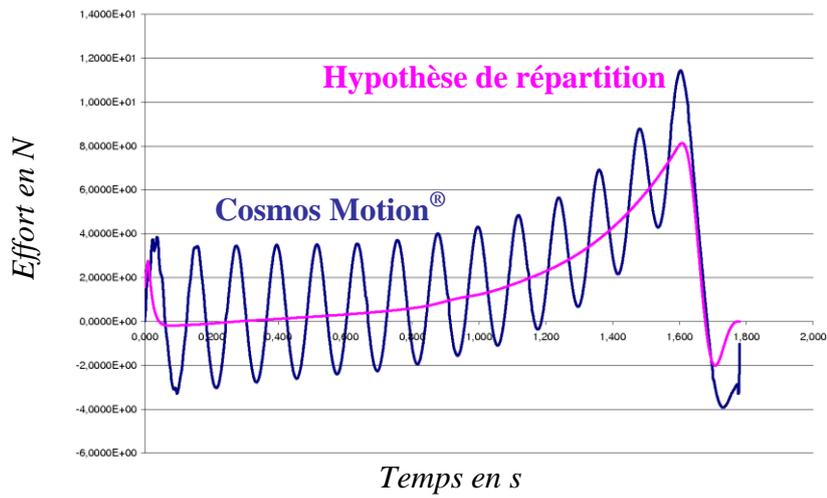


Figure 36 : Comparaison contact-répartition, effort transverse, axe transversal, première phase de double-appui

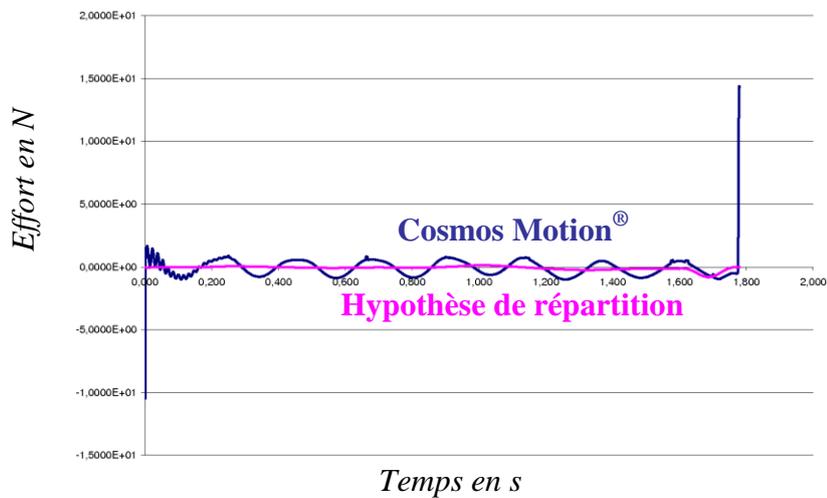


Figure 37 : Comparaison contact-répartition, effort transverse, axe longitudinal, première phase de double-appui

On note des oscillations au niveau des résultats obtenus avec les contacts 3D (courbes bleues), cela vient du modèle de raideur, le robot n'étant pas stabilisé. Il faudrait augmenter artificiellement la valeur de l'amortissement dans la définition du contact pour s'affranchir de ces oscillations. Dans notre cas, on souhaite vérifier la validité de notre hypothèse de répartition et nous nous intéressons plus à la composante continue du signal. On note ainsi une relative bonne corrélation entre les efforts obtenus via les contacts 3D de COSMOS Motion[®] et ceux obtenus par l'hypothèse de répartition sur les trois axes. On observe néanmoins un décalage vers l'instant 1.7s. Cette différence de comportement peut s'expliquer par la souplesse induite au niveau des contacts générant ainsi un enfoncement du robot dans le sol. Dans ce cas, l'instant de la levée de pied prévue ne coïncide pas exactement avec la perte de contact sur le logiciel, on observe donc un effort transitant par le pied droit. Dans leur ensemble, les résultats semblent très acceptables et montrent la cohérence de cette hypothèse de répartition vis-à-vis d'un modèle de contact 3D.

La répartition entre pied droit et pied gauche ayant été calculée, on peut maintenant utiliser ces efforts obtenus dans le modèle dynamique complet du robot, afin de calculer toutes les composantes d'efforts et de couples dans chacune des liaisons.

1.6.2 Modèle dynamique complet

La méthode de calcul du modèle dynamique complet est donnée pour le cas pied droit fixe. Dans ce cas, l'outil de résolution de l'hyperstatisme fournit les efforts exercés sur le pied gauche au niveau du contact au sol ($\overrightarrow{F}_{Sol/Pied_G}$ et $\overrightarrow{M}_{Sol/Pied_G, O_{12} \in S_{12}/S_0}$), exprimés dans le repère R_0 . Ces données, sont utilisées en entrées du modèle dynamique complet (Figure 38).

Ce modèle dynamique renvoie toutes les composantes du torseur de la liaison mécanique ℓ_i , réduites en O_i et exprimées dans R_i . La composante la plus intéressante pour la génération de mouvements est celle du moment selon l'axe z_i (axe des liaisons pivot), il s'agit du couple actionneur. Il est à noter que pour la partie supérieure, en l'absence d'efforts extérieurs, il est possible de calculer les composantes de ces torseurs sans résoudre au préalable l'hyperstatisme, chaque chaîne cinématique (bras, tête, tronc) étant ouverte. On peut ainsi obtenir le couple actionneur souhaité de même que les autres composantes pour chacune des liaisons pivot du robot et appréhender de manière fine les performances requises au niveau des actionneurs aux frottements près.

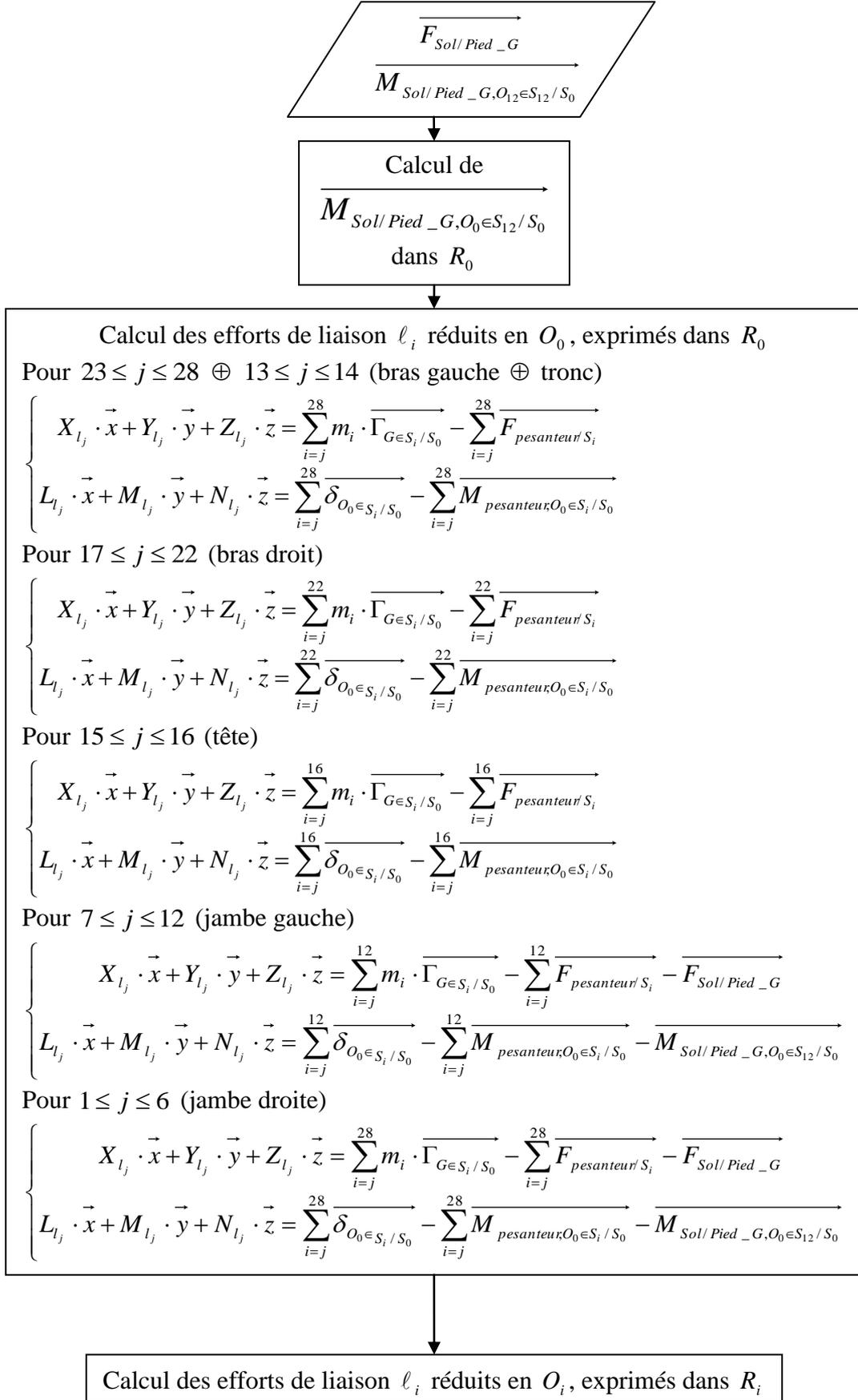


Figure 38 : Modèle dynamique complet

1.6.3 Vérification des performances actionneurs

Le modèle dynamique renvoie le couple actionneur pour l'intégralité du mouvement. A partir des coordonnées articulaires, il est facile d'obtenir la vitesse angulaire pour la liaison considérée, cette vitesse a d'ailleurs déjà été calculée lors du calcul du modèle dynamique. On peut ainsi calculer la puissance nécessaire au niveau de l'actionneur et étudier les diagrammes Couple/Vitesse pour chaque articulation. Un exemple de résultat est donné (Figure 39 à Figure 42) pour l'abduction de hanche droite pour le mouvement considéré (1.5.4).

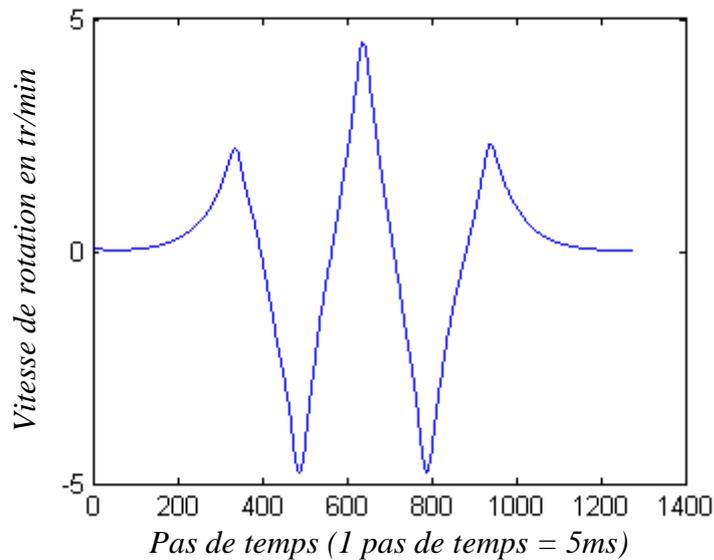


Figure 39 : Vitesse angulaire - Abduction de hanche droite (Q5)

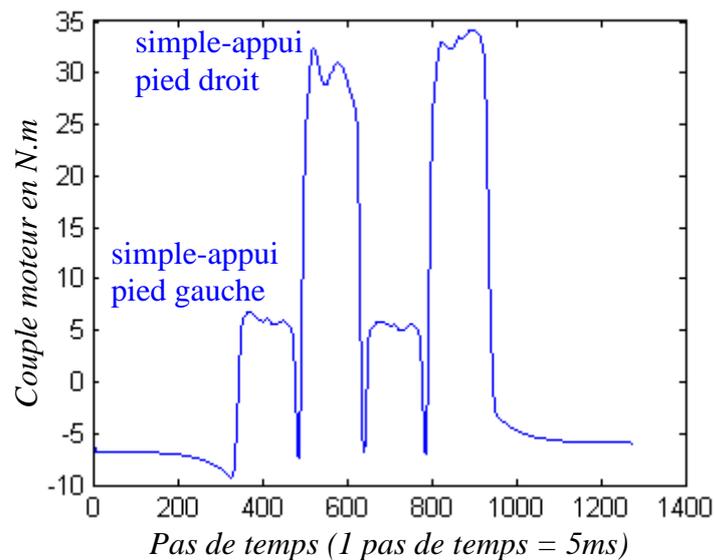


Figure 40 : Couple moteur – Abduction de hanche droite (Q5)

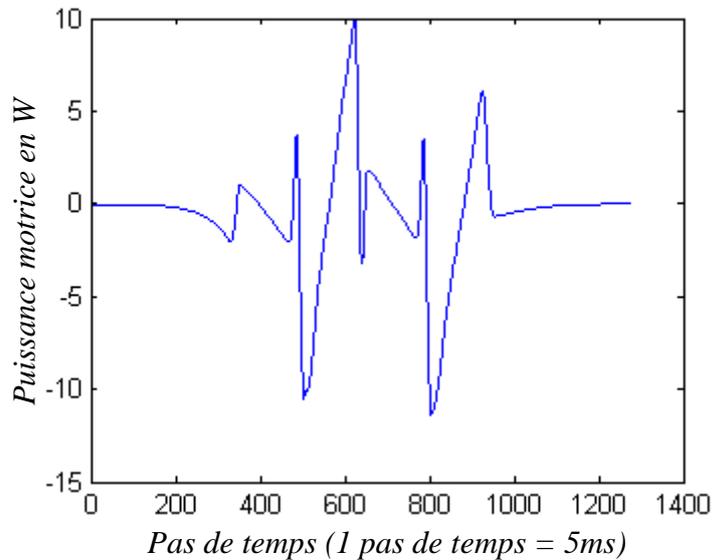


Figure 41 : Puissance motrice - Abduction de hanche droite (Q5)

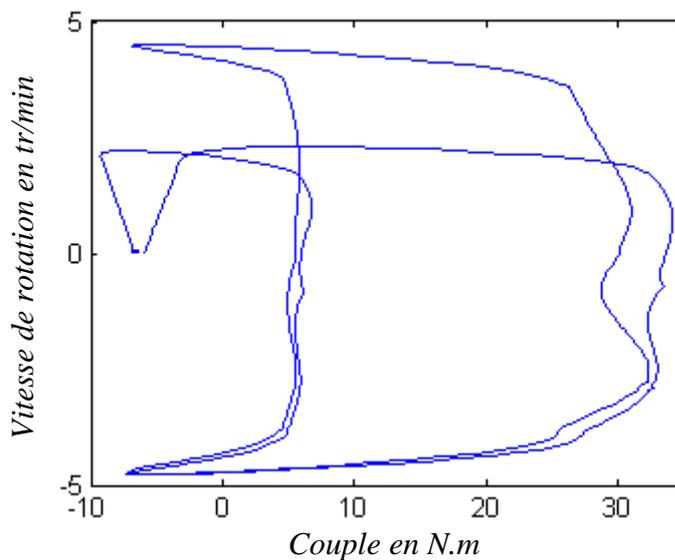


Figure 42 : Loi couple-vitesse - Abduction de hanche droite (Q5)

La vitesse obtenue (Figure 39) est bien continue et dérivable, elle est également cyclique. Au niveau du couple (Figure 40), on retrouve bien les phases de simple-appui pied droit avec des valeurs de couple importantes et les phases de simple-appui pied gauche avec des valeurs faibles (dans ce cas, l'actionneur doit juste porter les organes situés en aval dans la chaîne). Au niveau des puissances (Figure 41), on note des phases avec une puissance motrice positive (le moteur fournit un travail) et des phases avec puissance négative (le moteur reçoit un travail et il serait envisageable de le faire fonctionner en génératrice). On peut ensuite comparer la courbe couple-vitesse obtenue (Figure 42) et voir si elle est compatible avec les actionneurs du robot.

Pour le mouvement considéré, on obtient les valeurs maximales suivantes pour les actionneurs.

qi	Actionneur	Vitesse max en tr/min	Couple max en N.m	Puissance max en W
q1	Abduction cheville D	4,78	6,54	2,80
q2	Flexion cheville D	24,57	6,38	4,84
q3	Flexion genou D	24,80	57,89	30,63
q4	Flexion hanche D	23,21	24,71	24,43
q5	Abduction hanche D	4,78	34,17	11,34
q6	Rotation hanche D	4,81	19,13	5,04
q7	Rotation hanche G	4,81	21,24	6,09
q8	Abduction hanche G	4,79	32,80	10,47
q9	Flexion hanche G	23,71	23,89	24,70
q10	Flexion genou G	24,11	57,54	32,50
q11	Flexion cheville G	24,31	6,36	4,57
q12	Abduction cheville G	4,79	6,37	2,56
q13	Rotation tronc	0,00	18,00	0,00
q14	Flexion tronc	0,00	11,32	0,00
q15	Rotation tête	0,00	0,07	0,00
q16	Flexion tête	0,00	0,26	0,00
q17	Flexion épaule D	23,71	12,50	14,48
q18	Abduction épaule D	0,00	4,15	0,00
q19	Rotation épaule D	0,00	0,65	0,00
q20	Flexion coude D	0,00	6,85	0,00
q21	Rotation poignet D	0,00	0,04	0,00
q22	Flexion poignet D	0,00	1,54	0,00
q23	Flexion épaule G	23,21	13,76	13,97
q24	Abduction épaule G	0,00	4,19	0,00
q25	Rotation épaule G	0,00	0,63	0,00
q26	Flexion coude G	0,00	7,44	0,00
q27	Rotation poignet G	0,00	0,04	0,00
q28	Flexion poignet G	0,00	1,67	0,00

Tableau 2 : Performances requises au niveau des actionneurs pour le mouvement étudié

Les valeurs du Tableau 2 sont compatibles avec les actionneurs de HRP-2. Le mouvement est donc réalisable sur le robot en ce qui concerne les performances requises. Parallèlement à cette vérification, il faut également s'assurer du respect des lois de Coulomb pour assurer le non-glissement du pied sur le sol en translation et en rotation.

1.6.4 Vérification des lois de Coulomb

La condition de non-glissement du robot est aussi importante que celle de non-basculement et peut ainsi limiter la vitesse de marche. Plusieurs paramètres sont impliqués dans ce phénomène comme les mouvements des pieds mais surtout ceux des bras. Le modèle dynamique donne les six composantes de l'action mécanique du robot sur le sol au niveau de chacun des pieds exprimées en O_0 (pied droit) et O_{12} (pied gauche). Avec ces composantes, une force normale F_N et une force tangentielle F_T par pied sont calculées. F_N doit garder le même signe pendant le mouvement, afin de garantir l'unilatéralité du contact. Le moment selon la normale réduit au ZMP local est noté M_N . Afin de garantir qu'il n'y a pas de risque de glissement en translation entre la semelle et le sol, les efforts doivent vérifier l'inégalité suivante :

$$|F_T| \leq \mu \cdot |F_N| \quad (60)$$

Avec μ le coefficient de frottement entre la semelle et le sol

A partir de (60), un coefficient de frottement limite en translation est calculé à chaque pas de temps k .

$$\mu_{T\text{lim}}(k) = \frac{|F_T|}{|F_N|} \quad (61)$$

Pour étudier le frottement en rotation, une analogie est faite avec un embrayage (la semelle étant le disque de friction), dans ce cas, le couple maximal transmissible est donné par :

$$|M_N| = \frac{2}{3} \cdot \mu \cdot |F_N| \cdot R \quad (62)$$

Avec R le rayon du disque de friction (i.e. le rayon équivalent d'un disque ayant la même aire que la semelle)

A partir de (62), un coefficient de frottement limite en translation est calculé à chaque pas de temps k .

$$\mu_{R\text{lim}}(k) = \frac{3 \cdot |M_N|}{2 \cdot R \cdot |F_N|} \quad (63)$$

Cette méthode d'estimation (en utilisant une analogie avec l'embrayage) permet d'avoir une approximation du risque de glissement, il serait nécessaire de modéliser plus finement le système afin d'obtenir une meilleure approximation de ce risque. Néanmoins, dans le cadre de cette étude, ce choix est amplement suffisant et permet de comparer plusieurs trajectoires entre elles ce qui nous intéresse tout particulièrement.

Les résultats pour ces deux coefficients de frottement limites sont donnés pour le pied droit et pour le mouvement considéré. Les phases rosées correspondent aux instants où le pied droit est en l'air, n'ayant plus contact, il n'est pas possible de calculer ces coefficients. On trouve une valeur maximale du coefficient de frottement limite en translation d'environ 0,12 et une valeur maximale du coefficient de frottement limite en rotation d'environ 0,53. Le risque de glissement est donc plus marqué en rotation qu'en translation. Néanmoins les valeurs limites obtenues présage d'un non-glissement lors du test de cette trajectoire sur HRP-2. En effet, on peut légitimement envisager un coefficient de frottement à l'interface semelle-sol plus important que 0,53, étant donné les surfaces en contact, une valeur de l'ordre de 0,8 paraît réaliste.

Le mouvement étudié a donc été validé selon tous les critères nécessaires avant son implémentation sur le robot réel, il reste maintenant à le simuler dans l'environnement mis à disposition par le fabricant de HRP-2 à savoir OpenHRP-3[®].

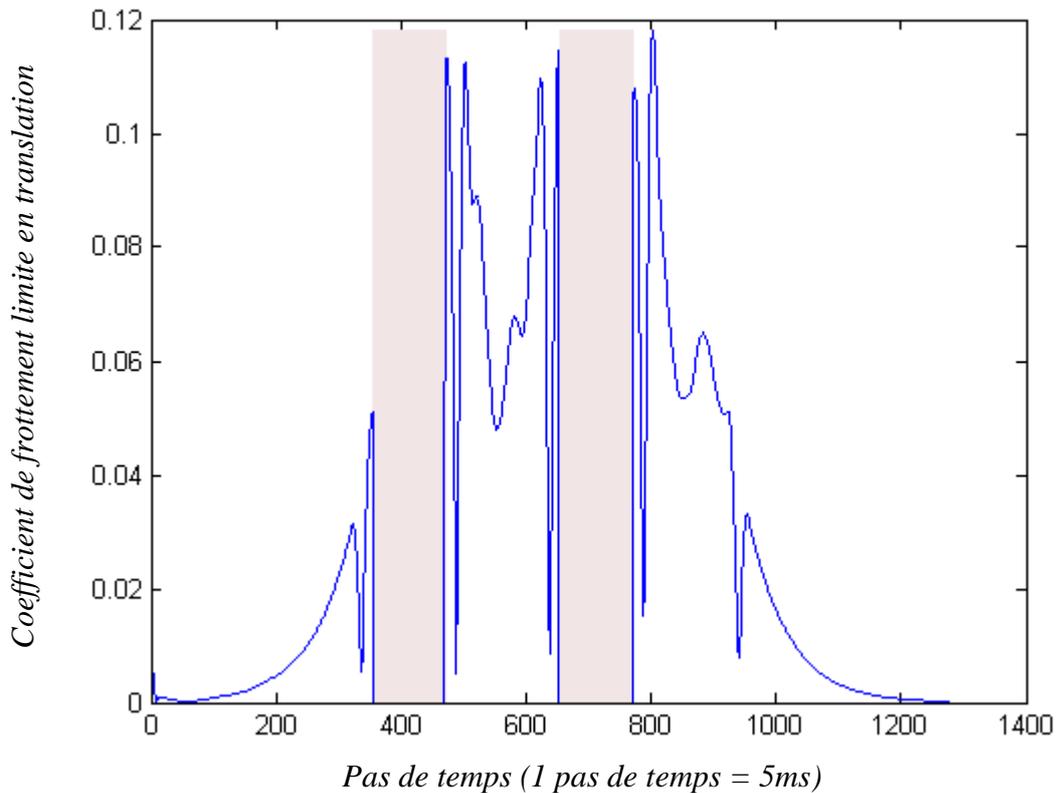


Figure 43 : Coefficient de frottement limite en translation pour le mouvement considéré (pied droit)

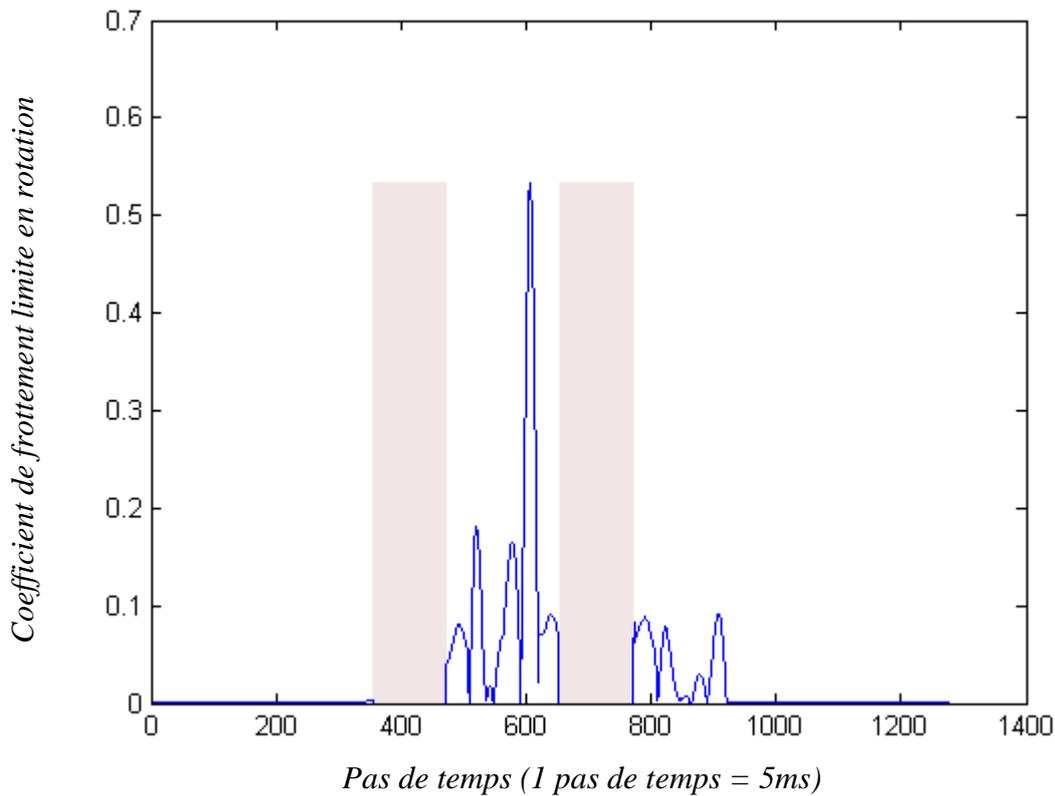


Figure 44 : Coefficient de frottement limite en rotation pour le mouvement considéré (pied droit)

1.6.5 Validation sur OpenHRP-3[®] et COSMOS Motion[®]

Afin de valider le mouvement obtenu dans l'optique d'un test réel sur le robot HRP-2, il est nécessaire de le simuler sur le logiciel OpenHRP-3[®]. Il s'agit d'un environnement de simulation fiable et robuste, développé par l'AIST et General Robotix[®] au Japon ([Kanehiro 02]). Ce logiciel gère le contact au sol et émule le comportement du stabilisateur permettant de compenser les erreurs dues à ces contacts. Il donne également accès aux données des accéléromètres, des gyroscopes et des capteurs d'efforts. Ce même logiciel est utilisé pour la communication avec le robot lors des essais sur le robot réel. La Figure 45 donne une capture d'écran du robot HRP-2 sous l'environnement OpenHRP-3[®]. Le sol est représenté par le plan bleu.

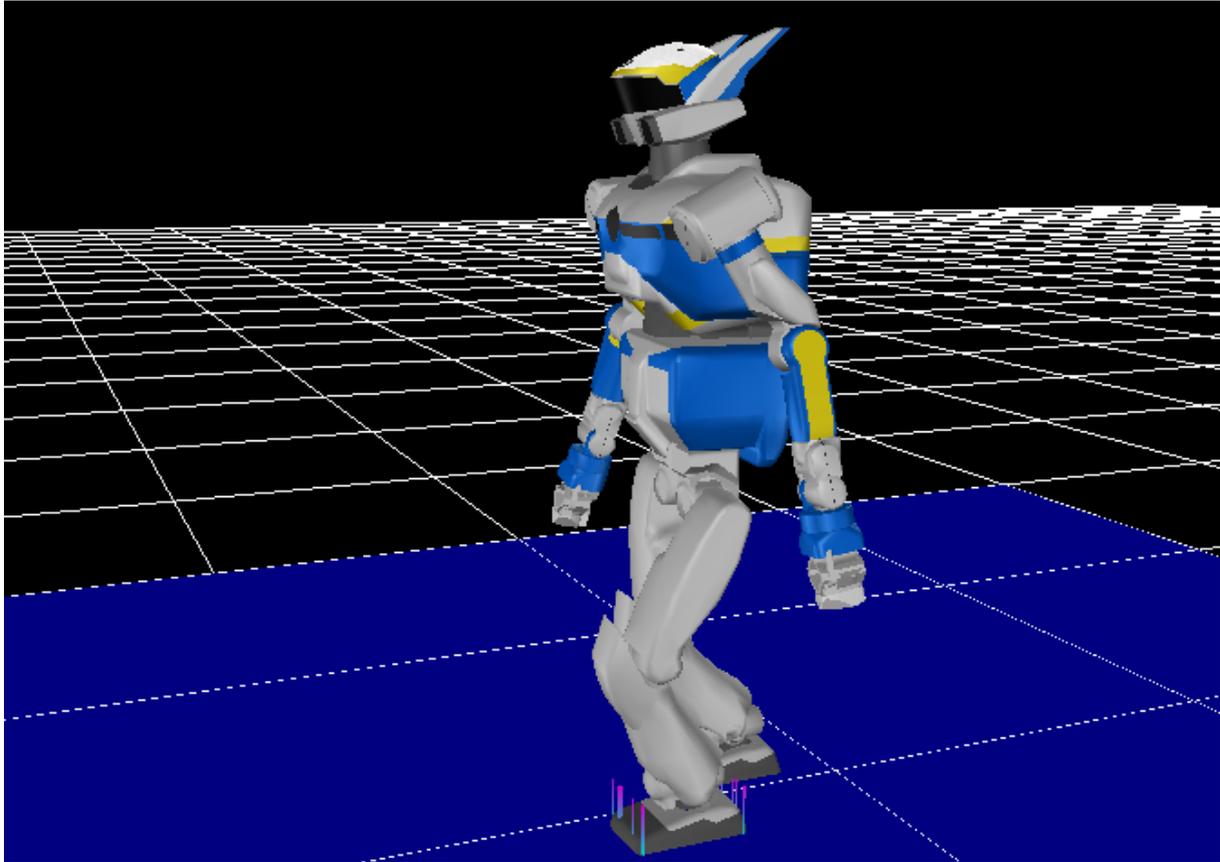


Figure 45 : Validation du mouvement sur OpenHRP-3[®]

Deux essais ont été menés sur ce simulateur en considérant le mouvement synthétisé défini par les paramètres donnés dans le paragraphe 1.5.4 page 41 et obtenu après la correction de l'erreur de modèle (1.5.5), le premier en boucle ouverte et le deuxième en boucle fermée en intégrant le comportement du stabilisateur. En boucle ouverte, étant donné la vitesse de marche (environ 960m/h) et le comportement élastique des contacts au sol, le robot chute au moment où il pose son pied pendant le troisième pas. En boucle fermée avec le stabilisateur, le robot ne chute pas, le pied ne glisse pas sur le sol comme prévu par les résultats obtenus (1.6.4). Le mouvement synthétisé est donc validé par le simulateur OpenHRP-3[®] et pourra être envisagé sur le robot réel. Le bien-fondé de la méthode globale de génération de mouvements est ainsi confirmé.

Parallèlement à la validation sous OpenHRP-3[®], une deuxième validation du non-basculement est effectuée sous le logiciel COSMOS Motion[®] en utilisant les contacts 3D introduits dans le paragraphe 1.6.1.

1.6.6 Schéma complet de génération de mouvements

Au travers du travail déjà présenté dans cette thèse, la complexité de la génération d'un mouvement pour un robot humanoïde a été mise en avant. En effet, de multiples modèles, algorithmes et vérifications rentrent en jeu dans cette synthèse. Il est bon de rappeler par un algorithme (Figure 46) le schéma complet final obtenu.

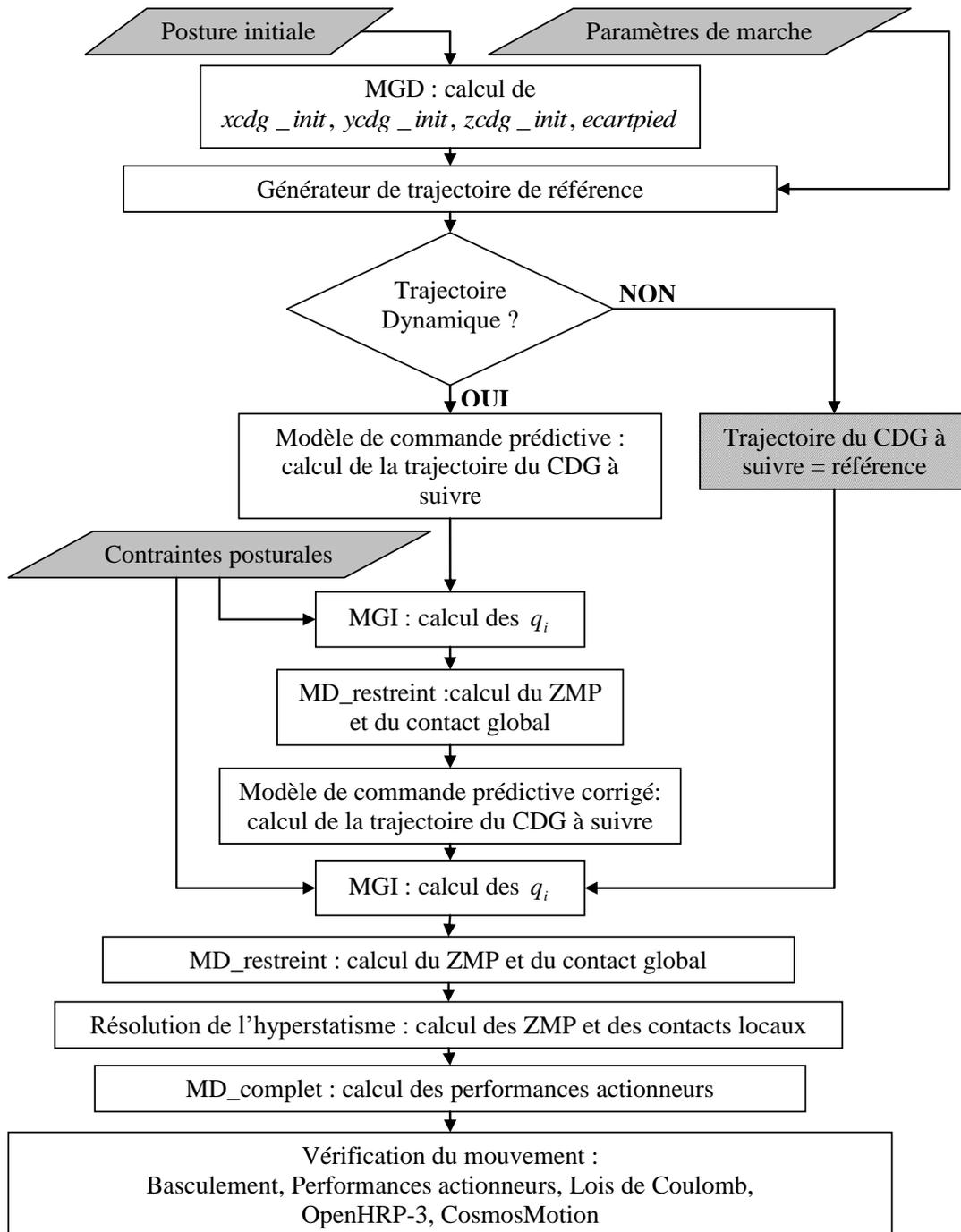


Figure 46 : Algorithme complet de la génération de mouvements

1.7 Pilotage de données dynamiques lors de la résolution du MGI

Nous avons vu précédemment la génération de mouvements en utilisant comme base de travail la modélisation par pendule inversé couplée à un modèle de commande prédictive. On se propose ici d'améliorer cette génération en incorporant des critères dynamiques dans la synthèse du mouvement, notamment pour limiter les risques de glissement en rotation, mais aussi pour placer le ZMP de manière plus précise. Enfin, le développement d'un mouvement de saut vertical hautement dynamique est donné. Pour réaliser ces mouvements, il est nécessaire de piloter directement le moment dynamique du robot complet, exprimé au centre de gravité ou les paramètres d'inertie (moment).

1.7.1 Expression du moment dynamique

Pour calculer le moment dynamique, on choisit d'utiliser les résultats renvoyés par le modèle dynamique restreint.

Considérons le système mécanique constitué du robot dans son ensemble, on a :

$${}_G\{Pesanteur / Robot\} + {}_G\{T_{sol/robot}\} = {}_G\{D_{Robot/R_0}\} \quad (64)$$

or :

$${}_G\{Pesanteur / Robot\} = \begin{Bmatrix} -m \cdot g \cdot \vec{x} \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (65)$$

En utilisant (18), on peut calculer par réduction au point G :

$${}_G\{T_{sol/robot}\} = \begin{Bmatrix} -X \cdot \vec{x} - Y \cdot \vec{y} - Z \cdot \vec{z} \\ (-L + y \cdot Z - z \cdot Y) \cdot \vec{x} + (-M + z \cdot X - x \cdot Z) \cdot \vec{y} \\ + (-N + x \cdot Y - y \cdot X) \cdot \vec{z} \end{Bmatrix} \quad (66)$$

Avec $\vec{OG} = x \cdot \vec{x} + y \cdot \vec{y} + z \cdot \vec{z}$

Soit, compte-tenu de (64) :

$${}_G\{D_{Robot/R_0}\} = \begin{Bmatrix} (-X - m \cdot g) \cdot \vec{x} - Y \cdot \vec{y} - Z \cdot \vec{z} \\ (-L + y \cdot Z - z \cdot Y) \cdot \vec{x} + (-M + z \cdot X - x \cdot Z) \cdot \vec{y} \\ + (-N + x \cdot Y - y \cdot X) \cdot \vec{z} \end{Bmatrix} \quad (67)$$

En utilisant (20), on obtient :

$$\left\{ \begin{array}{l} \overrightarrow{\delta_{G \in Robot / R_0}} \cdot \vec{x} = L_l - y \cdot Z_l + z \cdot Y_l \\ \overrightarrow{\delta_{G \in Robot / R_0}} \cdot \vec{y} = M_l + m_0 \cdot g \cdot z_{G_0} - z \cdot (X_l + m_0 \cdot g) + x \cdot Z_l \\ \overrightarrow{\delta_{G \in Robot / R_0}} \cdot \vec{z} = N_l - m_0 \cdot g \cdot y_{G_0} - x \cdot Y_l + y \cdot (X_l + m_0 \cdot g) \end{array} \right. \quad (68)$$

Ce moment dynamique dépend des q_i , \dot{q}_i et \ddot{q}_i via les composantes de liaison $(X_l, Y_l, Z_l, L_l, M_l, N_l)$ au niveau de l'abduction de cheville. Pour les utiliser comme contraintes dans la résolution du MGI, il est nécessaire d'approcher les valeurs des dérivées premières et secondes en utilisant les informations dont on dispose à l'instant k , i.e les q_i pour les instants inférieurs à k . Pour ce faire, on utilise les approximations suivantes (69), utilisées en automatisme pour approcher les dérivées d'une fonction en utilisant une interpolation polynomiale par trois points et un schéma de différenciation arrière.

$$\begin{aligned} \dot{q}_i(k) &= \frac{3 \cdot q_i(k) - 4 \cdot q_i(k-1) + q_i(k-2)}{2 \cdot T} \\ \ddot{q}_i(k) &= \frac{q_i(k) - 2 \cdot q_i(k-1) + q_i(k-2)}{T^2} \end{aligned} \quad (69)$$

En utilisant (68) et (69), le calcul des trois composantes du moment dynamique est rajouté dans la fonction réalisant le MGD. Elle renvoie ainsi ces trois valeurs en fonction des q_i considérés et des q_i des deux pas de temps précédents. On peut maintenant utiliser cette fonction pour contraindre les composantes du moment dynamique dans la résolution du MGI, il s'agit de nouvelles contraintes non-linéaires. Une première application est présentée pour limiter le risque de glissement.

Une étude proche de celle-ci, appelée « resolved momentum control » mais utilisant un tout autre formalisme a été développée par Kajita et collaborateurs ([Kajita 03b]), le pilotage du moment dynamique est basé sur l'utilisation d'une pseudo-inverse. Cette technique a été utilisée pour un mouvement de coup de pied et pour une marche sur le robot HRP-2.

1.7.2 Limitation du risque de glissement

A travers (64) et (65), on voit bien que le moment dynamique de l'ensemble selon la normale au sol va être directement transmis au sol via le contact. Ainsi, pour limiter le risque de glissement en rotation, il faut minimiser le moment dynamique selon la verticale. Il a été choisi dans l'exemple suivant de reprendre les paramètres du mouvement précédent, sauf pour les contraintes posturales. En effet, précédemment, une équation de liaison (1.5.4) avait été

imposée de manière empirique pour induire un balancement des bras en opposition de phase vis-à-vis des jambes. Cette équation est supprimée au profit de la contrainte suivante :

$$\overrightarrow{\delta}_{G \in Robot / R_0} \cdot \vec{x} = 0 \quad (\vec{x} \text{ étant l'axe vertical}) \quad (70)$$

Parallèlement à cette nouvelle contrainte, les flexions d'épaules sont maintenant laissées libres, de même que la rotation du tronc. Synthétisons le mouvement avec ces paramètres et regardons l'impact de ces modifications sur le coefficient de frottement limite en rotation (Figure 47). La résolution du MGI a pris un temps moyen de 311 ms par pas de temps, ce qui est assez proche des valeurs obtenues sans le pilotage du moment dynamique (240 ms).

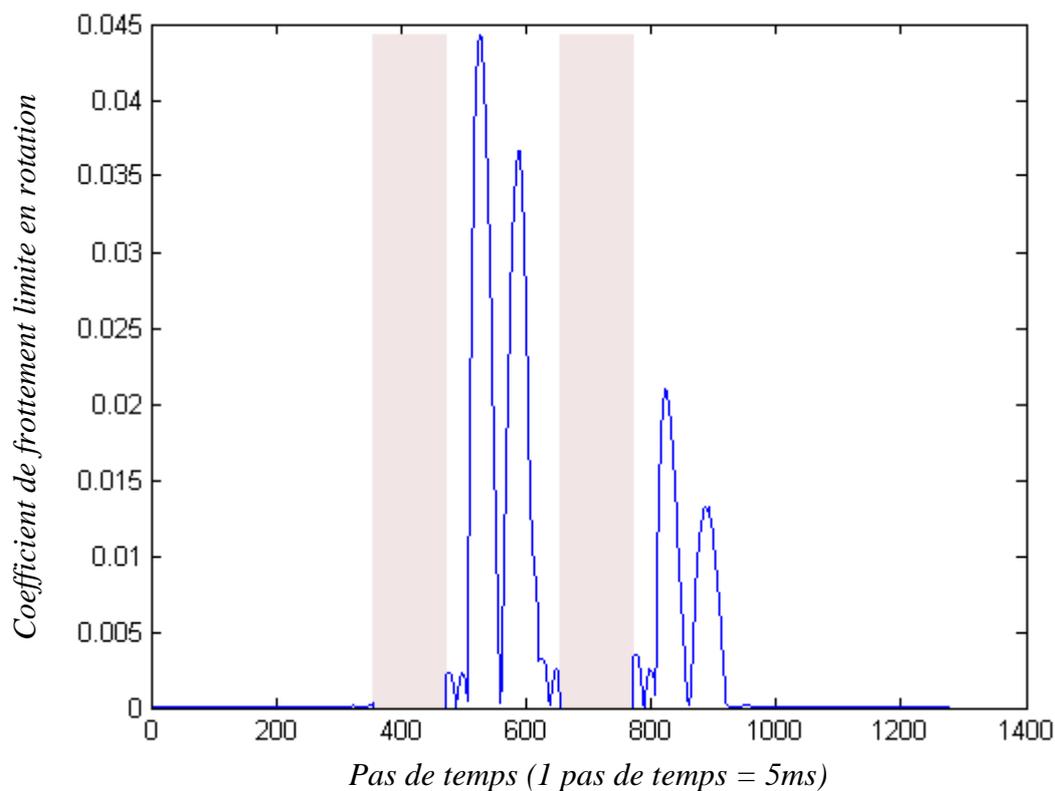


Figure 47 : Coefficient de frottement limite en rotation pour le mouvement considéré (pied droit) avec contrainte sur le moment dynamique

On obtient un coefficient de frottement limite en rotation de 0,045 à comparer à la valeur de 0,53 précédemment obtenue. Cette méthode produit donc de très bons résultats et permet de s'affranchir du risque de glissement en rotation. Ce mouvement a été validé selon tous les critères définis (Figure 46) et est réalisable sur HRP-2.

Le pilotage d'une composante du moment dynamique a permis de s'affranchir du risque de glissement en rotation, il est également possible de supprimer les écarts de modèle obtenus entre le système multi-corps et le pendule inversé en pilotant les trois composantes.

1.7.3 Suppression des écarts de modèle dus à l'approche pendule inversé

L'approche de modélisation du robot complet par un pendule inversé revient à considérer l'ensemble comme une masse ponctuelle positionnée au centre de gravité. Cette hypothèse est fautive dans le cas général et produit des écarts de modèle entre le ZMP du modèle multi-corps et celui du pendule (1.5.4). Une phase de correction (1.5.5) permet de réduire cet écart dans des limites acceptables. Cette correction nécessite l'utilisation du modèle de commande prédictive deux fois, il en est de même pour la résolution du MGI. Les temps de calculs sont donc doublés. Cette technique a prouvé sa robustesse et est néanmoins implémentable en temps réel. Une autre solution, radicalement différente, est proposée dans ce travail : il s'agit purement et simplement de rendre vraie l'hypothèse du pendule inversé ou à défaut de s'en approcher, à savoir, l'ensemble est considéré comme une masse ponctuelle positionnée au centre de gravité. Pour rendre cette hypothèse vraie, il suffit de contraindre le moment dynamique de l'ensemble selon les trois directions (68) à rester nul. On va donc avoir au cours du mouvement :

$$\overrightarrow{\delta_{G \in Robot / R_0}} \cdot \vec{x} = \overrightarrow{\delta_{G \in Robot / R_0}} \cdot \vec{y} = \overrightarrow{\delta_{G \in Robot / R_0}} \cdot \vec{z} = 0 \quad (71)$$

L'avantage de cette technique est que la phase de correction est supprimée, il n'y a donc qu'une seule utilisation du modèle de commande prédictive et qu'une seule résolution du MGI. Bien évidemment, le temps de résolution du MGI sera augmenté, il faudra donc faire le bilan des deux méthodes.

Réutilisons les paramètres du mouvement utilisés précédemment (1.7.2), relâchons l'interdiction de tangage et de roulis sur le tronc. Il est nécessaire de relâcher ces deux contraintes pour des problèmes de convergence, en effet, il n'a pas été encore possible de générer un mouvement respectant (71) et interdisant les mouvements de tangage et de roulis du tronc. Ceci tend à montrer l'importance de cette partie du corps sur la gestion du moment dynamique de l'ensemble. Synthétisons le mouvement avec les paramètres retenus et regardons l'impact de ces modifications sur l'écart de modèle. Tout d'abord, la résolution du MGI a pris un temps moyen de 413 ms par pas de temps ce qui est moins que doublé vis-à-vis des résolutions sans les contraintes sur le moment dynamique. Cette méthode est donc plus rapide qu'une double utilisation du modèle de commande prédictive avec compensation de l'erreur et est ainsi envisageable en temps réel au prix d'un effort de programmation substantiel. Voici la localisation du ZMP obtenue (Figure 48).

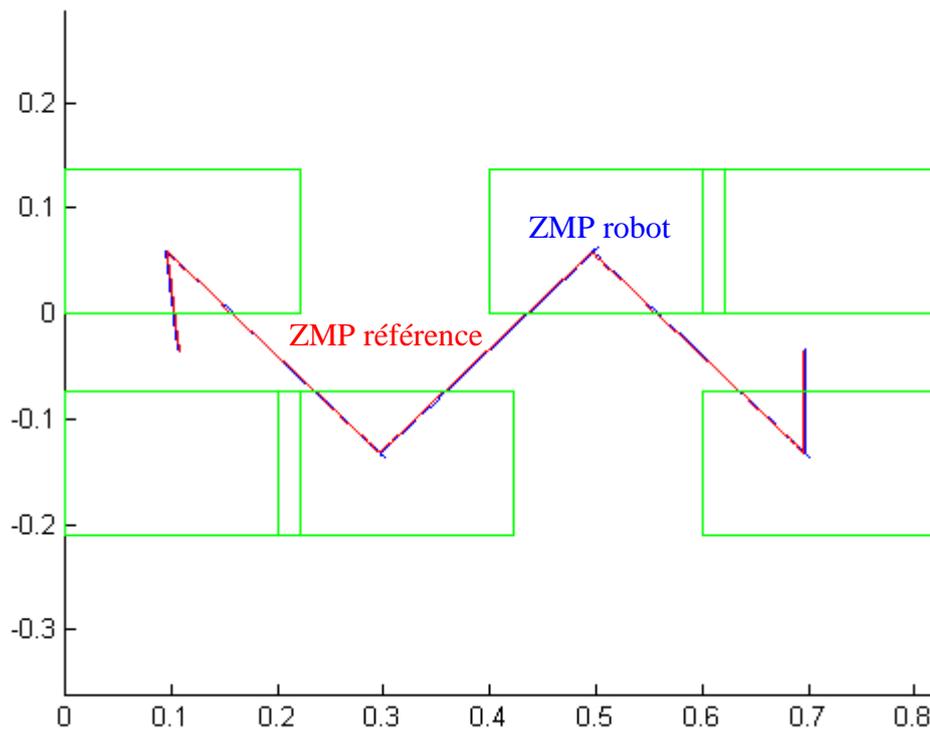


Figure 48 : Trajectoire du ZMP dans le plan du sol (unités en m) pour le mouvement considéré avec pilotage du moment dynamique selon les trois directions

Le suivi de trajectoire est excellent, quasi identique à celui du modèle de commande prédictive (Figure 49 et Figure 50). Si l'on compare l'écart de modélisation du modèle de commande prédictive avec l'écart final obtenu (Figure 51 et Figure 52), ces deux données devraient être identiques. On observe un écart de modélisation quasi nul pour les phases de simple-appui et pour les phases de double-appui sans transfert rapide du ZMP. En revanche, pour les phases de double-appui avec transfert rapide du ZMP, on observe un comportement légèrement différent entre l'écart de modélisation du modèle de commande prédictive et l'écart final obtenu. Ceci peut s'expliquer par la très grande sensibilité de la position du ZMP pour ces phases particulières. En effet, en très peu de temps (0,18s), le ZMP est amené à parcourir une grande distance (*dimpas* sur l'axe longitudinal et *ecartpiéd* sur l'axe transversal). Cette grande vitesse de mouvement induit donc des erreurs de positionnement du ZMP. De plus, le schéma de différenciation arrière induit aussi des écarts de même que la procédure d'optimisation. Néanmoins les résultats restent très bons.

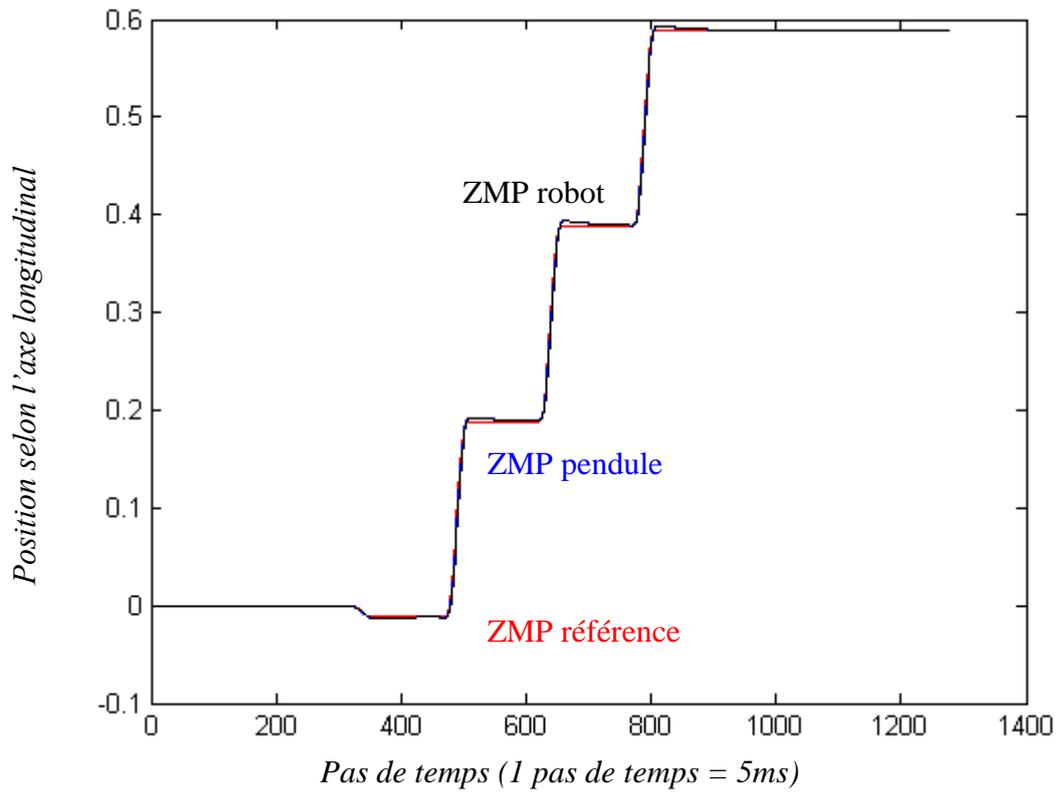


Figure 49 : Suivi de trajectoire sur l'axe longitudinal

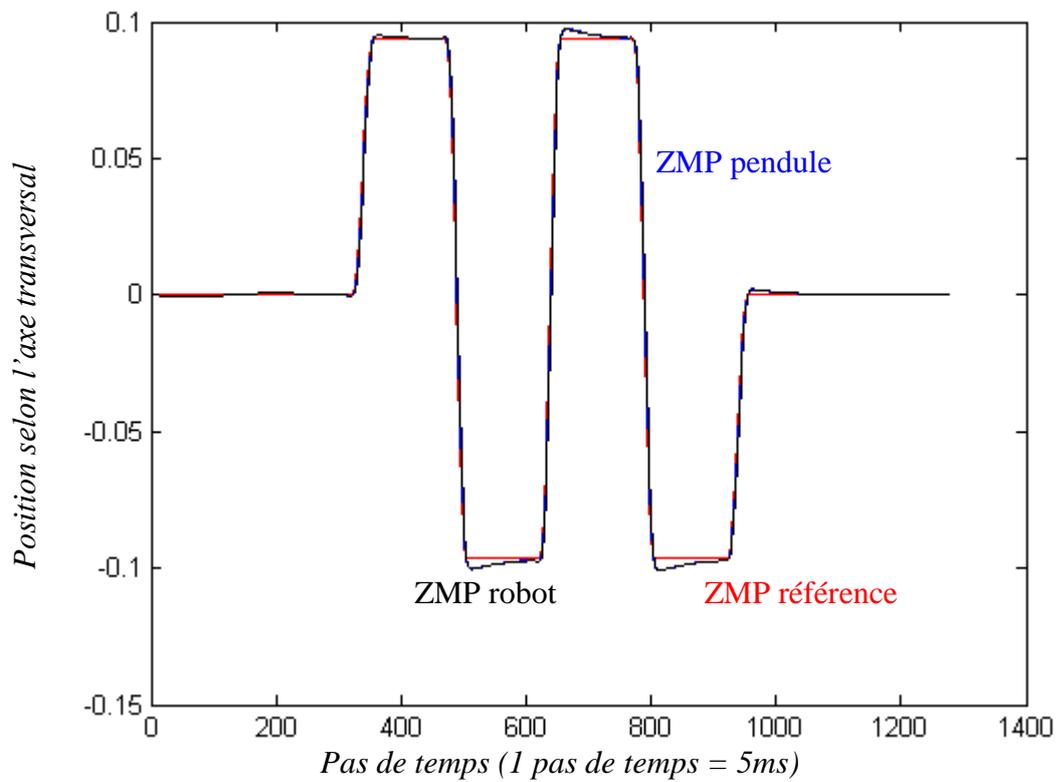


Figure 50 : suivi de trajectoire sur l'axe transversal

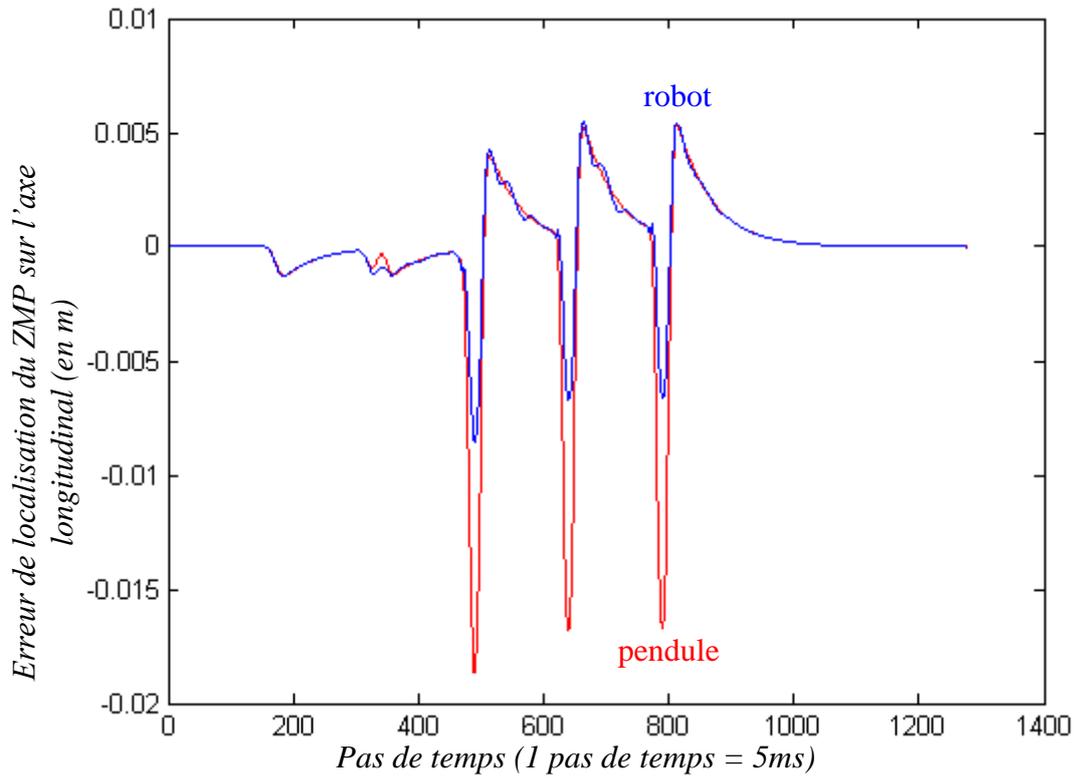


Figure 51 : Comparaison entre l'écart de modélisation MCP et l'écart final sur l'axe longitudinal

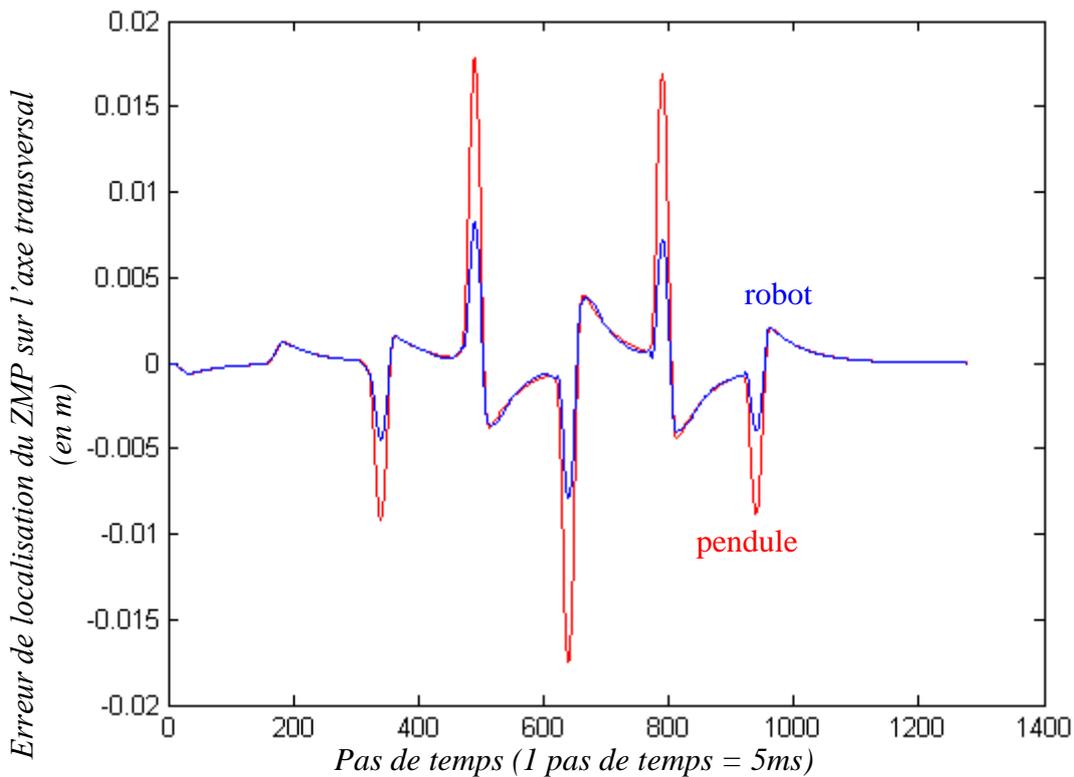


Figure 52 : Comparaison entre l'écart de modélisation MCP et l'écart final sur l'axe transversal

En ce qui concerne la validation de cette approche sur OpenHRP-3[®], le modèle de contact entre les pieds et le sol induit une certaine flexibilité et donc des erreurs de positionnement, ces dernières sont amplifiées par les mouvements du tronc, le robot chute donc avec la trajectoire synthétisée selon cette méthode. Il est intéressant de voir que Kajita, dans son étude, se heurte lui aussi à des problèmes de mouvements de tronc trop importants ([Kajita 03b]). La solution proposée est alors de ne piloter le moment dynamique que pour la composante sur l'axe vertical, ce qui limite grandement l'intérêt de la méthode. Le problème reste donc ouvert, il pourrait être envisageable de minimiser les composantes du moment dynamique en les incorporant dans le critère plutôt qu'en les utilisant comme contraintes d'optimisation (chose que ne permet pas la technique développée par Kajita), cette possibilité n'a pas été testée ici, mais est actuellement à l'étude. Ceci pourrait éventuellement résoudre les problèmes de convergence, la condition de nullité du moment dynamique étant difficilement compatible avec l'interdiction du tangage et du roulis du tronc. La trajectoire ainsi générée serait celle qui minimise l'erreur de modèle via la minimisation des composantes du moment dynamique. Cette étude bien qu'incomplète puisque n'ayant pas encore aboutie à un mouvement sans chute sur OpenHRP-3[®], prouve néanmoins l'intérêt du pilotage du moment dynamique en ce qui concerne la précision de positionnement du ZMP.

1.7.4 Saut vertical

Une application intéressante du pilotage de données dynamiques, notamment dans l'optique d'un dimensionnement d'actionneur, est le saut vertical. Les hypothèses sont les suivantes :

- Mouvement symétrique dans le plan sagittal,
- Ejection et saut purement vertical (mouvement du centre de gravité purement vertical).

Lors de la phase balistique, le robot n'est soumis qu'à son propre poids et le moment dynamique est donc nul au centre de gravité. Le moment cinétique exprimé au centre de gravité est donc constant pendant cette phase. Ainsi, si l'on ne veut pas induire de rotation de l'ensemble, il est nécessaire de garder constant le moment d'inertie de la chaîne polyarticulée, pris au centre de gravité, et noté I_{Gyy} .

Le saut vertical pour les robots humanoïdes a déjà été étudié auparavant, notamment par Sakka et collaborateurs ([Sakka 03], [Sakka 06]), néanmoins, ces études ne s'intéressaient pas au pilotage du moment d'inertie, pourtant essentiel, mais à l'optimisation énergétique de la phase d'appel, ainsi qu'à la meilleure façon de se réceptionner pour diminuer les efforts à l'atterrissage. Dans notre étude, les phases d'appel et de réception sont imposées par

l'utilisateur. Afin de générer le saut, il est nécessaire de définir correctement la trajectoire du centre de gravité.

Le repère absolu de construction de la trajectoire de référence du centre de gravité est défini comme ayant son origine à la position initiale du centre de gravité (Figure 53). On souhaite réutiliser toute l'approche mise en œuvre pour la génération de mouvements de marche. La principale difficulté vient du pilotage du centre de gravité qui s'effectue dans le repère lié au pied d'appui. Pour le saut, il faudra tenir compte de la translation de ce repère dans le repère absolu pour piloter correctement le centre de gravité et les pieds lors du mouvement. Deux trajectoires vont donc être calculées, une première correspondant à la trajectoire du CDG dans le repère absolu (repère bleu), notée $h(t)$, et enfin une deuxième représentant la trajectoire de ce point dans le repère lié au pied (repère vert), notée $h_{COG}(t)$. C'est cette dernière trajectoire qui sera utilisée pour piloter le centre de gravité avec les méthodes précédemment mises en œuvre. Définissons tout d'abord la trajectoire du centre de gravité dans le repère absolu. Avant et après le saut, le repère absolu et le repère du pied sont immobiles l'un par rapport à l'autre, et l'on travaillera indifféremment dans l'un ou l'autre.

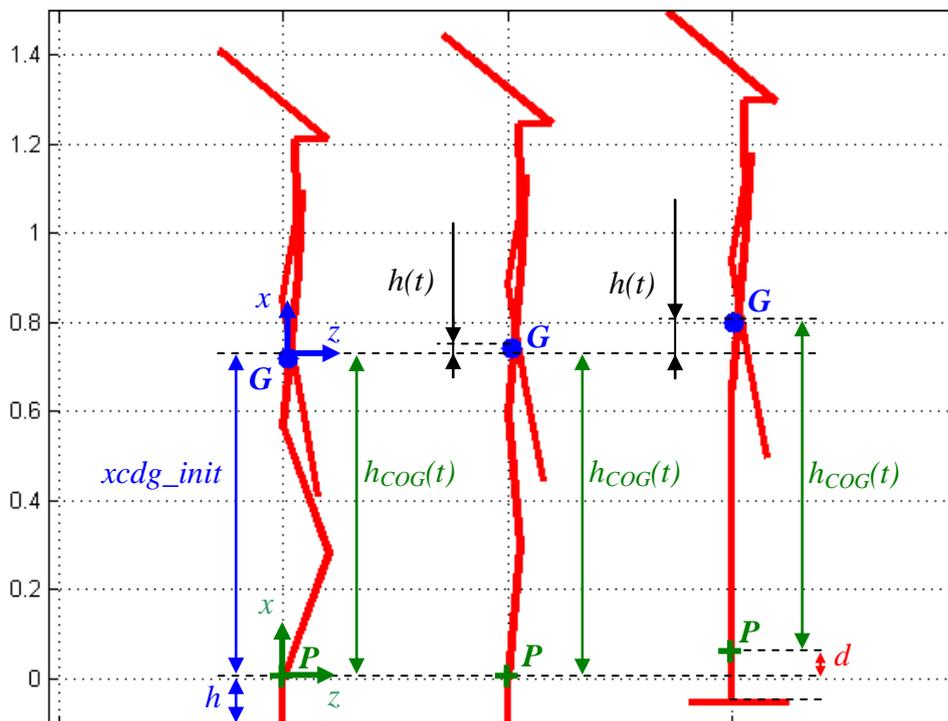


Figure 53 : Repère de construction de la trajectoire de référence du CDG et paramétrage

1.7.4.1 Trajectoire du centre de gravité dans le repère absolu

On utilise un polynôme de degré six pour piloter l'altitude du centre de gravité par rapport au repère absolu. Ce polynôme est contraint en position, vitesse et accélération (imposées nulles) au début et à la fin du mouvement et en position au milieu de la phase (hauteur maximale). On a donc l'expression suivante des coefficients et du polynôme.

$$\left\{ \begin{array}{l} a = -\frac{64 \cdot h_{\max}}{(t_f - t_i)^6} \\ b = \frac{192 \cdot (t_f + t_i) \cdot h_{\max}}{(t_f - t_i)^6} \\ c = -\frac{192 \cdot (t_f^2 + 3 \cdot t_i \cdot t_f + t_i^2) \cdot h_{\max}}{(t_f - t_i)^6} \\ d = \frac{64 \cdot (t_f + t_i) \cdot (t_f^2 + 8 \cdot t_i \cdot t_f + t_i^2) \cdot h_{\max}}{(t_f - t_i)^6} \\ e = -\frac{192 \cdot (t_f^2 + 3 \cdot t_i \cdot t_f + t_i^2) \cdot t_i \cdot t_f \cdot h_{\max}}{(t_f - t_i)^6} \\ f = \frac{192 \cdot (t_f + t_i) \cdot t_i^2 \cdot t_f^2 \cdot h_{\max}}{(t_f - t_i)^6} \\ g = -\frac{64 \cdot t_i^3 \cdot t_f^3 \cdot h_{\max}}{(t_f - t_i)^6} \end{array} \right. \quad (72)$$

$$h(t) = a \cdot t^6 + b \cdot t^5 + c \cdot t^4 + d \cdot t^3 + e \cdot t^2 + f \cdot t + g$$

Avec :

t_i : instant initial

t_f : instant final

h_{\max} : valeur maximale du déplacement du CDG (au milieu de la phase)

On peut calculer la vitesse et l'accélération de ce point à partir de :

$$V(t) = 6 \cdot a \cdot t^5 + 5 \cdot b \cdot t^4 + 4 \cdot c \cdot t^3 + 3 \cdot d \cdot t^2 + 2 \cdot e \cdot t + f \quad (73)$$

$$\Gamma(t) = 30 \cdot a \cdot t^4 + 20 \cdot b \cdot t^3 + 12 \cdot c \cdot t^2 + 6 \cdot d \cdot t + 2 \cdot e$$

Si h_{\max} est positif, le robot exécutera une extension qui pourra devenir un saut si les conditions le permettent. Si h_{\max} est négatif, le robot exécutera un mouvement de flexion. Pour déterminer s'il y a un risque de décollage et donc de saut dans le cas $h_{\max} > 0$, isolons le système {robot}.

On a d'après le PFD en résultante sur \vec{x} :

$$-m \cdot g + F_{x_{SOL/robot}}(t) = m \cdot \Gamma(t) \quad (74)$$

Ainsi :

$$F_{x_{SOL/robot}}(t) = m \cdot (\Gamma(t) + g) \quad (75)$$

A l'instant du décollage, on a $F_{x_{SOL/robot}}(t) = 0$, c'est-à-dire $\Gamma(t) = -g$.

Il est possible de déterminer la valeur limite de h_{\max} , générant cette accélération, en fonction de t_i, t_f . L'instant correspondant au minimum de l'accélération est :

$$t_{\min} = \frac{t_i + t_f}{2} \quad (76)$$

L'accélération au minimum vaut :

$$\Gamma(t_{\min}) = 30 \cdot a \cdot t_{\min}^4 + 20 \cdot b \cdot t_{\min}^3 + 12 \cdot c \cdot t_{\min}^2 + 6 \cdot d \cdot t_{\min} + 2 \cdot e \quad (77)$$

Pour avoir un saut, il faut au minimum que :

$$\Gamma(t_{\min}) = -g \quad (78)$$

Ce qui donne après résolution :

$$h_{\max} \geq \frac{1}{24} \cdot g \cdot (t_f - t_i)^2 \quad (79)$$

Si cette condition est remplie, on peut alors calculer l'instant de décollage donné par :

$$\Gamma(t) = -g \quad (80)$$

soit :

$$30 \cdot a \cdot t^4 + 20 \cdot b \cdot t^3 + 12 \cdot c \cdot t^2 + 6 \cdot d \cdot t + 2 \cdot e = -g \quad (81)$$

Cette équation admet quatre racines, on utilise le logiciel Maple[®] pour la résoudre de manière formelle. Celle qui nous intéresse et qui nous donne l'instant de décollage, après substitution des valeurs des coefficients est :

$$t_{d\text{écollage}} = \frac{30 \cdot h_{\max} \cdot (t_f + t_i) - \sqrt{3} \cdot \sqrt{5} \cdot \sqrt{\Delta_1}}{60 \cdot h_{\max}} \quad (82)$$

$$\Delta_1 = h_{\max} \cdot (36 \cdot t_f^2 \cdot h_{\max} - 72 \cdot t_i \cdot t_f \cdot h_{\max} + 36 \cdot t_i^2 \cdot h_{\max} + \sqrt{3} \cdot \sqrt{2} \cdot \sqrt{\Delta_2})$$

$$\Delta_2 = h_{\max} \cdot (t_f - t_i)^4 \cdot (5 \cdot t_f^2 \cdot g - 10 \cdot t_i \cdot t_f \cdot g + 96 \cdot h_{\max} + 5 \cdot t_i^2 \cdot g)$$

A partir de cet instant, le système est en phase balistique et la trajectoire du centre de gravité du robot dans le repère absolu suivra une trajectoire à accélération constante.

On a donc en phase balistique :

$$\begin{aligned}\Gamma_{ballistique}(t) &= -g \\ V_{ballistique}(t) &= -g \cdot t + \lambda_1 \\ h_{ballistique}(t) &= -\frac{1}{2} \cdot g \cdot t^2 + \lambda_1 \cdot t + \lambda_2\end{aligned}\tag{83}$$

Avec λ_1 et λ_2 des constantes à déterminer en fonction des conditions initiales ($h_{décollage} = h(t_{décollage})$, $V_{décollage} = V(t_{décollage})$) calculées à l'aide de (72).

On a ainsi :

$$\begin{aligned}\lambda_1 &= V_{décollage} + g \cdot t_{décollage} \\ \lambda_2 &= -\frac{1}{2} \cdot g \cdot t_{décollage}^2 - t_{décollage} \cdot V_{décollage} + h_{décollage}\end{aligned}\tag{84}$$

Et au final :

$$\begin{aligned}h_{ballistique}(t) &= \\ &= -\frac{1}{2} \cdot g \cdot t^2 + (V_{décollage} + g \cdot t_{décollage}) \cdot t \\ &= -\frac{1}{2} \cdot g \cdot t_{décollage}^2 - t_{décollage} \cdot V_{décollage} + h_{décollage}\end{aligned}\tag{85}$$

On peut calculer l'apogée de la trajectoire, elle intervient au moment où la vitesse $V_{ballistique}(t)$ devient nulle, soit :

$$\begin{aligned}t_{apogée} &= \frac{\lambda_1}{g} \\ t_{apogée} &= \frac{V_{décollage} + g \cdot t_{décollage}}{g}\end{aligned}\tag{86}$$

On fixe la durée de vol totale :

$$\Delta t_{vol} = 2 \cdot (t_{apogée} - t_{décollage})\tag{87}$$

Ce qui nous donne l'instant d'atterrissage (ou pose) :

$$\begin{aligned}t_{pose} &= t_{décollage} + \Delta t_{vol} \\ t_{pose} &= 2 \cdot t_{apogée} - t_{décollage}\end{aligned}\tag{88}$$

et l'altitude maximale :

$$h_{apogée} = h_{ballistique}(t_{apogée})\tag{89}$$

Entre $t_{décollage}$ et t_{pose} , l'altitude du centre de gravité est définie par (85).

Après t_{pose} , on fixe une phase de réception d'une durée $\Delta t_{réception}$.

On choisit un paramètre k_1 pour définir cette durée :

$$\Delta t_{réception} = k_1 \cdot \Delta t_{vol} \quad (90)$$

On a donc :

$$t_{fin} = t_{pose} + \Delta t_{réception} \quad (91)$$

Entre t_{pose} et t_{fin} , l'altitude du centre de gravité est définie par un polynôme de degré six ($h_{réception}(t)$), les conditions permettant de le définir complètement sont :

$$h_{réception}(t_{pose}) = h_{décollage} \quad (92)$$

$$V_{réception}(t_{pose}) = -V_{décollage}$$

$$\Gamma_{réception}(t_{pose}) = -g$$

$$h_{réception}(t_{fin}) = 0$$

$$V_{réception}(t_{fin}) = 0$$

$$\Gamma_{réception}(t_{fin}) = 0$$

$$h_{réception}\left(\frac{t_{pose} + t_{fin}}{2}\right) = -h_{apogée} \cdot k_2$$

On a ainsi pleinement défini la trajectoire du centre de gravité dans le repère absolu.

Voici les résultats obtenus pour le jeu de paramètre suivant :

- $t_i = 1,6s$, $t_f = 2s$, $h_{max} = 0.1m$, $k_1 = 3$, $k_2 = \frac{1}{3}$

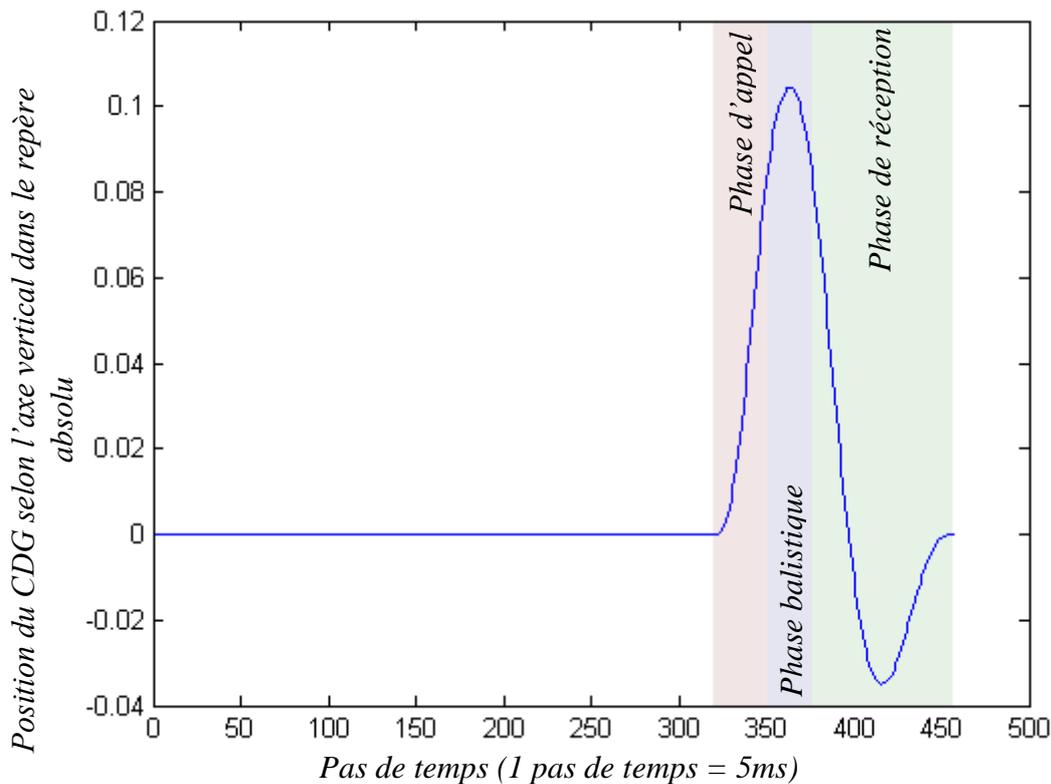


Figure 54 : Position du centre de gravité dans le repère absolu

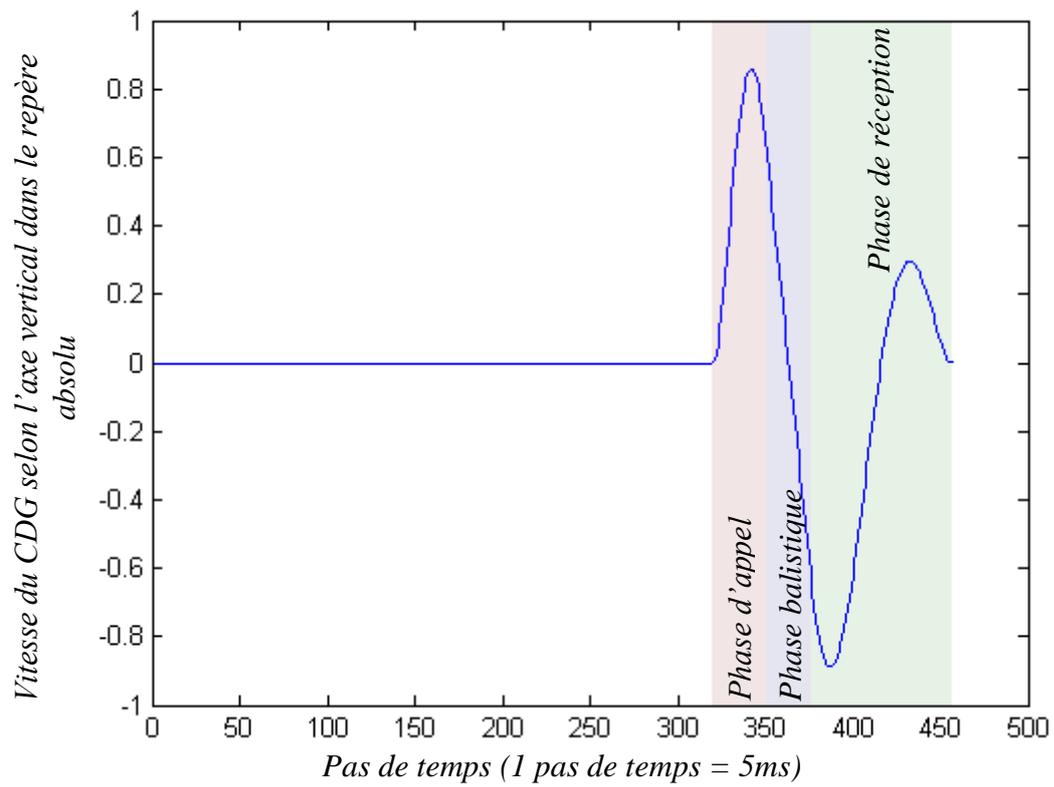


Figure 55 : Vitesse du centre de gravité dans le repère absolu

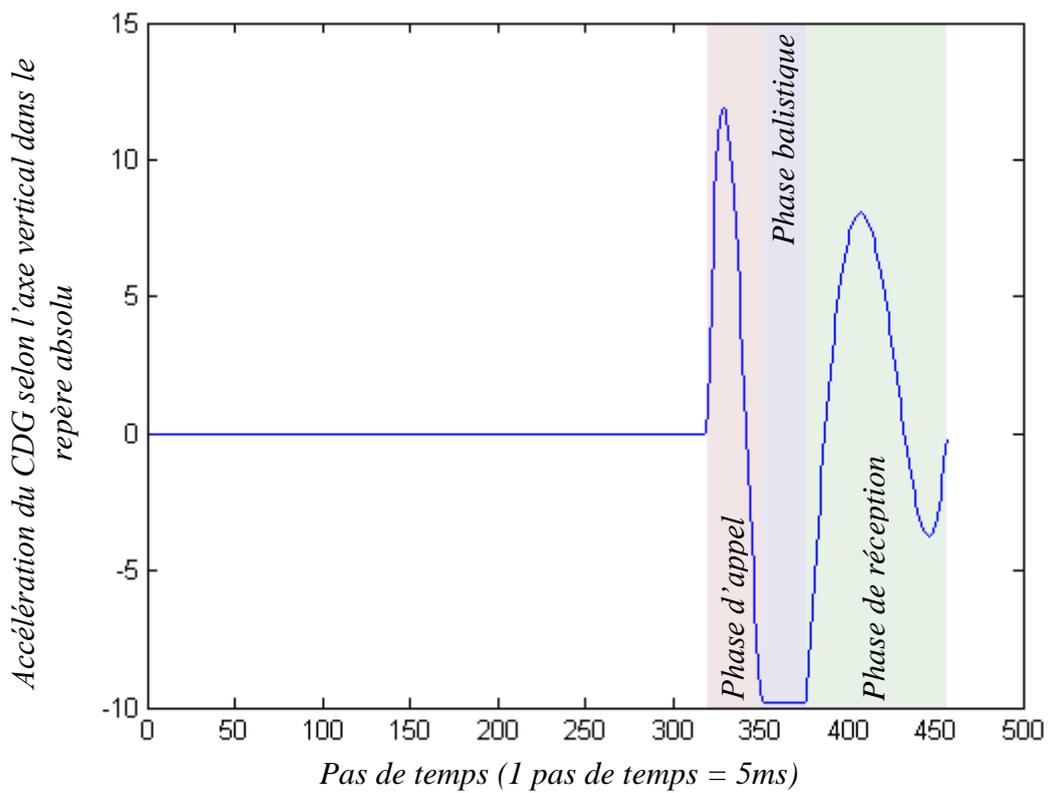


Figure 56 : Accélération du centre de gravité dans le repère absolu

On retrouve bien les trois phases définies précédemment, tout d'abord l'impulsion avec une accélération positive puis négative (phase rose), une fois la valeur de l'accélération terrestre atteinte, le système est en vol et l'accélération est constante (phase bleue) puis enfin, la phase de réception avec charge-décharge (phase verte). Il est important de vérifier le risque de décollage pendant la phase de réception. Pour ce jeu de paramètres, il n'y a aucun risque, l'accélération étant trop faible (environ $-3,6m/s^2$ pour le deuxième minimum de la phase de réception).

1.7.4.2 Trajectoire du centre de gravité piloté

Pendant la phase de vol, il faut aussi piloter la position des pieds relativement au centre de gravité, notamment pour assurer une bonne réception en évitant les impacts. Pendant la première et la dernière phase, le centre de gravité est directement piloté dans le repère absolu en utilisant le MGD comme pour les autres générations de mouvements. Il est donc défini par rapport au repère du pied d'appui (Figure 53).

Pendant la phase de vol, en revanche, le repère des pieds est en translation uniaxiale par rapport au repère global, on a alors :

$$\overrightarrow{OG} = h_{ballistique}(t) \quad (93)$$

$$\overrightarrow{PG} = h + xcdg_init + h_{COG}(t)$$

d'où :

$$\overrightarrow{OP} = h_{ballistique}(t) - h - xcdg_init - h_{COG}(t) \quad (94)$$

On peut en déduire la vitesse du point P (centre de l'articulation de la cheville) par rapport au sol :

$$\overrightarrow{V_{P \in pied / sol}}(t) = \left(\frac{dh_{ballistique}(t)}{dt} - \frac{dh_{COG}(t)}{dt} \right) \cdot \vec{x} \quad (95)$$

Pour ne pas avoir d'impact, il faut que le point P arrive avec une vitesse nulle par rapport au sol à l'instant de pose, soit :

$$\overrightarrow{V_{P \in pied / sol}}(t_{pose}) = \left(-V_{décollage} - \frac{dh_{COG}(t)}{dt} \right) \cdot \vec{x} \quad (96)$$

Ce qui nous donne la condition suivante :

$$\frac{dh_{COG}(t)}{dt} = -V_{décollage} \text{ pour } t = t_{pose} \quad (97)$$

On souhaite également que le contact se réalise sans efforts à l'instant de pose afin de privilégier une charge progressive des efforts de contact, c'est-à-dire :

$$\overrightarrow{\Gamma}_{P \in \text{pied} / \text{sol}}(t_{\text{pose}}) \cdot \vec{z} = 0 \quad (98)$$

Ce qui revient à :

$$\frac{d^2 h_{\text{COG}}(t)}{dt^2} = -g \text{ pour } t = t_{\text{pose}} \quad (99)$$

Ces deux conditions sont utilisées dans la définition d'un polynôme de degré six représentant $h_{\text{COG}}(t)$, dont les paramètres sont calculés en utilisant les conditions aux limites suivantes :

$$\begin{aligned} h_{\text{COG}}(t_{\text{décollage}}) &= h_{\text{décollage}} \\ V_{\text{COG}}(t_{\text{décollage}}) &= V_{\text{décollage}} \\ \Gamma_{\text{COG}}(t_{\text{décollage}}) &= -g \\ h_{\text{COG}}(t_{\text{pose}}) &= h_{\text{décollage}} \\ V_{\text{COG}}(t_{\text{pose}}) &= -V_{\text{décollage}} \\ \Gamma_{\text{COG}}(t_{\text{pose}}) &= -g \\ h_{\text{COG}}\left(\frac{t_{\text{pose}} + t_{\text{fin}}}{2}\right) &= h_{\text{apogée}} \cdot k_3 \end{aligned} \quad (100)$$

k_3 est un coefficient compris entre 0 et 1 traduisant l'écart entre la trajectoire balistique et la trajectoire pilotée, ce qui est équivalent à l'écart entre le pied et le sol.

On obtient la courbe suivante pour le centre de gravité piloté (Figure 57), avec les paramètres précédents et une valeur de $k_3 = 0,9$. On obtient un déplacement par rapport au sol d'environ un centimètre (Figure 58).

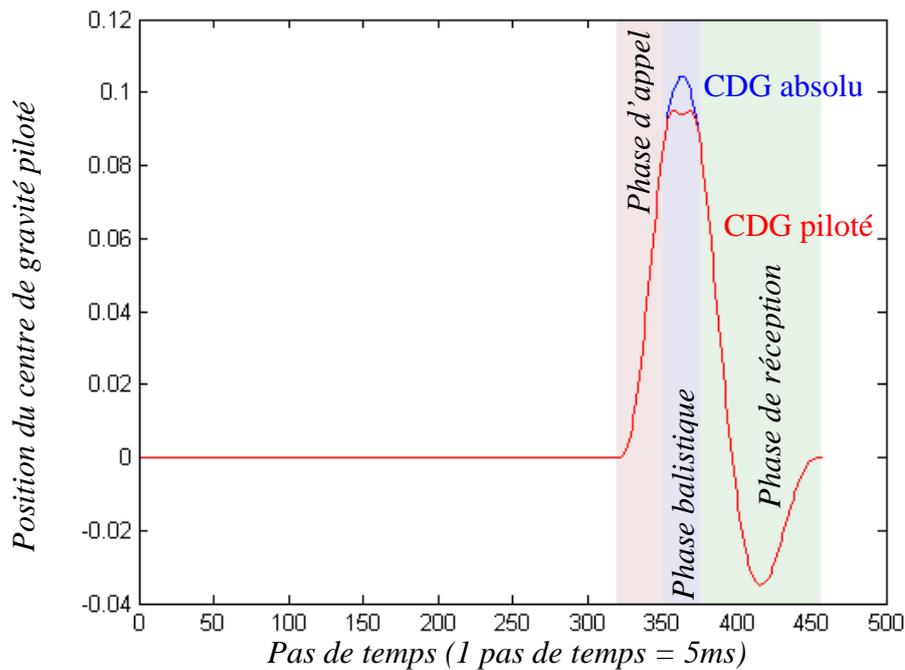


Figure 57 : Centre de gravité piloté et centre de gravité absolu

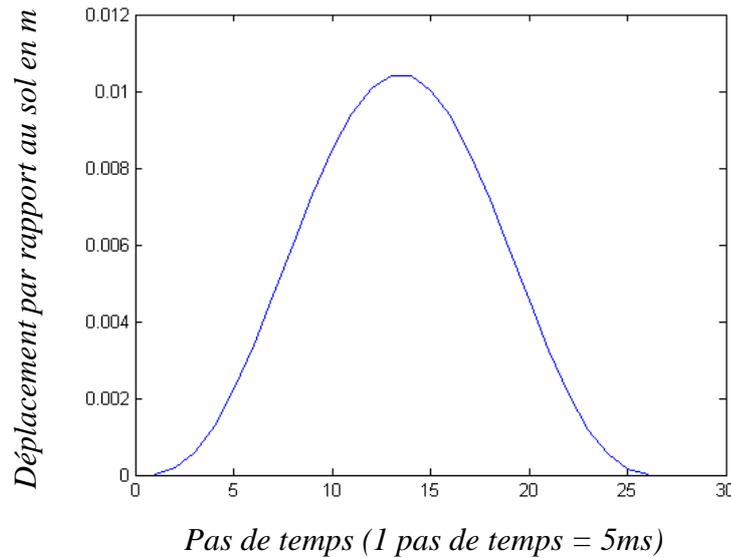


Figure 58 : Décollage du pied par rapport au sol pendant la phase balistique

1.7.4.3 Résultats

La trajectoire à piloter du centre de gravité étant définie par rapport au repère du pied d'appui, on peut utiliser cette contrainte dans la résolution du MGI pour synthétiser le mouvement de saut. Les contraintes sont les suivantes :

- Tous les axes générant des mouvements hors du plan sagittal restent à leur position initiale, les axes pilotés sont donc : $q_2, q_3, q_4, q_9, q_{10}, q_{11}, q_{17}, q_{20}, q_{23}, q_{26}$
- Les axes sont liés par paires q_2, q_{11} q_3, q_{10} q_4, q_9 , q_{17}, q_{23} q_{20}, q_{26} , ce qui donne cinq axes réellement pilotés
- Interdiction du tangage du thorax
- $I_{Gyy} = 0$

Le mouvement synthétisé (Figure 60) répond à tous les critères de validation de la trajectoire. La simulation sur OpenHRP-3[®] donne de très bons résultats pour ce mouvement. Il n'est pas nécessaire d'activer le stabilisateur, la trajectoire ne présentant pas de risque de chute. Les performances requises au niveau des actionneurs sont données dans le Tableau 3. Ces valeurs sont compatibles avec le robot réel au niveau des vitesses et du couple, les données ne sont pas accessibles pour la puissance disponible au niveau des actionneurs.

qi	Actionneur	Vitesse max en tr/min	Couple max en N.m	Puissance max en W
q2	Flexion cheville D	19,42	15,52	21,01
q3	Flexion genou D	36,27	148,92	360,44
q4	Flexion hanche D	16,85	9,68	9,17
q9	Flexion hanche G	16,85	9,68	9,17
q10	Flexion genou G	36,27	148,92	360,44
q11	Flexion cheville G	19,42	15,52	21,01
q17	Flexion épaule D	8,01	18,78	9,20
q20	Flexion coude D	4,65	9,64	2,72
q23	Flexion épaule G	8,01	18,82	9,22
q26	Flexion coude G	4,65	9,69	2,73

Tableau 3 : Performances requises au niveau des actionneurs pour le saut considéré

Au niveau des actions de contact, l'effort normal estimé par le modèle dynamique est donné Figure 59. On note bien un effort nul au début et à la fin de la phase de vol. Cet effort est cohérent avec celui obtenu à l'aide de COSMOS Motion[®] avec un modèle de contact 3D. La réception à effort nul est ainsi validée.

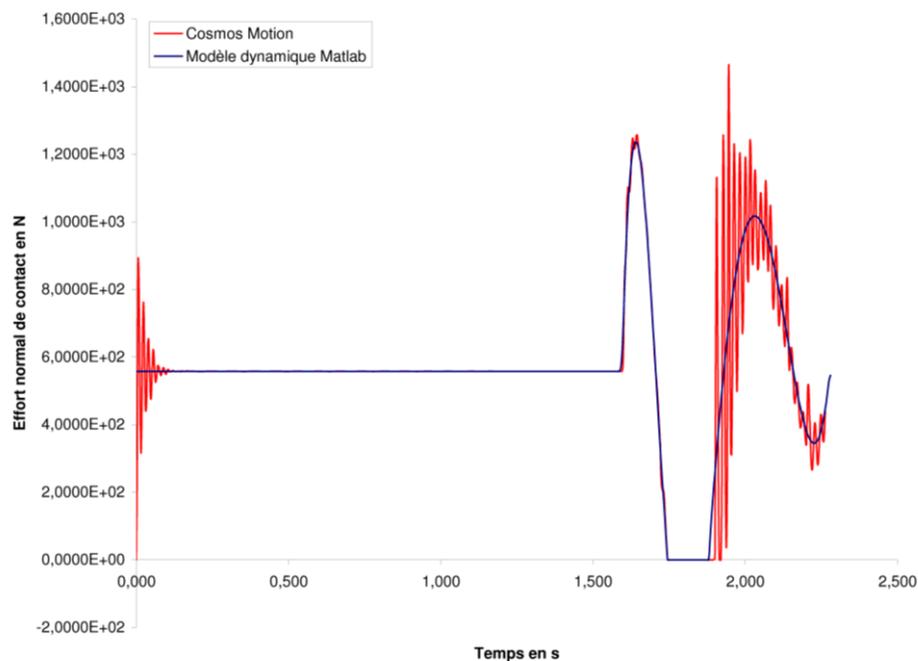


Figure 59 : Effort normal de contact total

Cette méthode simple donne des résultats intéressants sur une application particulière du pilotage du moment d'inertie : le saut vertical. Il serait intéressant de comparer les résultats obtenus via cette méthode avec des mesures chez l'humain pour voir de manière plus fine les stratégies de pilotage du moment d'inertie. De plus, les paramètres du saut sont fixés de

manière empirique, il serait intéressant d'envisager une stratégie de choix de ces derniers garantissant le succès du saut.

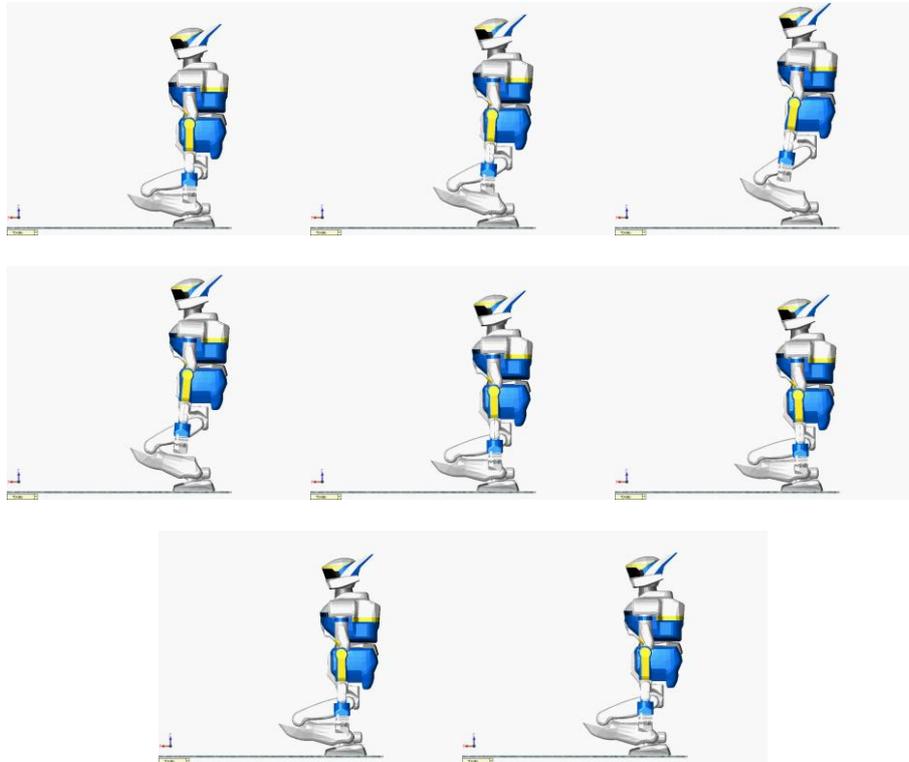


Figure 60 : Capture du mouvement

1.8 Conclusion

Cette première partie s'est focalisée sur les concepts de la génération de mouvements pour les robots humanoïdes en prenant pour sujet d'étude le robot HRP-2. Nous nous sommes intéressés à cette plateforme dans la mesure où celle-ci nous était accessible via le JRL, cependant nos algorithmes ont été testés sur d'autres humanoïdes, notamment ceux développés au LMS. Après un bref rappel des différentes techniques existantes pour générer un mouvement garantissant le non-basculement, un aperçu est donné de la technique la plus employée à l'heure actuelle, la modélisation de l'ensemble par un pendule inversé. Cette méthode couplée à un modèle de commande prédictive permet de générer de manière robuste des trajectoires de marche. Cette méthode développée principalement par l'AIST au Japon, revient à résoudre le modèle géométrique inverse du robot en pilotant le centre de gravité, le lien entre centre de gravité et ZMP étant obtenu par le modèle de commande prédictive. Cette méthode, bien qu'ayant fait ses preuves, présente quelques inconvénients, le principal étant

l'erreur de localisation du ZMP. En effet, la dynamique de l'ensemble polyarticulé constitué des membres de l'humanoïde ne saurait être assimilée à celle d'un pendule inversé. Cette différence comportementale génère ainsi des erreurs sur la position du ZMP. Cette erreur est évaluée en utilisant le modèle dynamique de l'humanoïde qui a été développé spécifiquement. Une solution proposée par Kajita et collaborateurs est de compenser cette erreur via une nouvelle passe de correction dans le modèle de commande prédictive. Une autre méthode, très proche dans l'esprit, a été proposée et a montré sa validité. Elle se base aussi sur une compensation de l'erreur, en dégradant la trajectoire de référence du ZMP, en utilisant l'erreur calculée entre le ZMP du pendule inversé et celui de l'humanoïde complet. Cette méthode donne des résultats similaires à ceux obtenus par Kajita.

Une méthode de résolution de l'hyperstatisme permettant de déterminer la répartition des efforts entre les pieds d'appui pendant les phases de double-appui (deux pieds à plat) a été conduite. Elle repose sur l'introduction d'un coefficient traduisant le transfert de charge entre le pied droit et le pied gauche. Il a été montré, dans ces conditions, que les ZMP locaux suivent la même évolution dans le repère local associé ce qui est intéressant, notamment pour le non-basculement et le contrôle. La vraisemblance de cette hypothèse de répartition a pu être validée par comparaison avec les résultats obtenus sur le logiciel COSMOS Motion[®] en utilisant un modèle de contact 3D.

Une amélioration de la résolution du modèle géométrique inverse a été également proposée, permettant à la fois le pilotage du centre de gravité de l'ensemble assurant le non-basculement via la modélisation par pendule inversé, mais permettant également le pilotage de données dynamiques à savoir, le moment dynamique de l'ensemble exprimé au centre de gravité ou ses paramètres d'inertie (moment). Trois applications ont été proposées illustrant l'intérêt d'un tel pilotage. Tout d'abord, une limitation du risque de glissement a été proposée en contraignant la composante normale du moment dynamique à rester nulle et en laissant les mouvements de flexion des épaules libres. Un mouvement est alors synthétisé respectant naturellement l'opposition de phase entre flexion de hanche et d'épaule, comme chez l'humain. Cette nouvelle contrainte a pour effet de réduire de manière drastique la valeur des coefficients de frottement limite en jouant sur les mouvements des bras. Le risque de glissement en rotation ou en translation est ainsi annulé, ce risque étant absolument à éviter, au même titre que le risque de chute. En effet, une imprécision de positionnement du pied en mouvement due à un glissement du pied d'appui peut entraîner la chute de l'humanoïde. Une autre application du pilotage du moment dynamique est l'annulation des erreurs de modélisation entre le pendule inversé et l'humanoïde complet, pour cela, il suffit de contraindre les trois composantes du moment dynamique à rester nulles. Ainsi, le robot est assimilable à une vraie masse ponctuelle positionnée au centre de gravité, le ZMP du robot est donc le même que celui du pendule inversé. L'intérêt des membres supérieurs et du tronc a été mis en avant pour permettre la prise en compte de cette nouvelle contrainte. Enfin, une

dernière application a été développée en prenant pour base un mouvement de saut vertical. Lors de ce type de mouvements, il est absolument nécessaire de gérer le moment d'inertie pendant la phase balistique pour ne pas générer de rotation d'ensemble du robot. Le générateur de sauts verticaux présenté intègre donc naturellement cette contrainte, de plus, il a été également développé pour garantir un impact nul et des efforts nuls à l'instant de contact, en jouant sur les vitesses et les accélérations du pied par rapport au sol. On observe ainsi une phase de charge/décharge progressive lors de la réception. Tous les mouvements mis en œuvre dans cette partie ont été testés et validés sur le simulateur OpenHRP-3[®] ainsi que sur le logiciel de simulation COSMOS Motion[®].

Au niveau des perspectives de ce travail à plus ou moins long terme, concernant la résolution de l'hyperstatisme, il serait nécessaire d'étudier d'autres cas de double-appui (un pied sur une arête et un pied à plat; deux pieds sur une arête). Ce travail est actuellement en cours et nécessite quelques modifications d'ordre algorithmique. Concernant le pilotage de caractéristiques dynamiques, il est envisageable de piloter directement le ZMP qui est une quantité dynamique, sans passer par l'artifice du modèle de pendule inversé. Des études préliminaires ont été menées et se heurtent à des problèmes de convergence et de définition du critère à minimiser. Pour les mouvements générés à partir de la modélisation par pendule inversé, il est également possible de considérer d'autres critères de minimisation et de voir leur impact sur le mouvement obtenu, notamment en terme de consommation énergétique, d'efforts maximaux. Au niveau de la suppression des erreurs de modélisation en annulant le moment dynamique, il serait intéressant de déterminer les contraintes posturales aboutissant à un mouvement acceptable en terme d'anthropomorphisme, limitant ainsi les mouvements du tronc. Il serait également utile de voir l'impact de l'architecture mécanique de la liaison tronc/bassin sur le mouvement obtenu, en considérant par exemple une rotule complète et non une liaison sphérique à doigt. Au niveau du saut vertical, une étude plus approfondie serait nécessaire pour optimiser les paramètres de la loi de commande du centre de gravité permettant une minimisation des puissances, des efforts. Enfin, la dernière perspective est la validation de toutes les approches développées sur un robot réel, des expérimentations devraient bientôt avoir lieu sur HRP-2.

Partie 2

Création d'un outil d'aide à la conception de robots humanoïdes à partir de données anthropométriques

2.1	Introduction.....	91
2.2	Modèle d'humain virtuel.....	94
2.2.1	Modèle mécanique	94
2.2.2	Paramètres géométriques et inertiels.....	95
2.2.3	Génération de trajectoires.....	99
2.3	Etude d'un mouvement obtenu par capture du mouvement.....	100
2.3.1	Générateur de trajectoires de référence à partir d'une capture de mouvement	100
2.3.1.1	Une marionnette.....	100
2.3.1.2	Modification des trajectoires des pieds.....	101
2.3.1.3	Trajectoire de référence du ZMP	104
2.3.2	Résultats	105
2.3.2.1	Population de test.....	105
2.3.2.2	Impact de la taille et de la masse sur l'erreur de modèle	109
2.3.2.3	Impact de la taille et de la masse sur le risque de glissement	111
2.3.2.4	Impact de la taille et de la masse sur les performances requises au niveau des actionneurs	113
2.4	Démarche de dimensionnement de l'ensemble moto-réducteur	121
2.4.1	Base de données de mouvements dimensionnants	122
2.4.2	Choix de la motorisation	125
2.4.3	Choix du réducteur.....	127
2.4.4	Evaluation des performances de l'ensemble moto-réducteur.....	131
2.4.5	Modélisation électro-mécanique	131
2.4.6	Modélisation thermique.....	134
2.4.7	Validation de la motorisation	136
2.5	Conclusion	140

L'étude proposée dans cette partie est une approche globale aboutissant au dimensionnement précis des actionneurs d'un robot humanoïde. Elle se divise en trois sous-parties, la première présentant la création d'un modèle d'humain virtuel servant de base à la conception de l'humanoïde considéré. La deuxième se consacre à l'étude des performances requises au niveau des actionneurs, pour une population d'humains virtuels, de tailles et de masses différentes, et pour un mouvement spécifique (marche en ligne droite suivie d'un virage à 90°) issue d'une capture de mouvement. Le passage des résultats de capture de mouvement et la transposition à l'humain virtuel sont issus d'un travail collaboratif avec Luc Boutin (Doctorant, LMS UMR6610, Université de Poitiers) détaillé dans [Boutin 09]. Enfin, la dernière présente la démarche de dimensionnement de la chaîne de transmission (moteur électrique à courant continu associé à un réducteur poulie-courroie et à un réducteur Harmonic-Drive) pour une articulation particulière, pour un humain virtuel de taille et de masse fixées en considérant un panel de mouvements et une modélisation électro-thermo-mécanique de l'ensemble moto-réducteur sous le logiciel Matlab Simulink®.

2.1 Introduction

Le dimensionnement mécanique d'un robot humanoïde anthropomorphe est une tâche très complexe, surtout en ce qui concerne la définition des performances requises au niveau des actionneurs embarqués. Cet état de fait est dû à plusieurs aspects. Tout d'abord, ces performances dépendent de la tâche considérée (le robot n'utilise pas les mêmes actionneurs de la même manière pour s'asseoir sur une chaise ou pour marcher dynamiquement). De plus, un robot bipède est une machine complexe présentant un nombre important de degrés de libertés (DDL) qui génèrent des phénomènes couplés. Enfin, les concepteurs doivent tenir compte de la répartition des masses ainsi que des paramètres dimensionnels (longueurs des membres) qui doivent être le plus proche possible de ceux rencontrés chez l'humain. La littérature scientifique donnant les bonnes pratiques à adopter pour concevoir un robot anthropomorphe est peu fournie. En effet, beaucoup d'études se focalisent sur la conception d'un robot en particulier, tout en restant assez évasive sur les aspects précis du dimensionnement ([Kaneko 02],[Kaneko 04],[Mizuuchi 07],[Sugihara 08]). Une approche intéressante est proposée dans [Ouezdou 06], les auteurs présentent la conception et l'utilisation d'une partie supérieure d'un robot humanoïde utilisant des masses mobiles pour stabiliser le système. Cette partie supérieure n'est pas anthropomorphe mais permet de reproduire le comportement dynamique des membres supérieurs humains. La méthode utilisée est proche de celle mise en œuvre dans ce travail de thèse, les auteurs ayant utilisé un modèle d'humain virtuel permettant la compréhension des mouvements chez l'homme. En revanche,

les résultats se focalisent sur le robot ROBIAN. [Sardain 98] et [Sardain 99] introduisent une approche globale permettant de comprendre l'impact des paramètres géométriques et inertiels d'un robot humanoïde sur les trajectoires de marche obtenues et utilisent ces résultats pour justifier les choix effectués lors de la conception du bipède BIP2000. Une autre approche globale est donnée dans [Albers 08] permettant la conception de composants les plus légers possibles pour robots humanoïdes en utilisant la simulation dynamique, l'analyse par la méthode des éléments finis, la simulation du contrôleur et l'optimisation topologique. Enfin, [Muscato 07] présente l'étude de l'impact de différentes architectures mécaniques d'articulations particulières (genou, hanche), pour une jambe robotisée à cinq DDL, sur les performances requises au niveau des actionneurs.

Pour comprendre les contraintes technologiques rencontrées lors de la conception d'un robot humanoïde, il est intéressant d'étudier les prototypes existants et de les comparer avec l'humain. Deux paramètres sont primordiaux dans cette optique, la taille et la masse. Vingt-trois robots humanoïdes ont été étudiés, allant de J4[®] (JVC[®]) mesurant vingt centimètres à BHR1[®] (Ministère chinois des sciences et de la technologie) mesurant un mètre et cinquante-huit centimètres. Le panel présenté n'est pas exhaustif mais il est néanmoins suffisant pour appréhender le lien entre masse et taille pour ce type de machine. La Figure 61 présente la localisation de ces vingt-trois robots (carrés bleus) dans le plan (taille-masse). Sur le même graphique est représentée la répartition humaine (courbe rose) dans ce même plan. Cette répartition chez l'homme est basée sur les données de référence de 2007 collectées par l'Organisation Mondiale de la Santé (OMS) dont la méthode de collecte et d'exploitation est détaillée dans [WHO 06]. L'OMS fournit les données humaines de la taille en fonction de l'âge (TPA) et de la masse en fonction de l'âge (MPA), depuis la naissance jusqu'à dix-neuf ans, pour différents percentiles. Dans cette étude, on souhaite concevoir un robot basé sur les standards moyens chez l'humain, les données considérées sont donc celles du cinquantième percentile. A partir des deux séries (TPA et MPA), une nouvelle série donnant la masse en fonction de la taille (MPT) est calculée. Cette façon de faire est discutable d'un point de vue statistique, le cinquantième percentile en masse n'étant pas forcément le cinquantième percentile en taille. Néanmoins, pour notre utilisation, cette hypothèse est acceptable. La Figure 61 montre clairement que les robots plus grands que soixante-dix centimètres sont toujours plus lourds que les humains de même taille. L'allure de la série de données pour les robots est intéressante et peut être interpolée par une loi de type puissance (courbe noire). L'équation de cette loi, approchée par la méthode des moindres carrés est la suivante :

$$Masse = 2,54458 \cdot 10^{-4} \cdot (Taille)^{2,514} \quad (101)$$

Si l'on observe les robots autour de 1,6m, HRP-2[®] apparaît clairement plus léger que les autres. Ceci met en lumière les efforts réalisés par les ingénieurs et les scientifiques afin de réduire sa masse. De plus, on note qu'ASIMO[®] (Honda[®]) est au dessus de la loi (101) et est donc assez lourd. Malgré son poids, il s'agit du robot présentant les meilleures capacités

dynamiques avec de vraies aptitudes à la course et au saut. Ainsi, sa masse élevée peut sans doute s'expliquer par la masse des actionneurs, forcément plus lourds, puisque présentant des capacités dynamiques élevées. On voit à travers cette présentation rapide, qu'il est difficile pour les concepteurs de réaliser un système multi-corps aussi complexe qu'un robot humanoïde, tout en respectant le critère de masse anthropomorphe. Ce phénomène est sans doute dû à un verrou technologique résultant de l'utilisation de moteurs électriques présentant des masses élevées. Les différences entre les robots peuvent aussi s'expliquer par la puissance embarquée (batteries). Il serait intéressant de calculer des ratios entre la masse des actionneurs et des batteries par rapport à la masse totale, ceci afin d'évaluer une sorte d'efficacité énergétique de chacun des robots. Il n'est pas envisageable d'effectuer ce calcul ici, par manque de données. Une conclusion simple peut néanmoins être tirée de la Figure 61 : il est préférable d'utiliser la loi (101) pour évaluer le lien entre taille et masse lors de la conception d'un robot humanoïde, plutôt que la répartition humaine donnée par l'OMS. L'impact du choix de la répartition sur les performances au niveau des actionneurs sera présenté pour un mouvement donné dans la suite.

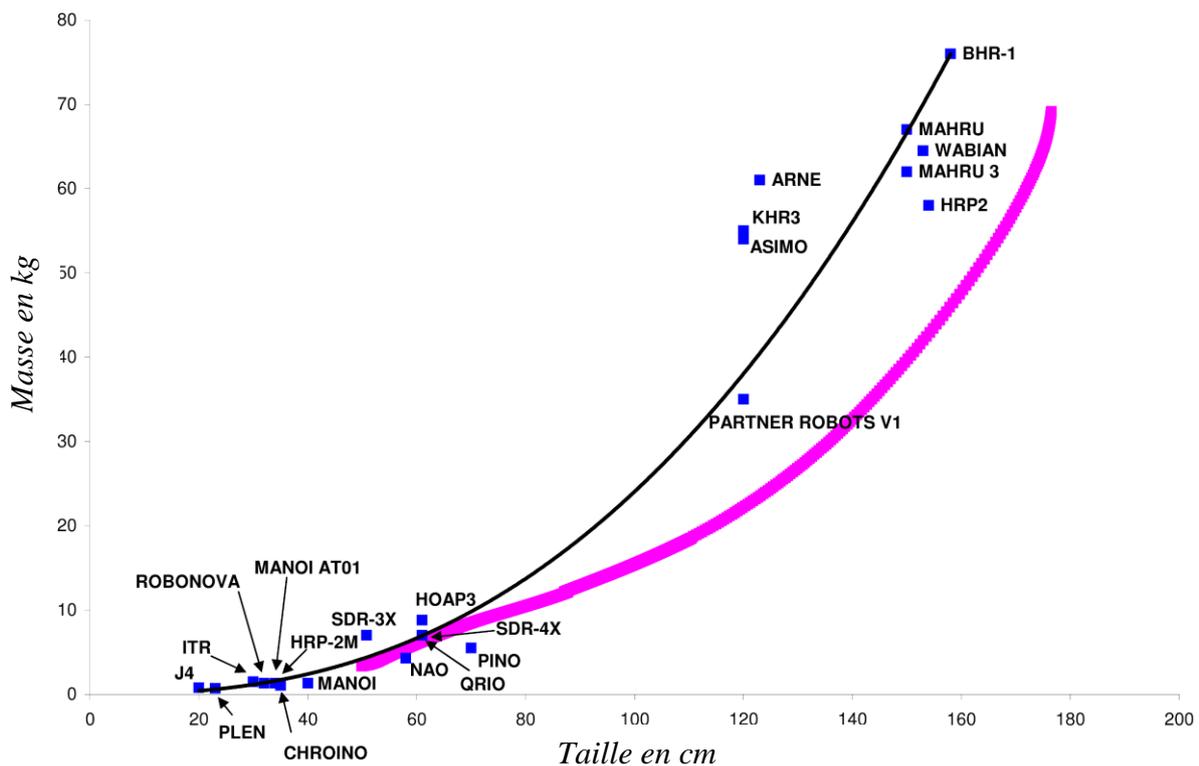


Figure 61 : Comparaison entre les robots humanoïdes existants et l'humain

2.2 Modèle d'humain virtuel

Pour évaluer finement les performances requises pour les actionneurs d'un robot humanoïde anthropomorphe à partir d'un modèle d'humain virtuel, il est d'abord nécessaire de choisir l'architecture cinématique de ce modèle. Combien de corps solides considère-t-on ? Combien d'articulations prend-on en compte ? Une fois ces choix effectués, il faut déterminer les paramètres géométriques et inertiels à partir de travaux du domaine de la biomécanique. L'accumulation de ces données permet alors de construire le modèle dynamique de l'humain virtuel, renvoyant, pour une trajectoire précise, l'ensemble des informations nécessaires au dimensionnement rigoureux de l'humanoïde.

2.2.1 Modèle mécanique

Il existe dans la littérature une grande quantité de modèles d'humain virtuel de complexité variable, allant de celui d'Hanavan utilisé en biomécanique, relativement simple, utilisant des troncs de cônes, des ellipsoïdes ainsi que des tables de régression pour représenter le corps humain, à ceux de logiciels de conception mécanique assistée par ordinateur, comme celui de Catia[®], plus complexe, avec de nombreux segments articulaires et dédié prioritairement à de l'analyse ergonomique et posturale. La communauté des chercheurs en biomécanique travaille également sur des modèles musculo-squelettique personnalisés basés sur de l'imagerie médicale (scanner, IRM, radiographie, échographie). Ce type de modèle permet d'appréhender les efforts articulaires et musculaires lors d'un mouvement donné d'un patient, mesuré à l'aide d'un système de capture de mouvements. Le but de cette partie est de se focaliser sur l'étude de mouvements locomoteurs dans l'optique d'un dimensionnement d'ensemble moto-réducteurs pour les robots humanoïdes. A ce titre, seul les efforts et couples articulaires sont intéressants, il n'est donc pas justifié d'utiliser des modèles musculo-squelettiques qui n'ont aucun rapport avec le mode d'actionnement utilisé pour l'immense majorité des robots humanoïdes, à savoir : le moteur à courant continu avec ou sans balais. Au niveau de la complexité du modèle, ne considérant que des mouvements locomoteurs, il n'est pas nécessaire d'adopter une modélisation très fine des membres supérieurs, du tronc et de la tête. Il faut également garder à l'esprit que la modélisation employée pour l'humain virtuel devra respecter les contraintes technologiques présentes sur les robots humanoïdes existants. Hors, l'appareil locomoteur de ce type de machine est le plus souvent constitué de douze articulations du type pivot, agencées de la manière suivante : lacet, tangage, roulis pour la hanche, tangage pour le genou et enfin tangage, roulis pour la cheville. Malgré sa simplicité évidente (surtout pour la cheville), cette architecture donne de bons

résultats dans la reproduction d'un mouvement de marche. Le choix a été fait dans cette étude de limiter le nombre de degrés de liberté à dix-neuf pour simplifier les calculs (Figure 62). La tête est donc supposée être fixée au tronc, on trouve également deux degrés de liberté à l'épaule (roulis et lacet), un au coude (tangage) et enfin un au niveau du tronc (lacet).

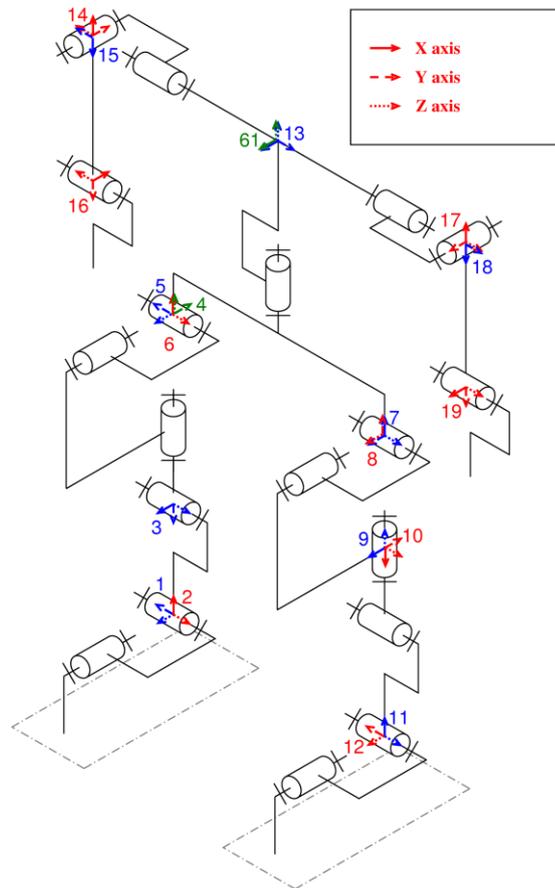


Figure 62 : Schéma cinématique de l'humain virtuel

2.2.2 Paramètres géométriques et inertiels

Maintenant que l'architecture cinématique de l'humain virtuel est définie, il est nécessaire de renseigner le modèle avec les paramètres géométriques et inertiels tirés de l'humain. Les longueurs articulaires utiles sont données Figure 63 où :

- l_{SC} : distance suprasternal-cervical
- l_{GC} : distance gonion-cervical
- PIDT : Partie Inférieure Du Tronc

- PSDT : Partie Supérieure Du Tronc
- I_PIDT : longueur de la partie inférieure du tronc

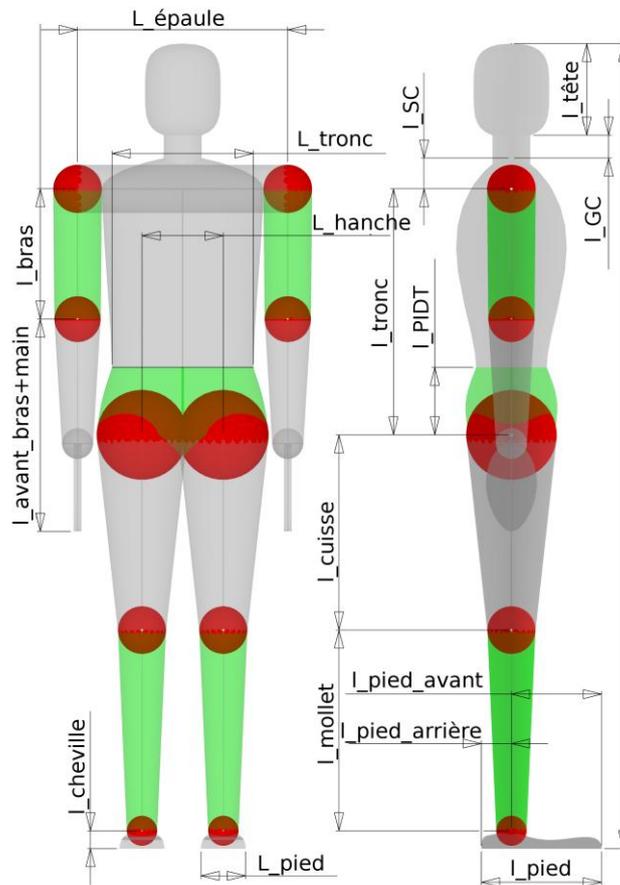


Figure 63 : Paramétrage des longueurs articulaires

Différentes études existent dans la littérature, caractérisant les différentes longueurs articulaires chez l'humain de même que les paramètres inertiels. [De Leva 96] donne par exemple les longueurs, les masses, les positions des centres de gravité, ainsi que les paramètres inertiels de chaque segment d'un humain moyen, de sexe masculin, mesurant 1,741 m et pesant 73 kg. Cette étude se base sur le travail passé de Zatsiorsky et collaborateurs [Zatsiorsky 90] qui ont déterminé les paramètres inertiels et géométriques des segments du corps humain chez cent hommes et quinze femmes du type « caucasien » en utilisant des techniques d'imagerie par scanner gamma. D'autres études ont également été menées dans ce domaine comme [Drillis 66] qui présente l'étude des paramètres segmentaires à partir de la taille globale de l'individu. Les mesures utilisées pour l'élaboration du modèle d'humain virtuel viennent toutes de [De Leva 96] sauf pour les quatre paramètres suivants qui ne sont pas renseignés dans l'étude de De Leva et collaborateurs :

- L_épaule [Drillis 66], L_tronc [Drillis 66], L_pied [Drillis 66], L_hanche [INRIA 06]

Concernant ce dernier paramètre (L_{hanche}), il n'est pas aisé de trouver dans la littérature de données fiables, le choix a été fait d'utiliser la valeur employée dans le modèle d'humain virtuel du logiciel Humans, développé par l'INRIA.

Avec les données extraites de [De Leva 96], [Drillis 66], [INRIA 06], et en utilisant une proportionnalité, il est possible de calculer tous les paramètres nécessaires pour un humain de taille et de masse fixées (Tableau 4, Tableau 5 et Tableau 6). Cette méthode (i.e. calculer les masses et les longueurs segmentaires en pourcentage de la masse et de la taille totales) est questionnable, en effet, on note des différences anthropomorphiques significatives entre un jeune enfant et un adulte en termes de répartition des masses et des longueurs segmentaires. Néanmoins, le but de cet humain virtuel est de dimensionner un robot ayant des proportions d'adulte, ainsi, cette méthode est donc adaptée à notre étude.

Segment	Masse en pourcentage de la masse totale
Pied	1.37 %
Mollet	4.33 %
Cuisse	14.16 %
PIDT	11.17 %
PSDT+tête	39.23 %
Bras	2.71 %
Avant-bras+main	2.23 %

Tableau 4 : Masses segmentaires chez l'humain en pourcentage de la masse totale d'après [De Leva 96]

Segment	Longueur en pourcentage de la taille totale
L_{pied}	5.50 %
$L_{\text{épaule}}$	25.90 %
L_{tronc}	17.40 %
L_{hanche}	10.02 %
l_{pied}	14.82 %
$l_{\text{pied_avant}}$	11.12 %
$l_{\text{pied_arrière}}$	3.70 %
l_{cheville}	2.22 %
l_{mollet}	24.93 %
l_{cuisse}	24.25 %
l_{PIDT}	8.37 %
l_{tronc}	30.55 %
l_{SC}	4.10 %
l_{GC}	2.27 %
$l_{\text{tête}}$	11.68 %
l_{bras}	16.18 %
$l_{\text{avant-bras+tête}}$	20.40 %

Tableau 5 : Longueurs segmentaires chez l'humain en pourcentage de la taille totale d'après [De Leva 96], [Drillis 66], [INRIA 06]

Segment et axe associé	Position en pourcentage de la taille totale
Pied droit X0	-1.600 %
Pied droit Z0	2.838 %
Mollet droit X2	13.814 %
Cuisse droite Y3	-14.320 %
PIDT X6	3.252 %
PIDT Z6	5.010 %
Cuisse gauche Z9	14.320 %
Mollet gauche X10	11.116 %
Pied gauche X12	-1.600 %
Pied gauche Z12	2.838 %
PSDT+tête Z13	-5.449 %
Bras droit X15	9.339 %
Avant-bras droit+main Y16	10.430 %
Bras gauche X18	9.339 %
Avant-bras gauche+main Y19	10.430 %

Tableau 6 : Positions des centres de gravité des segments humains dans leur repère associé, exprimées en pourcentage de la taille totale d'après [De Leva 96]

En utilisant cette paramétrisation, une modélisation CAO Solidworks® a été créée (Figure 63, Figure 64). L'assemblage est généré de manière automatique à partir d'une feuille Excel® contenant les différentes valeurs liées aux deux grandeurs de bases définissant l'humain virtuel : la masse et la taille. Ceci permet d'avoir un rendu acceptable du mannequin pour la visualisation 3D. La forme des différents segments ne préjuge en rien de leur inertie et de leur masse, en effet, ces données sont renseignées dans le logiciel directement, et non recalculées à partir des volumes. Le paramétrage 3D des différentes pièces n'étant donc pas lié aux propriétés inertielles, celui-ci a été réalisé de manière empirique et à partir de mesures basiques, à la règle, sur un sujet. Le but de ce rendu CAO est donc de fournir un visuel agréable permettant de mieux appréhender les différents mouvements générés. Les sphères rouges (Figure 63) représentent la position des différents centres articulaires. Les pieds sont de forme rectangulaire, avec orteils fixes, comme c'est le cas couramment pour les robots humanoïdes.

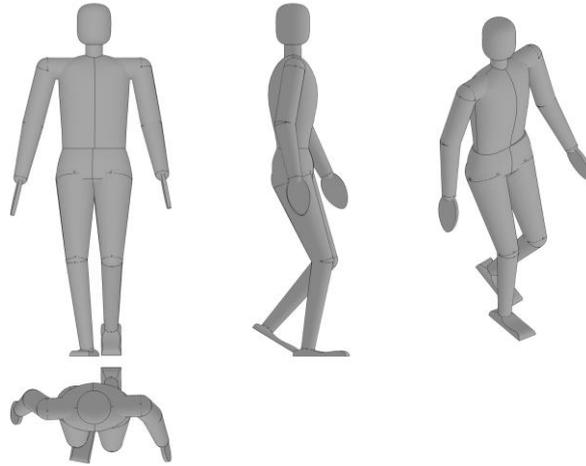


Figure 64 : Rendu CAO du mannequin virtuel

Le choix a été fait dans ce travail de modéliser l'humain comme un système composé de multiples masses ponctuelles (une par membre). Les inerties des membres ne sont donc pas utilisées. Ce choix se justifie par les différences significatives existantes entre celles données dans [De Leva 96] et celles obtenues sur un robot humanoïde. Ce choix est ouvert et peut être modifié aisément, afin de prendre cet aspect en compte dans le futur.

2.2.3 Génération de trajectoires

Les méthodes employées pour générer les différents mouvements sont les mêmes que celles développées dans la Partie 1. On utilise ici la méthode du pendule inversé avec correction de l'écart de modélisation (1.5.5). Une amélioration notable a été apportée au niveau du planificateur de pas, reposant sur un procédé d'extraction de mouvements via un système de capture de mouvements. La méthode utilisée permet au mannequin virtuel de reproduire au mieux les déplacements des pieds de même que leurs orientations lors de différents mouvements de marche enregistrés pour un sujet. Ce travail a été réalisé grâce au travail de thèse de Luc Boutin (LMS UMR6610, Université de Poitiers) et en collaboration avec lui-même [Boutin 09].

2.3 Etude d'un mouvement obtenu par capture du mouvement

Afin de dimensionner les actionneurs d'un robot humanoïde anthropomorphe, il est intéressant de générer des trajectoires de marche elles aussi anthropomorphes. Ces dernières seront générées en réutilisant le matériel de la Partie 1. Afin de rendre les trajectoires le plus anthropomorphe possible, il est nécessaire d'adapter le générateur de trajectoire de référence des pieds et du ZMP. Dans la Partie 1, ces références étaient construites à partir de paramètres fournis par l'utilisateur, des modifications sont apportées ici pour les construire à partir d'une capture de mouvement chez un sujet humain.

2.3.1 Générateur de trajectoires de référence à partir d'une capture de mouvement

2.3.1.1 Une marionnette

Plusieurs paramètres sont nécessaires pour définir les trajectoires de référence des pieds et du ZMP. Ainsi, les coordonnées de différents points des pieds et du centre de pression du sujet étudié par rapport au repère terrestre sont requises. Il est bien évident que ces trajectoires doivent être adaptées à la taille et aux longueurs segmentaires du robot considéré (dans notre cas, de l'humain virtuel). Pour adapter le mouvement humain capturé au mannequin virtuel présentant une taille et une masse différentes de celles du sujet, le premier pas est de contrôler l'humain virtuel comme une marionnette [Yamane 03]. Cette technique consiste à appliquer directement les angles obtenus chez l'humain, aux articulations correspondantes du mannequin virtuel (Figure 65). Les angles sont calculés en utilisant la séquence de cardan et les résultats de la capture du mouvement. En plus de ces angles articulaires, la hanche du prototype virtuel suit l'orientation de celle de l'humain étudié et un point d'un pied (alternativement droit ou gauche) est fixé au sol en fonction des événements de contact chez le sujet (simple-appui droit ou gauche et double-appui).

Le mouvement ainsi créé ne respecte pas les contraintes de non-collision (Figure 65) et de non-basculement, cependant, il permet d'extraire certains paramètres adaptés à la taille de l'humain virtuel, comme la taille du pas, ainsi que les altitudes des levées des pieds. A la fin de cette opération, on dispose ainsi des trajectoires des pieds dans le repère terrestre, il reste dorénavant à les modifier pour prendre en compte les contraintes de non-collision.

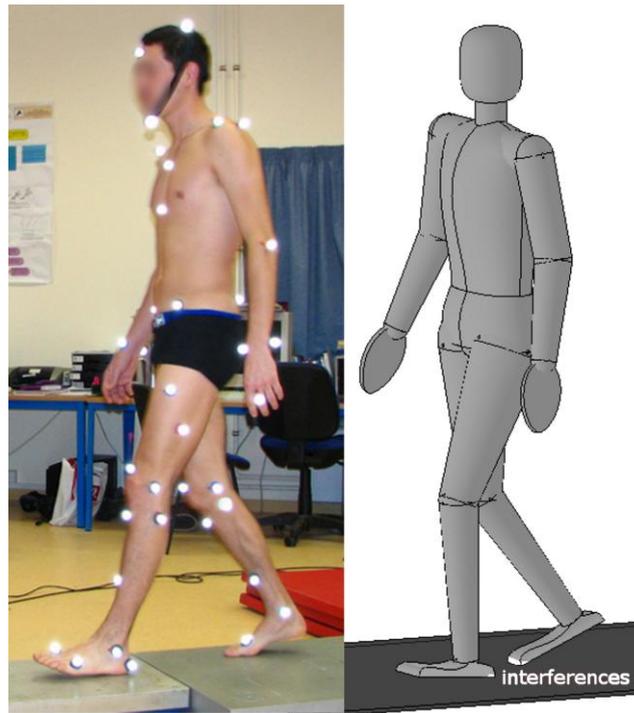


Figure 65 : sujet en cours d'acquisition et mannequin virtuel piloté en mode « marionnette »

2.3.1.2 Modification des trajectoires des pieds

Comme il a été vu précédemment, il est nécessaire de modifier les trajectoires des pieds obtenues grâce au mode « marionnette » afin de prendre en compte les contraintes de non-collision. Pour réaliser cela, le pas de marche est divisé en différentes phases (Figure 66). Pendant ces phases, les trajectoires sont définies par des polynômes de degré cinq pour assurer la continuité en position, vitesse et accélération et aussi pour s'assurer qu'il n'y aura pas de collisions entre la semelle et le sol. Un pas de marche est composé de six phases définies par sept instants (Figure 66) :

- t_1 : le talon gauche touche le sol ;
- entre t_1 et t_2 : le pied gauche tourne autour de l'arête du talon ;
- entre t_2 et t_3 : les deux pieds sont à plat ;
- entre t_3 et t_4 : le pied droit tourne autour de l'arête de l'orteil ;
- t_4 : l'orteil décolle, début du simple appui pied gauche ;
- t_5 : altitude maximale du talon ;

- t_6 : altitude maximale de l'orteil ;
- t_7 : le talon droit touche le sol.

Les paramètres extraits du mouvement obtenu via le mode marionnette, nécessaires à la génération des trajectoires de référence peuvent être résumés ainsi :

- à t_1 : l'altitude de l'orteil gauche, la position d'un point particulier pour chacun des pieds ainsi que l'orientation de ces mêmes pieds ;
- à t_5 : l'altitude maximale du talon droit ;
- à t_6 : l'altitude maximale de l'orteil droit ;
- à t_7 : l'altitude maximale de l'orteil droit, la position d'un point particulier pour le pied droit ainsi que l'orientation de ce pied.

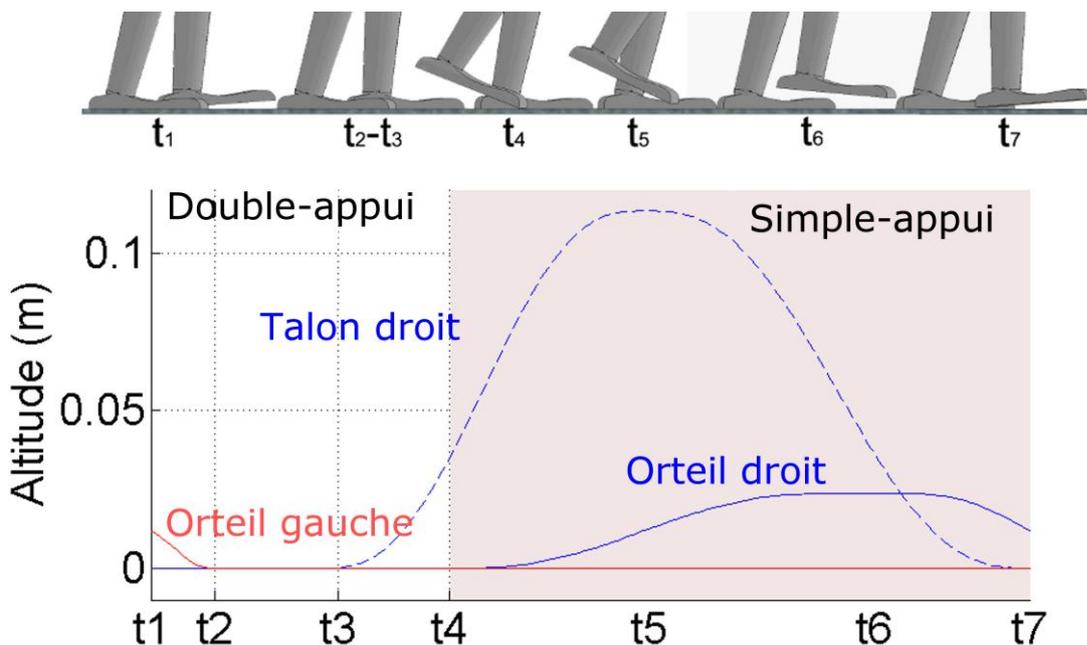


Figure 66 : Définition des séquences du pas de marche et exemple d'altitudes du pied lors d'un pas

Considérons un mouvement capturé constitué d'une marche rectiligne et d'un virage à gauche (Figure 67). Le sujet humain mesure un mètre et quatre-vingts centimètres et présente une masse de soixante-sept kilogrammes. La Figure 68 montre les traces des pieds sur le sol obtenues pour le mouvement mesuré chez l'homme et celles recalculées pour l'humain virtuel considéré (1,6m, 78,4kg) sans et avec modification de la longueur du pas. Les orientations des pieds sont bien respectées, en revanche, la longueur du pas de marche a été artificiellement réduite (Figure 68). Cette diminution de la taille du pas est nécessaire pour permettre une

meilleure convergence lors de la synthèse de la trajectoire. En effet, le modèle de pendule inversé, que l'on se propose d'utiliser pour synthétiser le mouvement, impose une altitude constante au centre de gravité, il est donc difficile de réaliser de grands pas avec cette contrainte, c'est d'ailleurs la raison pour laquelle les robots humanoïdes présentent des flexions du genou élevées pendant la marche. Pour notre application, les flexions initiales (cheville, genou, hanche) sont fixées respectivement à quinze, trente et quinze degrés. Comme le temps total du mouvement est le même pour l'humain et l'humain virtuel, cela revient à ralentir le mouvement en diminuant la vitesse de marche tout en gardant le temps de cycle inchangé.

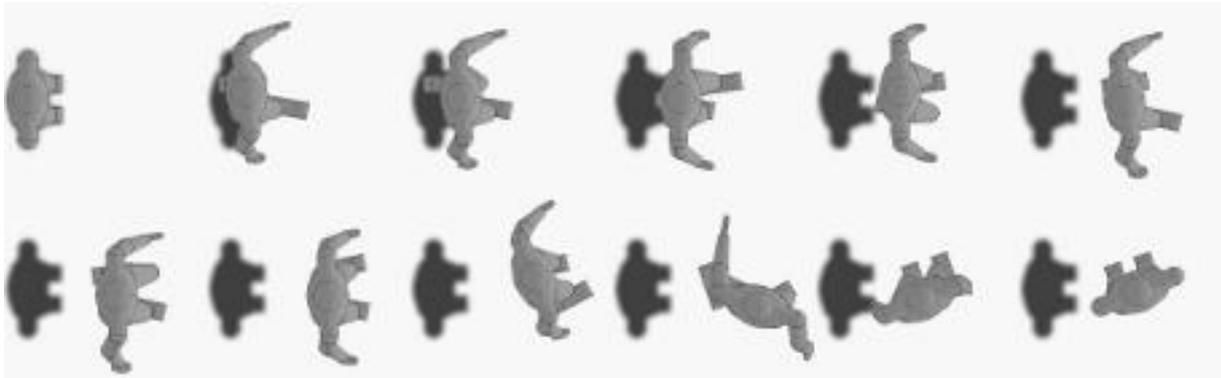


Figure 67 : Marche rectiligne (vue de dessus) suivie d'un virage à gauche

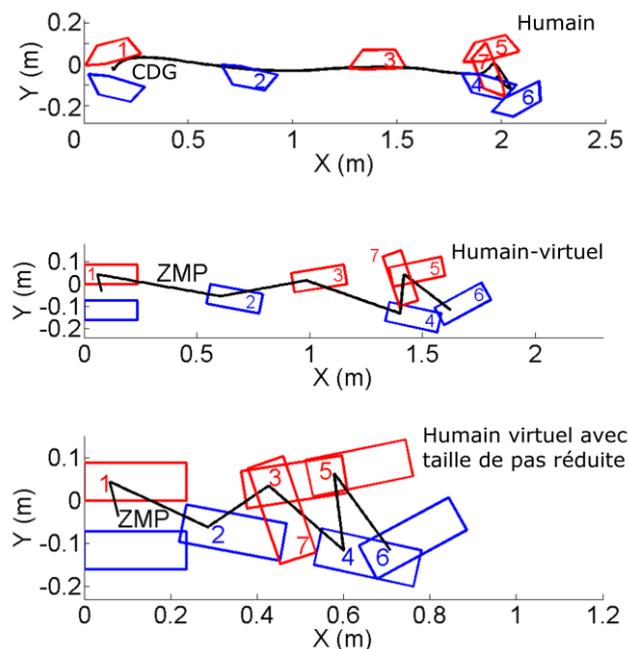


Figure 68 : Localisation des pieds et trajectoire du centre de gravité mesurées chez l'humain (1,8m, 67kg) comparées aux références calculées (pieds et ZMP) pour l'humain virtuel (1,6m, 78,4kg) sans et avec modification de la longueur de pas

2.3.1.3 Trajectoire de référence du ZMP

Le calcul de la trajectoire de référence du ZMP est inspiré des résultats obtenus chez l'humain via les plateformes de forces dont un exemple est donné Figure 69 pour une fraction du mouvement mesuré. En effet, il est impossible d'obtenir cette donnée pour l'intégralité du mouvement, il faudrait pour cela posséder un tapis de marche instrumenté de grande dimension. Pendant les phases de simple-appui, on observe que le ZMP se déplace de l'arrière vers l'avant dans le pied en suivant la voute plantaire tout en étant plutôt positionné sur l'extérieur du pied. Après le simple-appui, le ZMP change immédiatement de direction et le transfert de charge d'un pied sur l'autre commence. Le ZMP se déplace alors en ligne droite, allant de sa position en fin du premier simple-appui à sa position en début du deuxième simple-appui. Il est également possible d'estimer la projection du centre de gravité sur le sol en utilisant des tables anthropométriques du type de celles utilisées dans 2.2.2. On trouve une projection au sol décrivant une courbe sinusoïdale comme prouvé dans de nombreuses publications, notamment dans [Rose 94]. L'amplitude de ces oscillations est petite comparativement au déplacement transverse du ZMP. Cette trajectoire est donc clairement dynamique et non quasistatique puisque la projection du CDG se situe par moment en dehors du polygone de sustentation.

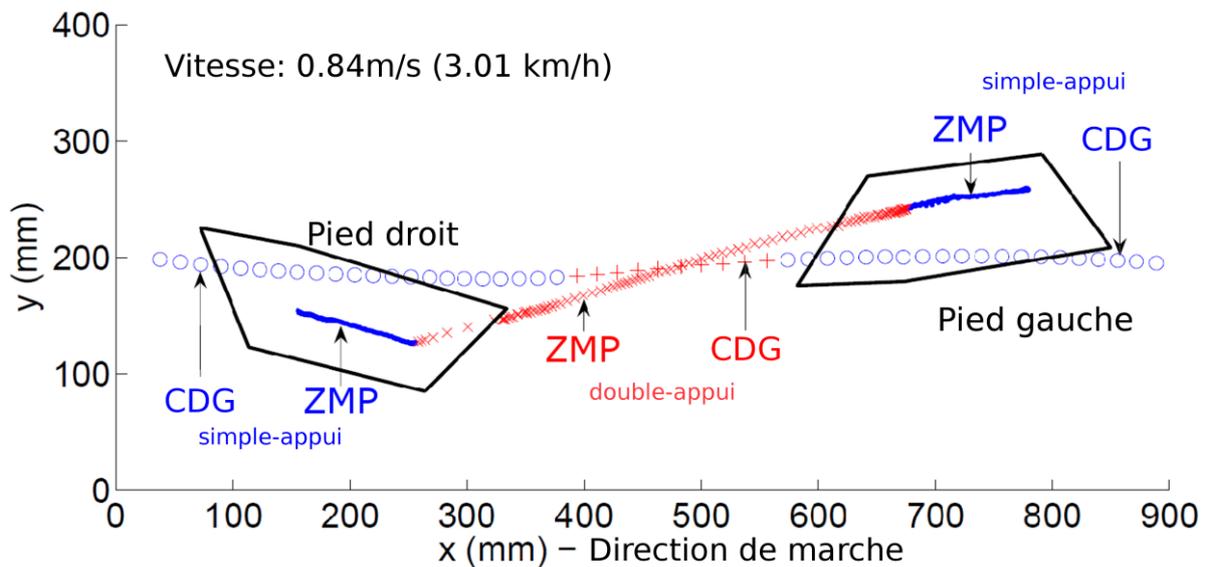


Figure 69 : ZMP mesuré chez l'humain et projection estimée du centre de gravité

Contrairement au comportement mesuré chez l'humain (Figure 69), le ZMP de l'humain virtuel considéré restera localisé à l'intersection des axes de flexion et d'abduction de la cheville pendant les phases de simple-appui (Figure 68). En effet, des essais sur le simulateur OpenHRP-3[®] nous ont montré que le risque de chute est moindre dans ce cas

précis. Comme pour les pieds, la trajectoire du ZMP est définie par morceaux à l'aide de polynômes de degré cinq durant les phases du mouvement.

2.3.2 Résultats

Ce paragraphe se consacre à l'étude des performances requises au niveau des actionneurs, pour une population d'humains virtuels, de tailles et de masses différentes, et pour un mouvement spécifique (marche en ligne droite suivie d'un virage à 90°, Figure 67) issue d'une capture de mouvement. Le générateur de trajectoires de référence (2.3.1) fournit les trajectoires des pieds et du ZMP dans le repère absolu, on peut les utiliser pour synthétiser un mouvement en se basant sur l'algorithme complet de la génération de mouvements présenté dans la Partie 1 (Figure 46).

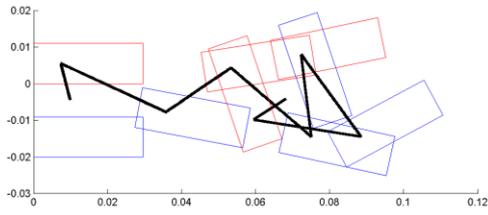
2.3.2.1 Population de test

Afin d'étudier les performances requises au niveau des actionneurs pour les robots humanoïdes, quatorze humains virtuels sont générés, allant de vingt centimètres à un mètre et soixante centimètres. La masse utilisée pour générer ces modèles est celle donnée par l'OMS (Figure 61) ou celle obtenue à partir de l'étude des robots existants et données par la loi de type puissance (101). Leurs caractéristiques sont données dans le Tableau 7. Six robots sont générés en considérant la masse humaine et huit robots en considérant celle interpolée à partir des données concernant les robots existants (101). Les trajectoires de référence du ZMP et des pieds pendant le mouvement sont calculées en utilisant la méthode décrite dans 2.3.1 et sont données Figure 70 dans le plan du sol. En ce qui concerne les trajectoires de référence du ZMP et des pieds, on note que la taille des pas est bien adaptée automatiquement à la taille de l'humain virtuel. Comme le temps total du mouvement étudié est le même pour les quatorze échantillons, la vitesse de marche croît avec la taille (Tableau 8), ce qui est logique.

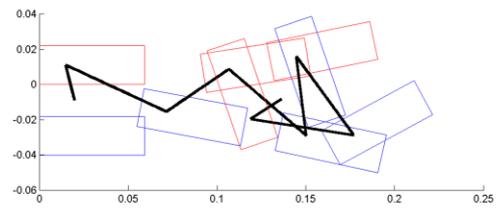
Taille	Masse humaine	Masse interpolée d'après (101)
0.2m		0.421kg
0.4m		2.402kg
0.6m	6.002kg	6.658kg
0.8m	10.467kg	13.723kg
1.0m	15.437kg	24.048kg
1.2m	22.204kg	38.032kg
1.4m	32.619kg	56.034kg
1.6m	47.739kg	78.386kg

Tableau 7 : Caractéristiques des humains virtuels

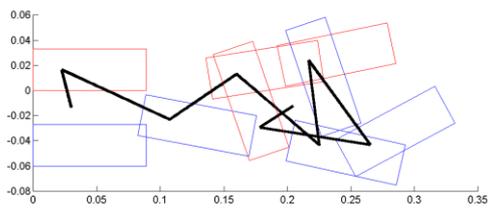
0.2m



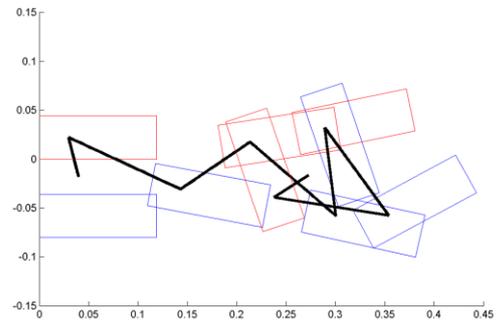
0.4m



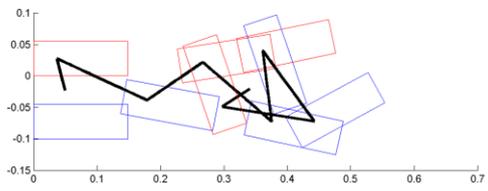
0.6m



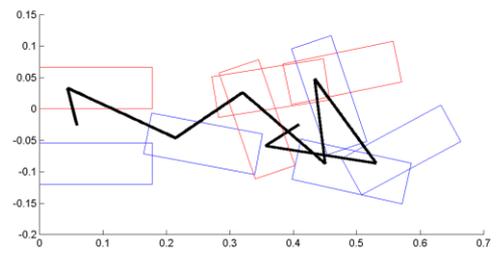
0.8m



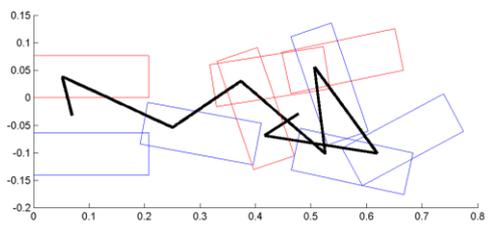
1.0m



1.2m



1.4m



1.6m

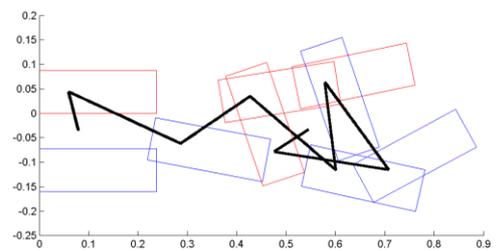


Figure 70 : Trajectoires de référence du ZMP et des pieds dans le plan du sol (unités en m) pour les différentes tailles d'humains virtuels

Taille	Vitesse maximale de marche
0,2m	0,12km/h
0,4m	0,25km/h
0,6m	0,37km/h
0,8m	0,50km/h
1,0m	0,62km/h
1,2m	0,74km/h
1,4m	0,87km/h
1,6m	0,99km/h

Tableau 8 : Vitesses maximales de marche pour le mouvement considéré

Maintenant que les trajectoires des pieds et du ZMP sont connues pour les quatorze humains virtuels, on utilise le schéma de génération de trajectoire développé précédemment (Figure 46). On note néanmoins une différence notable, la résolution de l'hyperstatisme n'est pas effectuée pendant les phases de double-appui. En effet dans le cas du mouvement étudié, le transfert de charge pendant la phase de double-appui ne se fait pas avec les deux pieds d'appui à plat sur le sol. Le transfert commence avec un pied à plat et l'autre sur l'arête du talon, vient ensuite une phase avec les deux pieds à plat puis une autre avec un pied sur l'arête de l'orteil et l'autre à plat (Figure 66). Dans ce cas, il n'est pas possible de réutiliser l'hypothèse de répartition (51) puisque le pied en contact avec le sol, sur une arête uniquement, ne pourra pas transmettre de moment selon l'axe définissant l'arête. Il faudrait ainsi changer l'hypothèse de répartition en fonction de la sous-phase du double-appui dans laquelle le robot se trouve. Ce développement est actuellement en cours. Le fait de disposer des données dynamiques pour les actionneurs (couple, puissance) uniquement pour les phases de simple-appui n'est pas gênant en soit, l'étude détaillée de la Partie 1 ayant montré que ces phases sont dimensionnantes pour notre système (Figure 40, Figure 41). La résolution du MGI est identique à celle de la Partie 1, le critère à minimiser diffère légèrement, la partie dépendant des butées ayant été supprimée. On obtient donc le critère suivant :

$$J = \frac{1}{2} \cdot \Delta q^t \cdot I \cdot \Delta q \quad (102)$$

$$\text{où } I = I_{d_{19,19}}$$

Le choix de ne pas considérer la contribution des butées vient de la difficulté à trouver des données moyennes fiables chez l'humain. Les contraintes de boîtes ont donc également été supprimées. On vérifie après génération du mouvement, de manière empirique, si ce dernier semble compatible avec l'humain. Le critère (102) conduit à la solution limitant les variations des q_i durant le mouvement. Ce critère est discutable et ne reflète pas forcément le critère adopté par l'humain qui peut être plutôt sthénique (limitation des couples articulaires) ou énergétique voire même une combinaison des deux. Ce choix est acceptable dans notre

optique puisque c'est bien ce critère qui sera utilisé lors de la génération de trajectoires réelles sur l'humanoïde effectivement conçu.

Les contraintes posturales sont les suivantes :

- Interdiction du tangage et du roulis pour S_{13} ;
- Toutes les articulations de la partie supérieure (q_{13} à q_{19}) ont pour mouvement celui recalculé à l'aide de la capture du mouvement.

Quatorze mouvements ont ainsi été générés (un par humain virtuel) afin d'observer l'influence de la taille et de la masse sur l'erreur de modèle due au pendule inversé, sur le risque de glissement et enfin sur les performances requises au niveau des actionneurs. Le modèle CAO paramétré est utilisé pour le rendu des mouvements synthétisés. La Figure 71 représente le mouvement obtenu pour l'humain virtuel mesurant 1,6m et présentant une masse de 78,4kg. Pour mémoire, les trajectoires des pieds et de la référence du ZMP sont données Figure 70. Les mouvements de la partie supérieure et des pieds viennent directement de la capture du mouvement et sont bien anthropomorphes. En ce qui concerne l'appareil locomoteur dont les coordonnées articulaires sont issues de la résolution du MGI, le résultat est acceptable. La flexion de genou est importante mais nécessaire et la taille du pas est réduite par rapport à l'humain comme indiqué en 2.3.1.2.

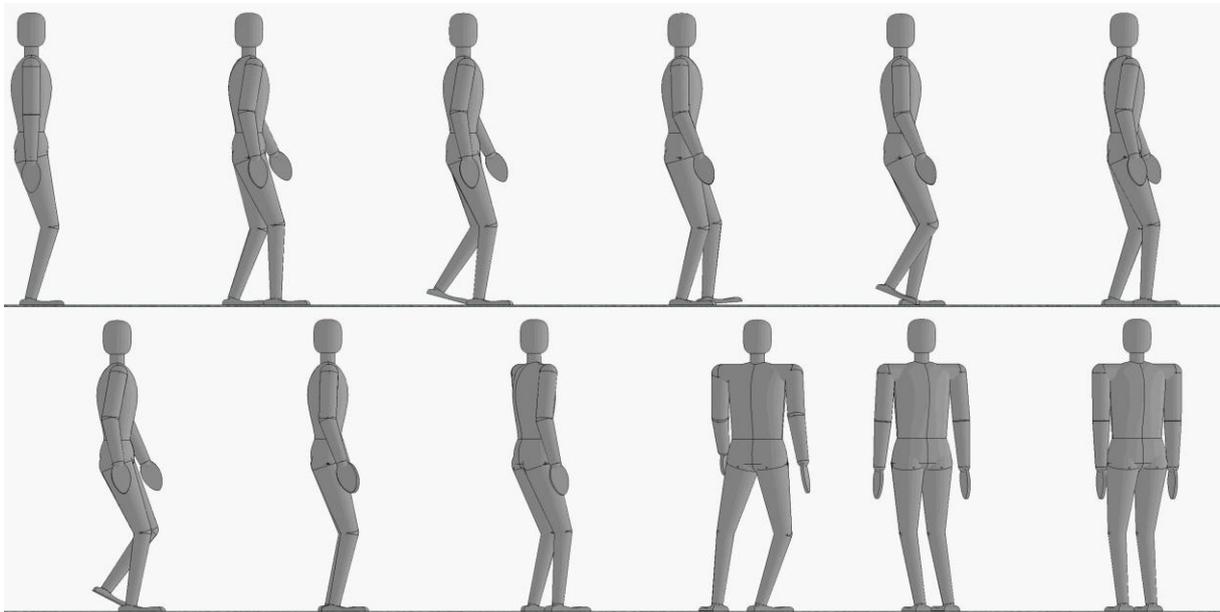


Figure 71 : Mouvement synthétisé pour l'humain virtuel mesurant 1,6m et présentant une masse de 78,4kg

2.3.2.2 Impact de la taille et de la masse sur l'erreur de modèle

Il a été montré (1.5.5) que l'hypothèse de modélisation du robot complet par un pendule inversé induisait des erreurs sur la localisation du ZMP par rapport à la référence souhaitée. Cette erreur se décompose en deux parties, une erreur inhérente au modèle de commande prédictive (1.5.2) et une erreur due au moment dynamique de l'ensemble pris au centre de gravité qui n'est pas nul dans le cas général (1.7.3). En utilisant les outils de la Partie 1, on calcule l'écart maximal résultant avant correction pour le mouvement synthétisé entre la localisation du ZMP du modèle multi-corps et la référence du ZMP. Cet écart est tracé en fonction de la taille pour les quatorze humains virtuels considérés, on obtient ainsi la Figure 72. Les carrés noirs représentent les humains virtuels générés à partir de la loi de type puissance (101) pour la masse. Les losanges blancs définissent ceux générés à partir de la répartition taille-masse issue de l'OMS (Figure 61). La demi-largeur du pied est donnée par le trait rose pour les huit tailles considérées. Tout d'abord, on note que l'erreur de positionnement du ZMP est très grande comparée à la taille du pied (plus de 67,5mm pour l'humain virtuel de 1,6m ayant des pieds de dimensions 237x88mm). Ceci montre qu'il est primordial d'effectuer la correction de cette erreur comme indiqué dans 1.5.5. L'allure de la courbe est aussi intéressante, pour une taille donnée, la masse globale n'a pas d'influence sur l'erreur. On peut interpoler les données par la méthode des moindres carrés et en utilisant une loi du type puissance, on obtient alors :

$$\text{écart}_{\text{ZMP}} = 3.47898 \cdot 10^{-4} \cdot (\text{Taille})^{1.6399} \quad (103)$$

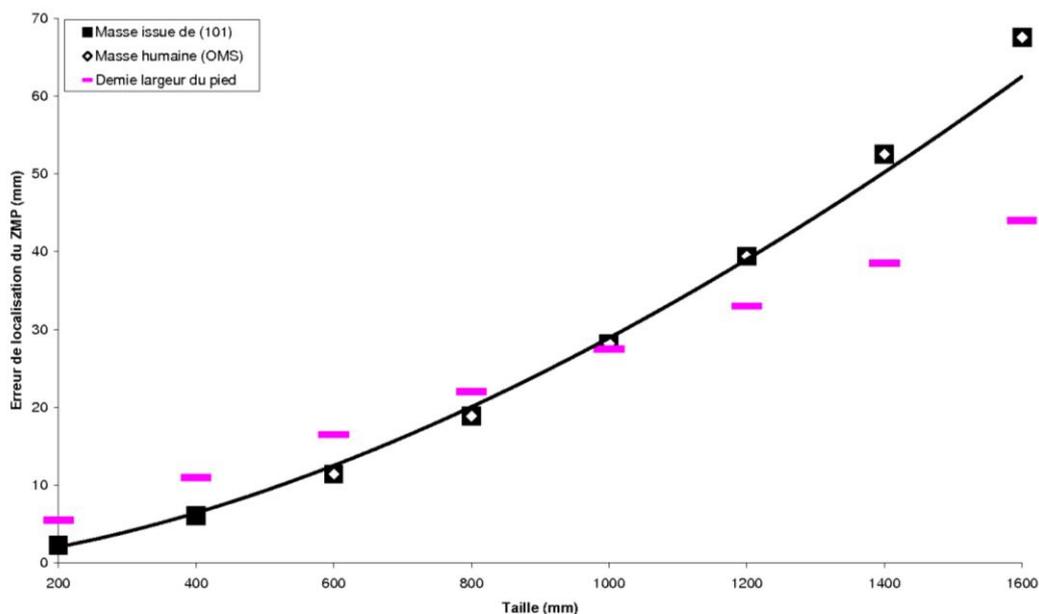


Figure 72 : Ecart maximal du ZMP par rapport à la référence avant correction

La Figure 72 montre les limites de l'approximation par un pendule inversé et précise la nécessité d'une correction de l'erreur obtenue. En utilisant la méthode décrite en 1.5.5, quatorze nouveaux mouvements corrigés sont ainsi générés et l'erreur de positionnement obtenue est donnée Figure 73. Les données peuvent encore être interpolées par une loi du type puissance. On obtient ainsi :

$$\text{écart}_{\text{ZMP}} = 2.09505 \cdot 10^{-4} \cdot (\text{Taille})^{1.5041} \quad (104)$$

L'approximation est de meilleure qualité après correction. L'exposant au dessus du paramètre de taille est réduit comparativement à (103) ce qui indique que l'écart est moins sensible à ce paramètre après correction. Avec la compensation de l'erreur, l'écart maximal obtenu est réduit d'environ quatre fois comme le montre le Tableau 9. Il est intéressant d'observer que plus l'humain virtuel est grand et plus la compensation agit. Les erreurs obtenues sont assez faibles compte-tenu de la taille des pieds pour assurer le non-basculement du système pendant le mouvement. Un exemple du ZMP obtenu pour l'humain virtuel de 1,6m et de 78,4kg est donné Figure 74. Le suivi de la référence est bon, il n'y a pas de risque de chute.

Cette étude a permis de valider la compensation de l'erreur mise en place en 1.5.5 pour une population et pour un mouvement donnés. L'influence de la taille sur l'erreur de modèle a aussi été mise en avant de même que l'absence d'impact de la masse sur cette erreur pour une taille donnée.

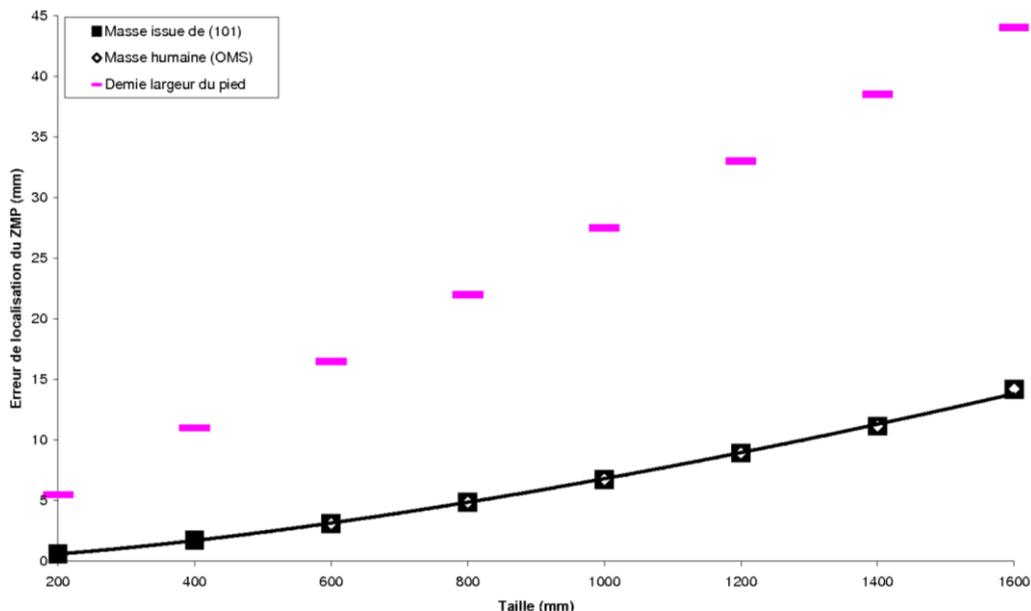


Figure 73 : Ecart maximal du ZMP par rapport à la référence après correction

Taille	(écart maxi sans correction)/(écart maxi avec correction)
0.2m	3.77
0.4m	3.52
0.6m	3.65
0.8m	3.86
1.0m	4.17
1.2m	4.42
1.4m	4.71
1.6m	4.76

Tableau 9 : Performance de la correction en fonction de la taille

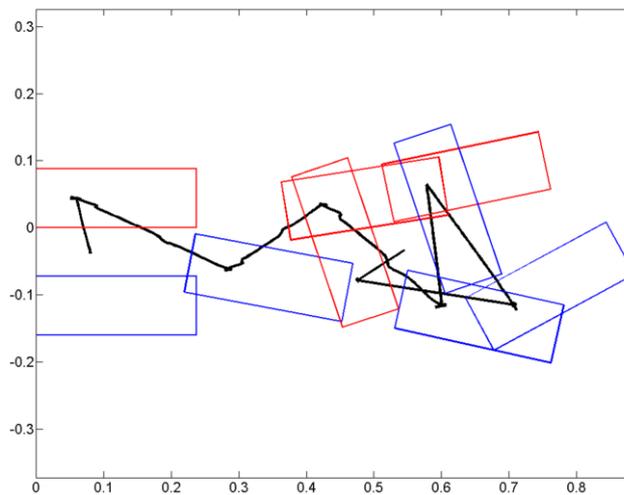


Figure 74 : Trajectoire du ZMP et position des pieds (unités en mètres) dans le plan du sol pour l'humain virtuel de 1,6m et de 78,4kg

2.3.2.3 Impact de la taille et de la masse sur le risque de glissement

Il a été vu en 1.6.4 qu'il était possible de calculer un coefficient de frottement limite en translation (61) et un en rotation (63) pour un mouvement et pour un robot donnés. Pour notre étude, le risque de glissement est réel, en effet, il n'a pas été mis en place de stratégie de limitation du risque de glissement pour les quatorze humains virtuels. Ceci s'explique par le fait que les membres supérieurs sont directement pilotés par la capture du mouvement et non par l'optimisation. Il est donc primordial de vérifier ce risque pour les quatorze mouvements synthétisés. La Figure 76 présente sur le même graphique les coefficients de frottement limite maximaux obtenus pour les quatorze humains virtuels et pour le mouvement synthétisé (Figure 71). Les carrés représentent les coefficients de frottement limite maximaux en rotation et les losanges ceux en translation. Le noir représente les humains virtuels avec la masse issue

de (101) et le blanc ceux présentant la masse obtenue par l'OMS. L'allure des deux coefficients est quasi linéaire dans le domaine considéré. Ces deux coefficients augmentent avec la taille. Une fois encore, pour une taille donnée, la masse n'a pas d'influence. Le coefficient maximal est d'environ 0,4 (en rotation) pour l'humain virtuel d'un mètre soixante. On peut légitimement estimer le coefficient de frottement d'une semelle en élastomère (matériau classiquement utilisé pour les semelles des robots humanoïdes) sur le sol aux alentours de 0,7 ou 0,8. Il n'y a donc pas de risque de glissement et la vitesse pourrait être légèrement augmentée. La Figure 75 présente l'évolution des coefficients limites pour l'humain virtuel de 1,6m et de 78,4kg. Les zones rosées correspondent aux phases de double-appui pour lesquelles ces données ne sont pas disponibles, ces phases ne présentent de toute façon pas de risque de glissement comparativement aux phases de simple-appui.

Cette étude a permis de mettre en avant l'influence de la taille sur le frottement de même que l'absence d'impact de la masse sur ce phénomène pour une taille donnée. La quasi linéarité des coefficients limites a également été soulignée.

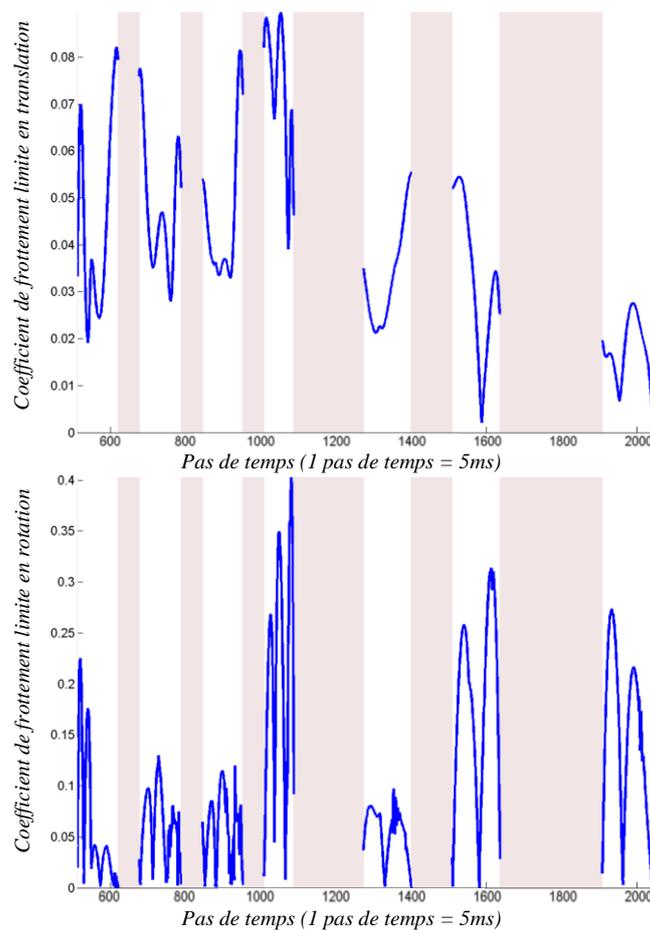


Figure 75 : Coefficients de frottement limite en translation et en rotation pour l'humain virtuel de 1,6m et de 78,4kg

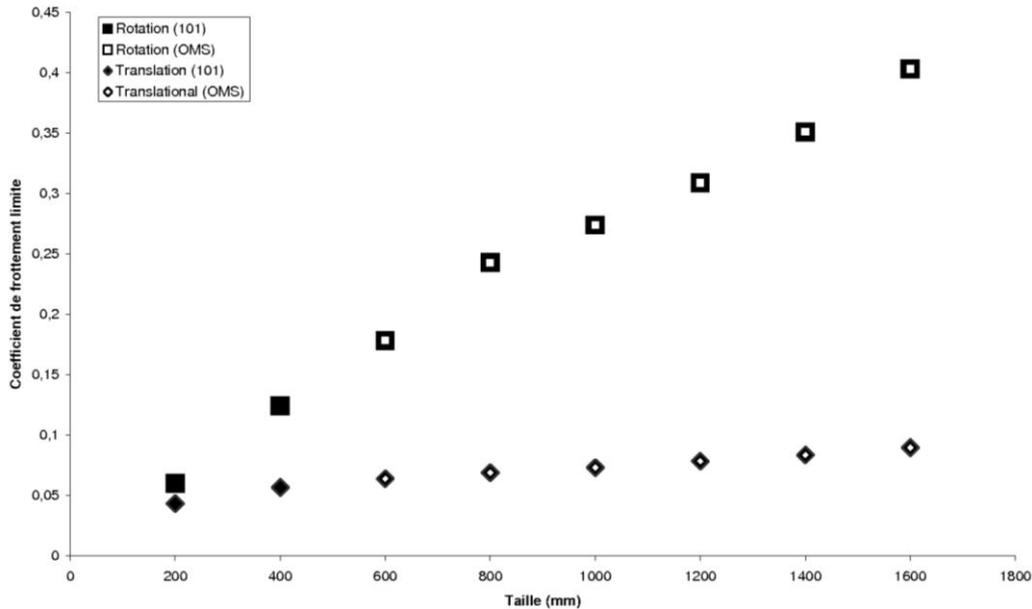


Figure 76 : Coefficients de frottement limite maximaux en fonction de la taille et de la masse

2.3.2.4 Impact de la taille et de la masse sur les performances requises au niveau des actionneurs

Un des buts de cette partie est de donner au concepteur des outils pour l'aider dans le dimensionnement de ce type de machine, et plus particulièrement dans le choix des actionneurs. Les robots humanoïdes sont principalement actionnés par des moteurs à courant continu avec ou sans balais. Les trois données fondamentales requises pour choisir correctement ce type de système sont la puissance, le couple et la vitesse angulaire nécessaire à la génération du mouvement. Ces trois données sont calculées pour les phases de simple-appui uniquement (étant donné la non-résolution de l'hyperstatisme) et en utilisant le modèle dynamique de l'humain virtuel, de la même manière que la stratégie présentée sur la Figure 38. Le Tableau 10 présente le couple maximal dans les dix-neuf articulations des quatorze humains virtuels pour le mouvement considéré, le Tableau 11 les puissances et le Tableau 12 les vitesses angulaires. Dans chacun des tableaux ont été marquées en rouge et en gras les valeurs maximales de la quantité considérée pour chacun des quatorze humains virtuels. Le couple est maximal dans la troisième articulation (flexion de genou droite) quelques soient la taille ou la masse de l'humain virtuel. Cette valeur est extrêmement dépendante de la flexion initiale du genou. Les couples sont importants pour le système locomoteur en comparaison avec ceux des membres supérieurs, ce qui est logique. Les couples obtenus pour la cheville sont très petits en comparaison de ceux des autres axes de l'appareil locomoteur. Ceci est dû à

la position du ZMP. En effet, pendant les phases de simple-appui, ce dernier est contraint à l'intersection des axes de flexion et d'abduction de cheville, les couples obtenus sur cet axe sont donc forcément proches de zéro. Cette trajectoire n'est donc pas dimensionnante pour ces deux axes et d'autres mouvements doivent être considérés pour choisir les actionneurs. La consommation de puissance est aussi maximale pour la flexion de genou droite pour presque tous les humains virtuels exceptés ceux de 0,2m et 0,4m. Dans ces deux cas précis, la consommation de puissance est maximale dans la cinquième articulation (abduction de hanche droite). Néanmoins, les valeurs dans la troisième et la cinquième articulation sont très proches pour ces deux humains virtuels. Une fois de plus, l'appareil locomoteur consomme beaucoup de puissance comparativement aux autres membres. Au niveau des vitesses de rotation, elle est maximale pour l'articulation dix (flexion de genou gauche). Là encore, les vitesses sont plus élevées pour les articulations des jambes. Il est intéressant d'observer la quasi invariance des vitesses maximales en fonction de la taille et de la masse, soulignant ainsi que l'extraction depuis la capture du mouvement s'est bien passée.

Masse en kg	0,421	2,402	6,658	13,723	24,048	38,032	56,034	78,386
Taille en m	0,2	0,4	0,6	0,8	1	1,2	1,4	1,6
1	0,0027	0,0340	0,1529	0,4444	1,0353	2,0654	3,7293	6,1657
2	0,0022	0,0322	0,1543	0,4682	1,1048	2,2177	3,9753	6,5477
3	0,0634	0,7259	3,0265	8,3404	18,3086	34,8183	59,9711	96,0298
4	0,0135	0,1776	0,8242	2,5254	5,8906	11,8609	21,7303	37,2652
5	0,0481	0,5447	2,2441	6,1104	13,2666	24,9609	43,2601	69,9253
6	0,0110	0,1538	0,8157	2,7232	6,9213	14,9496	28,8880	51,1600
7	0,0111	0,1354	0,6725	2,1433	5,3375	11,3488	21,6105	37,9294
8	0,0502	0,5673	2,3331	6,3809	14,1996	27,4096	47,9209	77,9063
9	0,0140	0,1683	0,7393	2,1416	4,9287	9,8050	17,6319	29,4209
10	0,0599	0,6890	2,8796	7,9516	17,5024	33,3508	57,5229	92,2776
11	0,0021	0,0288	0,1342	0,4028	0,9501	1,9875	3,7158	6,4537
12	0,0004	0,0086	0,0458	0,1537	0,3923	0,8326	1,5510	2,6687
13	0,0013	0,0230	0,1393	0,4409	1,1563	2,4866	5,5194	8,4493
14	0,0024	0,0284	0,1239	0,3550	0,8098	1,6026	3,0816	4,9414
15	0,0023	0,0272	0,1155	0,3225	0,7137	1,3719	2,3539	3,8457
16	0,0008	0,0102	0,0452	0,1288	0,3034	0,5893	1,0381	1,8212
17	0,0034	0,0392	0,1658	0,4754	1,1140	2,2238	4,4328	6,8614
18	0,0017	0,0195	0,0817	0,2257	0,4957	0,9863	1,7845	2,9890
19	0,0013	0,0145	0,0650	0,1851	0,4249	0,8348	1,6020	2,4940
Masse en kg			6,002	10,467	15,437	22,204	32,619	47,739
Taille en m			0,6	0,8	1	1,2	1,4	1,6
1			0,1378	0,3389	0,6646	1,2059	2,1710	3,7551
2			0,1391	0,3571	0,7092	1,2948	2,3141	3,9877
3			2,7281	6,3614	11,7527	20,3284	34,9111	58,4848
4			0,7429	1,9262	3,7813	6,9249	12,6499	22,6955
5			2,0228	4,6606	8,5161	14,5733	25,1831	42,5865
6			0,7353	2,0771	4,4429	8,7282	16,8167	31,1579
7			0,6062	1,6348	3,4263	6,6259	12,5802	23,1001
8			2,1031	4,8668	9,1150	16,0029	27,8963	47,4471
9			0,6664	1,6335	3,1638	5,7246	10,2641	17,9182
10			2,5958	6,0649	11,2352	19,4717	33,4859	56,1996
11			0,1210	0,3072	0,6099	1,1604	2,1631	3,9305
12			0,0413	0,1172	0,2518	0,4861	0,9029	1,6253
13			0,1255	0,3363	0,7422	1,4518	3,2126	5,1459
14			0,1117	0,2708	0,5199	0,9357	1,7937	3,0094
15			0,1041	0,2460	0,4581	0,8009	1,3703	2,3421
16			0,0408	0,0983	0,1948	0,3441	0,6043	1,1092
17			0,1494	0,3626	0,7151	1,2983	2,5803	4,1788
18			0,0737	0,1722	0,3182	0,5759	1,0388	1,8204
19			0,0586	0,1412	0,2727	0,4874	0,9325	1,5189

Tableau 10 : Couple maximal en N,m

Masse en kg	0,421	2,402	6,658	13,723	24,048	38,032	56,034	78,386
Taille en m	0,2	0,4	0,6	0,8	1	1,2	1,4	1,6
1	0,0007	0,0075	0,0290	0,0737	0,1527	0,2738	0,4449	0,6719
2	0,0011	0,0179	0,0860	0,2587	0,6018	1,1887	2,0953	3,3933
3	0,0267	0,3077	1,2841	3,5369	7,7534	14,7372	25,4152	40,7630
4	0,0093	0,0939	0,3628	0,9438	1,9760	3,6021	5,9650	9,2229
5	0,0282	0,3100	1,2454	3,3288	7,1360	13,3065	22,5585	35,7068
6	0,0129	0,1476	0,6620	2,0209	4,8867	10,1504	19,0253	32,9363
7	0,0136	0,1493	0,6396	1,8581	4,3022	8,6194	15,6662	26,3993
8	0,0134	0,1343	0,4913	1,1963	2,4697	4,5387	7,5466	11,6619
9	0,0242	0,2694	1,1089	3,0624	6,8070	13,1563	23,0933	37,6564
10	0,0155	0,1726	0,7299	2,0426	4,5582	8,8349	15,6429	25,6945
11	0,0007	0,0101	0,0485	0,1485	0,3552	0,7271	1,3364	2,2701
12	0,0000	0,0004	0,0021	0,0070	0,0174	0,0361	0,0665	0,1123
13	0,0002	0,0033	0,0215	0,0628	0,1709	0,3855	0,6787	1,2665
14	0,0017	0,0204	0,0904	0,2639	0,6124	1,2274	2,2218	3,7322
15	0,0003	0,0041	0,0177	0,0502	0,1133	0,2206	0,3883	0,6360
16	0,0003	0,0031	0,0127	0,0348	0,0762	0,1446	0,2486	0,3974
17	0,0026	0,0310	0,1326	0,3747	0,8367	1,6302	2,8922	4,7258
18	0,0003	0,0032	0,0127	0,0340	0,0723	0,1333	0,2230	0,3474
19	0,0002	0,0023	0,0093	0,0253	0,0548	0,1032	0,1759	0,2789
Masse en kg			6,002	10,467	15,437	22,204	32,619	47,739
Taille en m			0,6	0,8	1	1,2	1,4	1,6
1			0,0262	0,0562	0,0980	0,1598	0,2590	0,4092
2			0,0775	0,1973	0,3863	0,6940	1,2198	2,0666
3			1,1575	2,6977	4,9770	8,6042	14,7950	24,8258
4			0,3271	0,7199	1,2684	2,1031	3,4724	5,6170
5			1,1226	2,5390	4,5808	7,7689	13,1320	21,7465
6			0,5967	1,5414	3,1369	5,9263	11,0753	20,0591
7			0,5765	1,4172	2,7617	5,0324	9,1198	16,0779
8			0,4428	0,9125	1,5853	2,6499	4,3931	7,1024
9			0,9996	2,3358	4,3695	7,6812	13,4433	22,9338
10			0,6579	1,5580	2,9260	5,1582	9,1062	15,6487
11			0,0437	0,1132	0,2280	0,4245	0,7780	1,3825
12			0,0019	0,0053	0,0111	0,0211	0,0387	0,0684
13			0,0194	0,0479	0,1097	0,2251	0,3951	0,7713
14			0,0815	0,2013	0,3931	0,7166	1,2934	2,2730
15			0,0160	0,0383	0,0727	0,1288	0,2260	0,3873
16			0,0114	0,0266	0,0489	0,0844	0,1447	0,2420
17			0,1195	0,2858	0,5371	0,9518	1,6837	2,8781
18			0,0115	0,0259	0,0464	0,0778	0,1298	0,2116
19			0,0084	0,0193	0,0352	0,0602	0,1024	0,1699

Tableau 11 : Puissance maximale consommée en W

Masse en kg	0,421	2,402	6,658	13,723	24,048	38,032	56,034	78,386
Taille en m	0,2	0,4	0,6	0,8	1	1,2	1,4	1,6
1	6,8373	5,8470	5,3839	5,3352	5,2789	5,2216	5,1662	5,1136
2	18,5600	14,4223	14,3765	14,3402	14,3134	14,2924	14,2762	14,2666
3	38,5238	36,8421	35,9942	35,4785	35,1567	34,9409	34,7957	34,6964
4	23,9678	24,0088	24,0298	24,0432	24,0556	24,0595	24,0575	24,0566
5	10,2798	10,2225	10,1824	10,1509	10,1213	10,0974	10,0793	10,0611
6	16,7399	16,1297	16,1259	16,1469	16,1746	16,1947	16,2138	16,2376
7	22,1591	22,2174	22,3329	22,4418	22,5230	22,5946	22,7321	22,7846
8	7,5182	7,1648	7,2288	7,3826	7,4972	7,5860	7,6557	7,7082
9	22,1076	22,0541	22,0169	21,9911	21,9701	21,9567	21,9491	21,9433
10	49,1445	48,7635	48,4417	48,1924	47,9890	47,8248	47,6911	47,5794
11	20,5625	20,8843	21,1259	21,3188	21,4764	21,6139	21,7380	21,8459
12	7,5898	5,9817	5,0907	4,4872	4,0852	3,8274	3,6106	3,4253
13	3,3719	3,3719	3,3719	3,3719	3,3719	3,3719	3,3719	3,3719
14	9,0260	9,0260	9,0260	9,0260	9,0260	9,0260	9,0260	9,0260
15	3,2725	3,2725	3,2725	3,2725	3,2725	3,2725	3,2725	3,2725
16	6,0743	6,0743	6,0743	6,0743	6,0743	6,0743	6,0743	6,0743
17	9,0260	9,0260	9,0260	9,0260	9,0260	9,0260	9,0260	9,0260
18	3,2401	3,2401	3,2401	3,2401	3,2401	3,2401	3,2401	3,2401
19	5,2874	5,2874	5,2874	5,2874	5,2874	5,2874	5,2874	5,2874
Masse en kg			6,002	10,467	15,437	22,204	32,619	47,739
Taille en m			0,6	0,8	1	1,2	1,4	1,6
1			5,3839	5,3352	5,2789	5,2216	5,1662	5,1136
2			14,3765	14,3402	14,3134	14,2924	14,2762	14,2666
3			35,9942	35,4785	35,1567	34,9409	34,7957	34,6964
4			24,0298	24,0432	24,0556	24,0595	24,0575	24,0566
5			10,1824	10,1509	10,1213	10,0974	10,0793	10,0611
6			16,1259	16,1469	16,1746	16,1947	16,2138	16,2376
7			22,3329	22,4418	22,5230	22,5946	22,7321	22,7846
8			7,2288	7,3826	7,4972	7,5860	7,6557	7,7082
9			22,0169	21,9911	21,9701	21,9567	21,9491	21,9433
10			48,4417	48,1924	47,9890	47,8248	47,6911	47,5794
11			21,1259	21,3188	21,4764	21,6139	21,7380	21,8459
12			5,0907	4,4872	4,0852	3,8274	3,6106	3,4253
13			3,3719	3,3719	3,3719	3,3719	3,3719	3,3719
14			9,0260	9,0260	9,0260	9,0260	9,0260	9,0260
15			3,2725	3,2725	3,2725	3,2725	3,2725	3,2725
16			6,0743	6,0743	6,0743	6,0743	6,0743	6,0743
17			9,0260	9,0260	9,0260	9,0260	9,0260	9,0260
18			3,2401	3,2401	3,2401	3,2401	3,2401	3,2401
19			5,2874	5,2874	5,2874	5,2874	5,2874	5,2874

Tableau 12 : Vitesse de rotation maximale en tr/min

La Figure 77, la Figure 78 et la Figure 79 présentent les résultats obtenus à l'aide du modèle dynamique pour l'humain virtuel de 1,6m et de 78,4kg et pour la troisième articulation (flexion de genou droite), respectivement pour la vitesse de rotation, le couple et la puissance consommée. Les phases rosées correspondent aux phases de double-appui pour lesquelles ces données n'ont pas été calculées. La première phase est le premier simple-appui pied gauche.

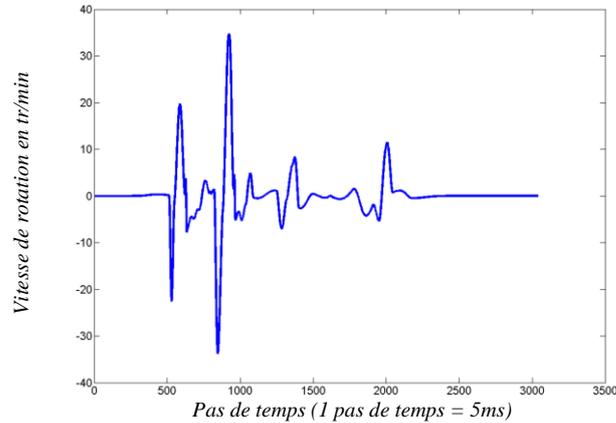


Figure 77 : Vitesse de rotation en tr/min pour l'humain virtuel de 1,6m et de 78,4kg (flexion de genou droite)

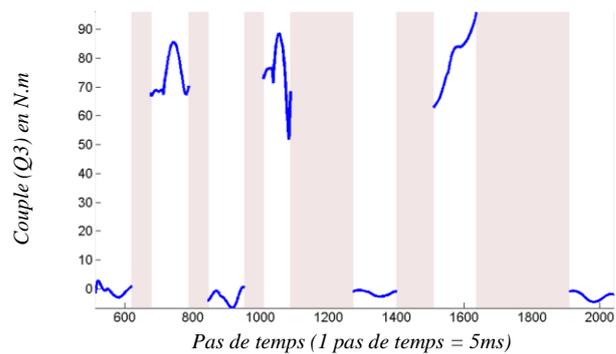


Figure 78 : Couple en N.m pour l'humain virtuel de 1,6m et de 78,4kg (flexion de genou droite)

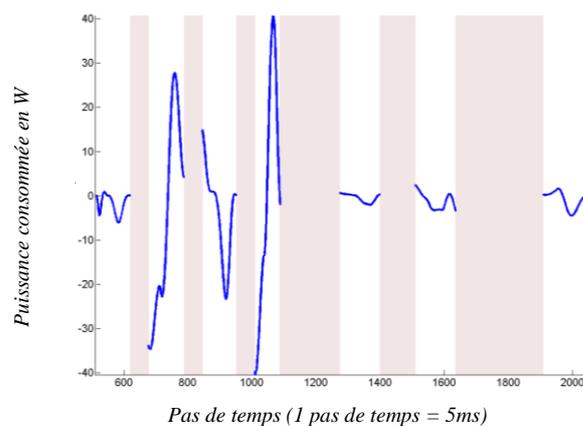


Figure 79 : Puissance consommée pour l'humain virtuel de 1,6m et de 78,4kg (flexion de genou droite)

On retrouve sur la Figure 78 les phases de simple-appui pied droit, lors de ces phases le couple est élevé, et les phases de simple-appui pied gauche, lors desquelles le couple est faible. La vitesse est continue et dérivable comme le prouve la Figure 77. On retrouve bien des phases à puissance négative (Figure 79) comme indiqué dans la Partie 1.

Il a été montré que pour ce mouvement, l'articulation de flexion de genou droite est la plus sollicitée. Si l'on s'intéresse aux performances requises sur cette dernière en fonction de la taille et de la masse, on obtient la Figure 80 et la Figure 81.

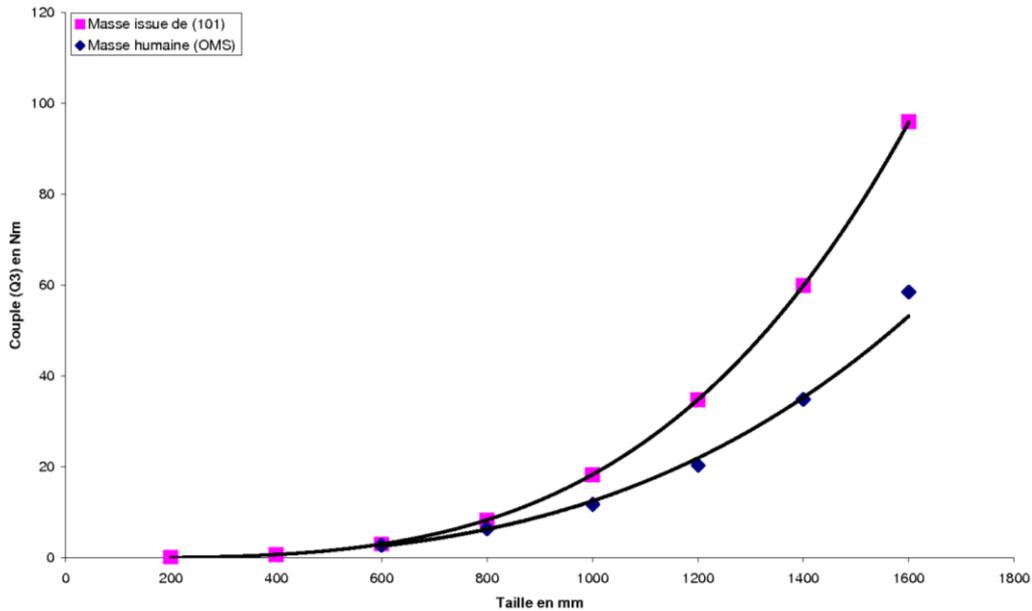


Figure 80 : Couple maximal (flexion de genou droite)

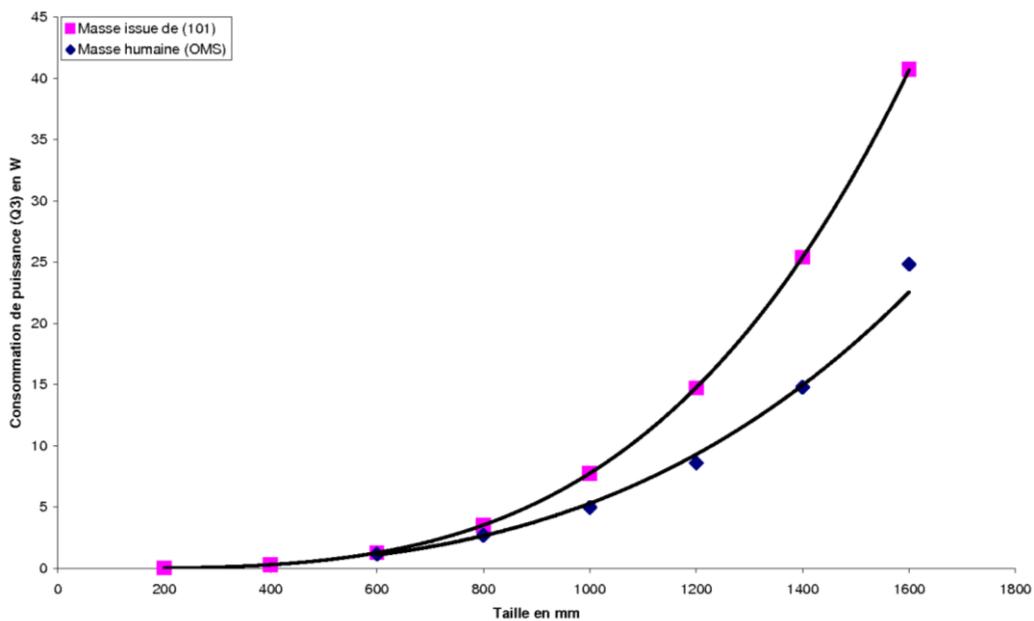


Figure 81 : Puissance consommée maximale (flexion de genou droite)

La Figure 80 présente l'évolution du couple maximal dans cette articulation. Les carrés représentent les humains virtuels générés à partir de (101) et les losanges ceux à partir de la répartition donnée par l'OMS. La différence est significative entre les deux courbes. La sous-estimation du couple est d'environ quarante pour cent pour les robots de taille supérieure à quatre-vingts centimètres. Ceci doit être pris en compte lors de la conception d'un humanoïde. Avec les technologies actuelles, il est difficile pour les concepteurs de réaliser un robot aussi léger qu'un humain, la différence de masse doit donc être anticipée dès le début de la phase de conception. Les données peuvent être interpolées par deux lois de type puissance. Les équations obtenues à l'aide de la méthode des moindres carrés sont les suivantes:

$$C_{MAX Q3} = 4.98159 \cdot 10^{-10} \cdot (\text{Taille})^{3.52185} \quad (\text{d'après (101)})$$

$$C_{MAX Q3} = 7.3064 \cdot 10^{-9} \cdot (\text{Taille})^{3.07804} \quad (\text{d'après OMS})$$

La Figure 81 présente quant à elle l'évolution de la puissance maximale consommée dans l'articulation. Les conclusions sont similaires à celles énoncées pour le couple. Les lois du type puissance interpolées sont les suivantes:

$$P_{MAX Q3} = 2.07631 \cdot 10^{-10} \cdot (\text{Taille})^{3.52427} \quad (\text{d'après (101)})$$

$$P_{MAX Q3} = 3.10593 \cdot 10^{-9} \cdot (\text{Taille})^{3.07764} \quad (\text{d'après OMS})$$

Les exposants obtenus pour le couple sont très proches de ceux obtenus pour la puissance, ceci traduit la quasi invariance de la vitesse de rotation d'un bipède à un autre. Ceci est d'ailleurs vérifié dans le Tableau 12.

En conclusion, les allures des courbes sont les mêmes (loi puissance) pour le couple maximal et la puissance maximale dont les exposants varient de 3 à 3,5 selon la masse choisie (OMS ou (101)). Cette étude montre également que la vitesse de rotation est fixée par la fréquence de marche et non par la vitesse de marche. La fréquence de marche est constante pour les quatorze mouvements synthétisés, il en est de même pour les vitesses articulaires. L'estimation de la masse a une grande influence sur les performances requises au niveau des actionneurs. Pour une taille donnée le couple maximal est linéaire vis à vis de la masse comme le montre la Figure 82, présentant les résultats obtenus pour un humain virtuel de référence de 1,6m et 78,4kg et pour quatre autres humains virtuels de taille identique et de masse de 10%, 20% plus grande et 10%, 20% plus petite. Ainsi, une augmentation de masse de $x\%$ générera une augmentation des performances requises de $x\%$ pour une taille donnée. Il en est de même pour la linéarité vis à vis de la taille pour une masse donnée. Ceci est dû à notre modèle où la définition de chacun des segments est basée sur deux uniques paramètres via une loi linéaire : la masse globale et la taille globale. La variation de masse et de taille est donc uniformément distribuée sur chacun des segments. Cette étude a permis de mieux appréhender l'impact de la masse et de la taille sur les actionneurs. Il a également été montré que pour une taille donnée, la masse n'influe ni sur l'erreur de modèle ni sur le coefficient de

frottement limite. Après avoir vu l'impact des deux paramètres générateurs de l'humain virtuel, considérons de manière plus précise le dimensionnement des moteurs utilisés et des réducteurs pour un humain virtuel donné.

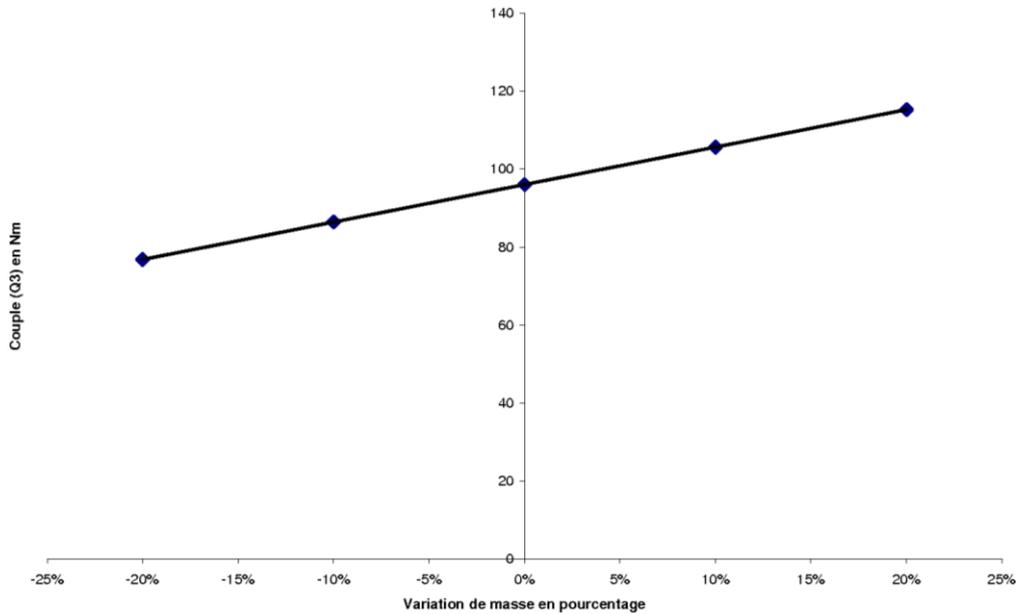


Figure 82 : Sensibilité du couple maximal (flexion de genou droit) vis à vis de la variation de masse pour une taille donnée

2.4 Démarche de dimensionnement de l'ensemble moto-réducteur

Le modèle d'humain virtuel généré en 2.2 peut être utilisé dans l'optique du dimensionnement des actionneurs d'un robot humanoïde de taille et de masse fixées. On considère la conception d'un robot humanoïde d'une taille de quatre-vingts centimètres. Sa masse (13,72kg) est fixée par (101), on anticipe ainsi la dérive massique observée chez les humanoïdes existants. Une démarche de prédimensionnement de ses actionneurs ainsi que de ses réducteurs va maintenant être présentée.

2.4.1 Base de données de mouvements dimensionnants

Tout d'abord, il faut considérer une base de données de mouvements dimensionnants, étant donné le générateur de mouvements détaillé dans la Partie 1, il ne pourra s'agir que de :

- marche en ligne droite avec et sans déplacement du ZMP en simple-appui ;
- marche fléchie en ligne droite sans déplacement du ZMP en simple-appui ;
- piétinement ;
- déhanchement dans le plan frontal ;
- basculement d'avant en arrière dans le plan sagittal ;
- flexion de genou ;

Les caractéristiques des mouvements dimensionnants sont fixées par l'utilisateur en fonction des performances attendues, définies notamment dans le cahier des charges fonctionnelles. Dans notre cas, les caractéristiques attendues sont les suivantes en réutilisant les paramètres définis en 1.4.3 :

- pour la marche en ligne droite (flexion des genoux initiale de 30°) :
 - temps de cycle de 1,5s ($nbpdc = 300$), pas de 0,4m ($dimpas = 0.4m$) ce qui donne une vitesse de marche de 960m/h, levée de pied de 1,5 cm ($h_levee_pied = 0.015m$), ZMP localisé au niveau de la projection du centre de la cheville sur la semelle pendant les phases de simple-appui ($d_ZMP_bord = \frac{L_pied}{2}$, $avance = 0m$, $recul = 0m$), blocage du tangage et roulis pour le tronc.
 - temps de cycle de 1,5s ($nbpdc = 300$), pas de 0,4m ($dimpas = 0.4m$) ce qui donne une vitesse de marche de 960m/h, levée de pied de 1,5 cm ($h_levee_pied = 0.015m$), ZMP localisé transversalement au milieu de la semelle ($d_ZMP_bord = \frac{L_pied}{2}$), déplacement longitudinal du ZMP pendant les phases de simple-appui ($avance = 0.75 \cdot l_pied_avant$, $recul = 0.35 \cdot l_pied_arriere$), blocage du tangage et roulis pour le tronc.

- pour la marche fléchie en ligne droite (flexion des genoux initiale de 60°) :
 - temps de cycle de 1,5s ($nbpdc = 300$), pas de 0,4m ($dimpas = 0.4m$) ce qui donne une vitesse de marche de 960m/h, levée de pied de 1,5 cm ($h_levee_pied = 0.015m$), ZMP localisé au niveau de la projection du centre de la cheville sur la semelle pendant les phases de simple-appui ($d_ZMP_bord = \frac{L_pied}{2}$, $avance = 0m$, $recul = 0m$), blocage du tangage et roulis pour le tronc.
- pour le piétinement (flexion des genoux initiale de 30°) :
 - temps de cycle de 2,5s ($nbpdc = 500$), pas nul ($dimpas = 0m$), levée de pied de 20 cm ($h_levee_pied = 0.2m$), ZMP localisé au niveau de la projection du centre de la cheville sur la semelle pendant les phases de simple-appui ($d_ZMP_bord = \frac{L_pied}{2}$, $avance = 0m$, $recul = 0m$), blocage du tangage et roulis pour le tronc.
- pour le déhanchement (flexion des genoux initiale de 30°) :
 - temps de cycle de 1,5s ($nbpdc = 300$), pas nul ($dimpas = 0m$), levée de pied nulle ($h_levee_pied = 0m$), ZMP situé transversalement à 20% de la demi-largeur du pied par rapport au bord extérieur de la semelle ($d_ZMP_bord = 0.9 \cdot L_pied$), $avance = 0m$, $recul = 0m$, blocage du tangage et roulis pour le tronc.
- pour le basculement (flexion des genoux initiale de 30°) :
 - temps de cycle de 1,5s ($nbpdc = 300$), pas nul ($dimpas = 0m$), levée de pied nulle ($h_levee_pied = 0m$), ZMP se déplaçant longitudinalement dans la semelle ($avance = 0.75 \cdot l_pied_avant$, $recul = 0.35 \cdot l_pied_arriere$) et fixé transversalement à la position initiale du centre de gravité ($d_ZMP_bord = \frac{-ecartpied + L_pied}{2}$), blocage du tangage et roulis pour le tronc
- pour la flexion de genou :
 - abaissement du centre de gravité de 20cm puis remontée en partant depuis la position fléchie (30° de flexion des genoux) en 2s

La répartition simple-appui et double appui est fixée à 12%-38%-12%-38% comme dans la Partie 1, d'où, $nbpda = 0,12 \cdot nbpdc$ et $nbpsa = 0,38 \cdot nbpdc$.

Cette base de dimensionnement n'est en rien exhaustive et peut être élargie, elle est néanmoins vraisemblable pour étudier le dimensionnement de l'articulation du genou qui est l'exemple proposé dans la suite.

Les performances requises au niveau des actionneurs sont calculées à l'aide du modèle dynamique, après synthèse du mouvement en utilisant les méthodes de la Partie 1. Pour des raisons de concision et de présentation, nous nous focaliserons sur l'étude d'une articulation précise, à savoir la flexion de genou. Les performances requises pour cette articulation sont tracées dans le plan couple-vitesse (Figure 83) pour les différents mouvements dimensionnants choisis. On note que pour toutes les trajectoires, excepté le piétinement, les vitesses de rotation sont inférieures à 30tr/min. On observe également un fort besoin de couple lors de la marche fléchie, il suffit de marcher en pliant les genoux pour s'en rendre compte. Ces données permettent le choix rigoureux de la motorisation.

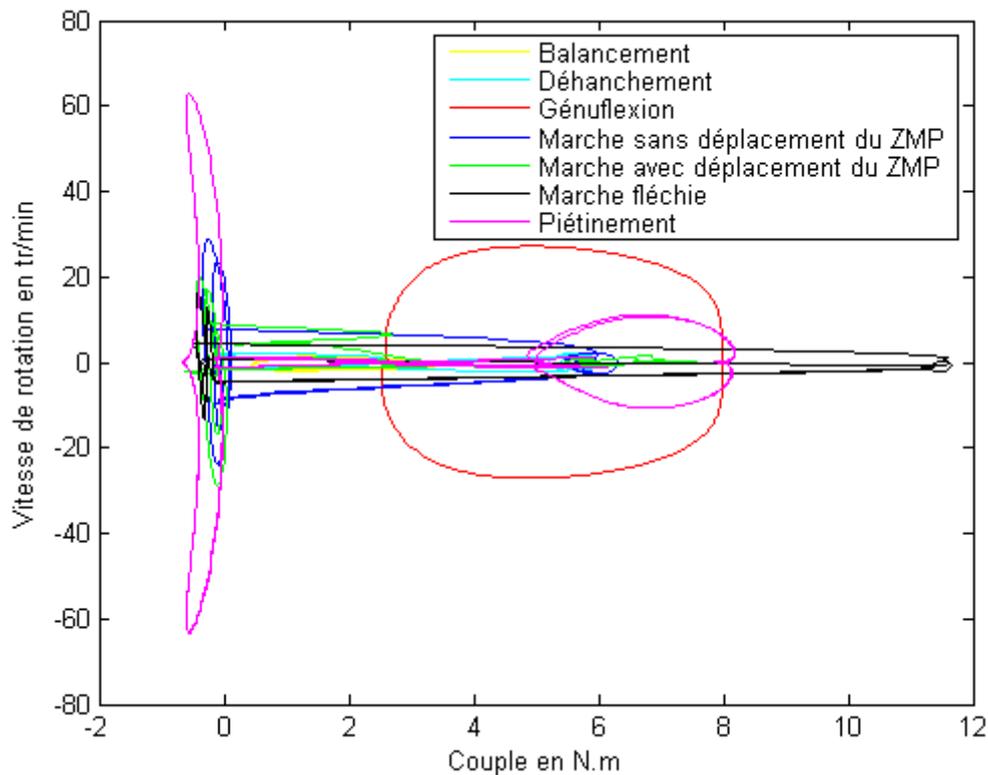


Figure 83 : Loi Couple-Vitesse des mouvements dimensionnants

2.4.2 Choix de la motorisation

L'ensemble moto-réducteur retenu doit être capable de produire les différents mouvements considérés comme dimensionnants. Pour cela, il est nécessaire de bien étudier le choix de ces composants. Afin de le réaliser de manière correcte et rigoureuse, il est nécessaire de calculer certains paramètres du mouvement (Tableau 13): le couple efficace en N.m, la vitesse maximale en tr/min, le couple maximal en N.m et la puissance instantanée maximale en W. Le couple efficace est donné par :

$$C_{eff} = \sqrt{\frac{\int_0^{T_{fin}} C^2 dt}{T_{fin}}} \quad (105)$$

C étant le couple instantané et T_{fin} la durée totale du mouvement.

Les autres quantités sont obtenues à partir du modèle dynamique.

Pour la base de mouvements considérés, on obtient les données suivantes :

Mouvement	Puissance max en W	Vitesse max en tr/min	Couple max en N.m	Couple efficace en N.m
Balancement	0.285	1.897	3.417	2.524
Déhanchement	1.385	2.346	5.896	3.238
Génuflexion	16.828	27.171	7.979	5.756
Marche	2.492	28.667	6.303	3.336
Marche d ZMP	1.866	28.677	7.639	3.167
Marche fléchie	2.586	16.482	11.649	6.51
Piétinement	8.048	63.217	8.191	3.938

Tableau 13 : Performances requises sur l'articulation de flexion du genou pour les mouvements considérés

A partir de ces données, il est possible de calculer le couple efficace requis pour un cycle d'utilisation donné. Une répartition des différents mouvements dans le cycle de fonctionnement standard du robot est proposée dans le Tableau 14.

Mouvement	% du cycle
Balancement	5
Déhanchement	5
Génuflexion	4
Marche	40
Marche d ZMP	40
Marche fléchie	1
Piétinement	5

Tableau 14 : Définition d'un cycle de fonctionnement standard

Dans ce cas, pour un cycle de fonctionnement du robot, le couple efficace vaut :

$$C_{eff\ cycle} = \sqrt{0.05 \cdot 2.524^2 + 0.05 \cdot 3.238^2 + 0.04 \cdot 5.756^2 + 0.4 \cdot 3.336^2 + 0.4 \cdot 3.167^2 + 0.01 \cdot 6.51^2 + 0.05 \cdot 3.938^2}$$

$$C_{eff\ cycle} = 3.44 \text{ N.m}$$

On peut remonter au couple efficace vu par le moteur en utilisant le rendement estimé η de la transmission et le rapport de réduction k , on a alors :

$$C_{eff\ cycle M} = \frac{C_{eff\ cycle}}{\eta \cdot k} \tag{106}$$

L'indication de la puissance instantanée maximale donne un ordre d'idées sur la gamme de moteurs dans laquelle il faut choisir notre actionneur. Ce dernier devra être compatible avec certaines contraintes de bon fonctionnement :

$$\bullet \quad \omega_{M\ max} \leq n_{e\ max} \tag{107}$$

La vitesse du moteur ω_M ne peut dépasser une valeur limite $n_{e\ max}$ fixée notamment par la tenue des roulements, des balais...

$$\bullet \quad C_{eff\ cycle M} \leq M_{e\ max} \tag{108}$$

Le couple efficace délivré par le moteur pour un cycle de fonctionnement $C_{eff\ cycle M}$ ne peut excéder une valeur limite dite de « couple permanent » $M_{e\ max}$ sous peine de générer une augmentation excessive de la température et de mettre ainsi en péril l'intégrité du moteur. Bien évidemment, il faudra également s'assurer que le couple maximal requis ne dépasse pas le couple admissible par le moteur. Le rapport des inerties entre la charge et l'axe moteur doit aussi être vérifié.

Faisons intervenir le rapport de réduction k et le rendement η dans (107) et (108).

On a alors :

$$\omega_{\max} \cdot k \leq n_{e\ max} \tag{109}$$

$$\frac{C_{eff\ cycle}}{\eta \cdot k} \leq M_{e\ max} \tag{110}$$

(109) et (110) permettent de trouver les bornes supérieure k_{sup} et inférieure k_{inf} du rapport de réduction :

$$k_{sup} = \frac{n_{e\ max}}{\omega_{\max}} \tag{111}$$

$$k_{\text{inf}} = \frac{C_{\text{eff cycle}}}{\eta \cdot M_{e\text{max}}} \quad (112)$$

$$k_{\text{inf}} \leq k \leq k_{\text{sup}}$$

Faisons l'hypothèse d'un rendement de transmission $\eta = 0.6$. On a par ailleurs, $\omega_{\text{max}} = 62.852\text{tr/min}$ et $C_{\text{eff cycle}} = 3.44\text{N.m}$. On peut ensuite tester les différents moteurs d'un constructeur dans la gamme de puissance désirée, le premier moteur remplissant la condition $k_{\text{inf}} < k_{\text{sup}}$ peut alors être choisi. Choisissons la gamme Maxon DC Motor, connue pour ses performances et son bon rapport performance/prix. Pour cette articulation et avec ce cycle de fonctionnement, on trouve que le moteur MAXON RE-25-118752 répond aux exigences. Les caractéristiques de ce moteur sont données dans l'annexe 1 et sont accessibles dans [Maxon Motor]. Il est à noter la grande vitesse admissible ($n_{e\text{max}} = 14000\text{tr/min}$) et le « couple-permanent » ($M_{e\text{max}} = 26.7\text{m.N.m}$). Le couple de frottement est supposé constant (frottement sec), comme préconise le constructeur, et vaut : $C_{\text{secM}} = 0.86\text{mNm}$.

Les bornes du rapport de réduction sont donc les suivantes :

$$k_{\text{inf}} = 209,4$$

et

$$k_{\text{sup}} = 222,7$$

Cette réduction sera réalisée à l'aide d'un réducteur harmonique drive, bien connu pour ses applications en robotique, notamment dans le domaine des humanoïdes. Ce choix se justifie par le besoin d'une transmission précise, sans jeu, présentant une forte réduction dans un faible encombrement.

2.4.3 Choix du réducteur

Tout d'abord, le réducteur harmonique drive choisit doit être capable de tolérer les couples articulaires. Dans notre cas, le couple maximal apparaît pendant le mouvement de marche fléchie et vaut $C_{\text{max}} = 11.649\text{N.m}$. Ce couple doit être inférieur à la limite de couple de crête répétitif (T_R) donnée par le constructeur. La gamme dans laquelle nous choisissons notre réducteur est celle du constructeur HARMONIC DRIVE AG, plus particulièrement celle des réducteurs à intégrer HFUC détaillés dans [Harmonic Drives AG]. Le premier réducteur respectant $T_R \leq C_{\text{max}}$ est le HFUC-2A de taille 14 avec $T_R = 28\text{N.m}$. Ce dernier est disponible en standard pour un rapport de réduction de 30, 50, 80 et 100. Il est dans notre intérêt de choisir le rapport de réduction le plus élevé, c'est-à-dire 100. Ce réducteur présente

une limite de couple moyen $T_A = 11N.m$. Cette valeur est à comparer avec le couple moyen en sortie réducteur (C_{MOY}) comme préconisé par le constructeur. De même, il faut s'assurer que la vitesse d'entrée maximale est compatible avec le réducteur, et que, la vitesse d'entrée moyenne est compatible avec celle admissible par le réducteur.

Avec :

$$C_{MOY} = \left(\frac{\int_0^{T_{fin}} |\omega \cdot C^3| dt}{\int_0^{T_{fin}} |\omega| dt} \right)^{1/3} \quad (113)$$

$$\omega_{MOY} = \frac{\int_0^{T_{fin}} |\omega| dt}{T_{fin}} \quad (114)$$

$$\omega_{entréeMOY} = \omega_{MOY} \cdot k \quad (115)$$

$$\omega_{entréeMAX} = \omega_{MAX} \cdot k \quad (116)$$

On obtient les résultats du Tableau 15 pour le couple moyen.

Mouvement	Couple moyen en sortie en N.m	Vitesse d'entrée max en tr/min	Vitesse d'entrée moyenne en tr/min
Balancement	2.209	189.7	34.5
Déhanchement	4.253	234.6	70.8
Génuflexion	6.036	2717.1	1547.2
Marche	2.672	2866.7	304.6
Marche d ZMP	2.13	2867.7	255.7
Marche fléchie	5.527	1648.2	171.6
Piétinement	3.626	6321.7	935.7

Tableau 15 : Données nécessaires au choix du réducteur Harmonic Drive

Tous les mouvements considérés ont un couple moyen inférieur à 11N.m, le réducteur convient donc en terme de couple. La vitesse d'entrée maximale pour une lubrification à la graisse est de 8500 tr/min, la vitesse d'entrée maximale est de 6321.7 tr/min pour le piétinement, il n'y a donc pas de problème. La limite de vitesse d'entrée moyenne est de 3500 tr/min ce qui est bien supérieur au 1547.2 tr/min obtenu pour le mouvement de génuflexion.

Le réducteur répond à tous les critères de choix, on peut alors calculer sa durée de vie pour un cycle donné :

$$L_{50} = L_n \cdot \frac{\omega_{entréeNOM}}{\omega_{entréeMOY}} \cdot \left(\frac{C_{NOM}}{C_{MOY}} \right)^3$$

avec L_{50} la durée de vie moyenne du réducteur harmonique drive et L_n la durée de vie moyenne du roulement du réducteur harmonique au couple et la vitesse nominale.

Pour cela, calculons la vitesse d'entrée moyenne ainsi que le couple moyen pour le cycle défini dans le Tableau 14, on obtient :

$$\omega_{entréeMOY} = \frac{34.5 \cdot 0.05 + 70.8 \cdot 0.05 + 1547.2 \cdot 0.04 + 304.6 \cdot 0.40 + 255.7 \cdot 0.40 + 171.6 \cdot 0.01 + 935.7 \cdot 0.05}{}$$

$$\omega_{entréeMOY} = 339.8 \text{tr/min}$$

et

$$C_{MOY} = \left(\frac{2.209^3 \cdot 34.5 \cdot 0.05 + 4.253^3 \cdot 70.8 \cdot 0.05 + 6.036^3 \cdot 1547.2 \cdot 0.04 + 2.672^3 \cdot 304.6 \cdot 0.40 + 2.13^3 \cdot 255.7 \cdot 0.40 + 5.527^3 \cdot 171.6 \cdot 0.01 + 3.626^3 \cdot 935.7 \cdot 0.05}{\omega_{entréeMOY}} \right)^{\frac{1}{3}}$$

$$\text{soit : } C_{MOY} = 3.87 \text{N.m}$$

de plus le constructeur donne :

$$C_{NOM} = 7.8 \text{N.m}, \omega_{entréeNOM} = 2000 \text{tr/min}, L_n = 35000 \text{H}$$

D'où

$$L_{50} = 35000 \cdot \frac{2000}{339.8} \cdot \left(\frac{7.8}{3.87} \right)^3 = 1.687 \cdot 10^6 \text{H}$$

Cette durée de vie est très grande et vient du fait que l'harmonique drive est choisi dans notre cas pour sa tenue au couple de crête répétitif et non au couple nominal. Le choix du réducteur est donc validé, on connaît alors les caractéristiques de ce dernier :

- rapport de réduction
- moment d'inertie ramené sur l'arbre d'entrée du réducteur
- caractéristiques des pertes par frottement

Il est difficile de connaître le rendement de l'harmonique drive étant donné la variation de la charge et de la vitesse, on préférera utiliser les paramètres identifiés du frottement, donnés par le constructeur. Pour une température de 20°C, on connaît la valeur du couple de fonctionnement à vide pour plusieurs vitesses de rotation. Le couple de fonctionnement à vide correspond au couple nécessaire pour maintenir la rotation de l'élément d'entrée (côté grande vitesse) à une vitesse définie sans charge appliquée. Il s'agit donc bien du couple de

frottement, à la fois sec et visqueux. En utilisant la documentation constructeur, on obtient la courbe suivante que l'on interpole par une droite ce qui correspond bien à un frottement de type sec et visqueux, qui se traduit par la relation suivante :

$$C_{\text{frottement}R} = C_{\text{sec}R} + a_{\text{visqueux}R} \cdot \omega_{\text{entrée}} \quad (117)$$

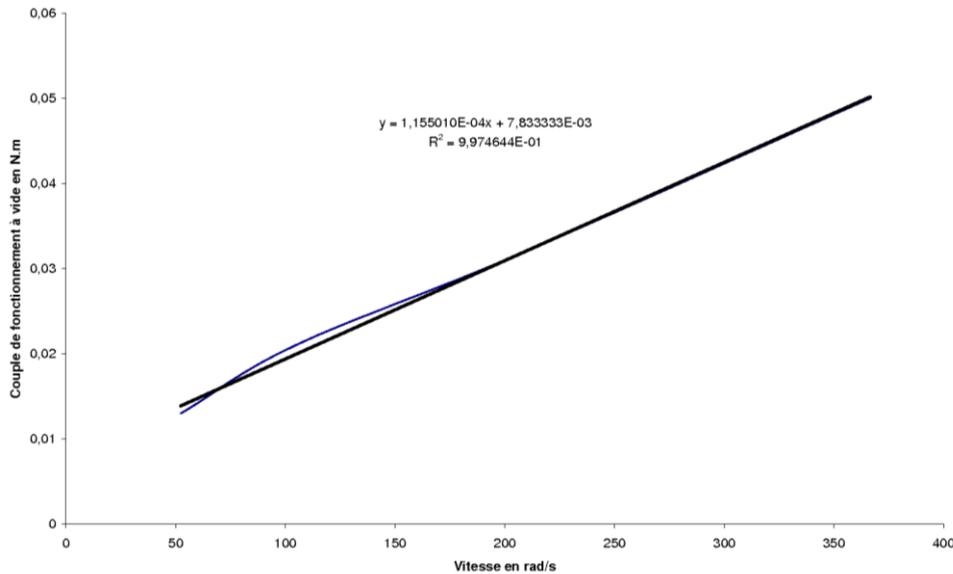


Figure 84 : Couple de fonctionnement à vide à 20°C interpolé

L'ordonnée à l'origine correspond au terme de frottement sec $C_{\text{sec}R}$ et la pente au coefficient de frottement visqueux $a_{\text{visqueux}R}$.

On a donc :

$$C_{\text{sec}R} = 7,83 \cdot 10^{-3} \text{ N.m}$$

$$a_{\text{visqueux}R} = 1.155 \cdot 10^{-4} \frac{\text{N} \cdot \text{m} \cdot \text{s}}{\text{rad}}$$

Ces valeurs nous seront utiles pour évaluer finement le comportement de l'ensemble moto-réducteur. Il est à noter qu'en fonctionnement, la température diminue le frottement. Dans notre cas, nous ne tiendrons pas compte de l'amélioration du comportement du réducteur avec sa température, ce qui va dans le sens de la sécurité du dimensionnement.

Le rapport de réduction global souhaité est compris entre $k_{\text{inf}} = 209,4$ et $k_{\text{sup}} = 222,7$, on souhaite plutôt limiter les courants dans l'induit, afin de restreindre l'échauffement par effet joule, on prendra donc un rapport plus proche de k_{sup} . Fixons le rapport global $k = 220$, le réducteur harmonique drive assure une réduction de 100, on décide d'utiliser une réduction par courroie en amont du réducteur harmonique drive, on a alors :

$$k = k_c \cdot k_{HD}$$

Il faudra donc implanter, en amont du réducteur harmonic drive, une réduction par courroie d'un rapport de $k_c = 2.2$. Ce rapport est réalisable via cette technologie, on estime le rendement de cet étage de réduction à $\eta_c = 0.95$ d'après [Binder-Magnetic].

2.4.4 Evaluation des performances de l'ensemble moto-réducteur

L'ensemble moto-réducteur étant présélectionné, il est nécessaire de valider le choix effectué en étudiant de manière plus fine les performances. Une modélisation électro-thermo-mécanique est proposée permettant la validation de l'actionneur en termes de courant, de tension et de température.

2.4.5 Modélisation électro-mécanique

Modélisons de manière plus fine le système, afin de vérifier les performances en considérant le moteur et le réducteur sélectionnés. On néglige l'inertie des poulies devant celle du réducteur harmonic drive et devant celle du moteur. La raideur de la courroie et celle de l'harmonic drive sont supposées infiniment grandes. Ceci se justifie par le peu d'intérêt que présentent ces phénomènes dans le dimensionnement de l'actionneur. En revanche, ces paramètres auront une grande influence sur le réglage du correcteur implémenté sur le robot réalisé. Enfin, le comportement de ce correcteur n'est pas pris en compte, pour les mêmes raisons que pour les raideurs.

La chaîne de transmission de puissance peut être représentée de la manière suivante dans le cas où le moteur fournit un travail :

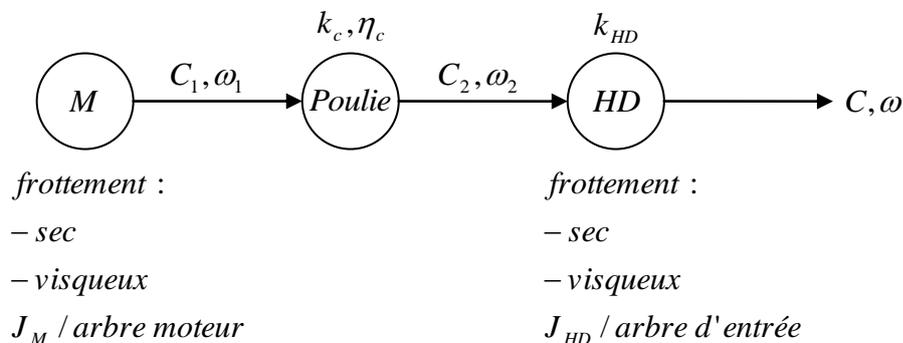


Figure 85 : Modélisation mécanique du système (cas où le moteur fournit un travail)

Si l'on isole l'arbre moteur, on a par le Théorème de l'Energie Cinétique (TEC) :

$$(C_M - C_{\text{sec}M} - C_{\text{visqueux}M}) \cdot \omega_M - C_1 \cdot \omega_1 = \omega_M \cdot J_M \cdot \frac{d\omega_M}{dt} \quad (118)$$

Or :

$$\omega_M = \omega_1 \quad (119)$$

D'où :

$$C_M - C_{\text{sec}M} - C_{\text{visqueux}M} - C_1 = J_M \cdot \frac{d\omega_M}{dt} \quad (120)$$

Si l'on isole le réducteur poulie/courroie, on a par le TEC :

$$\eta_c \cdot C_1 \cdot \omega_1 - C_2 \cdot \omega_2 = 0 \quad (121)$$

Or

$$\omega_M = \omega_1 = k_c \cdot \omega_2 \quad (122)$$

d'où :

$$\eta_c \cdot C_1 \cdot k_c - C_2 = 0 \quad (123)$$

Si l'on isole le réducteur harmonic drive, on a par le TEC :

$$(C_2 - C_{\text{sec}HD} - C_{\text{visqueux}HD}) \cdot \omega_2 - C \cdot \omega = \omega_2 \cdot J_{HD} \cdot \frac{d\omega_2}{dt} \quad (124)$$

or :

$$\omega_2 = -k_{HD} \cdot \omega \quad (125)$$

d'où :

$$C_2 - C_{\text{sec}HD} - C_{\text{visqueux}HD} + \frac{C}{k_{HD}} = J_{HD} \cdot \frac{d\omega_2}{dt} \quad (126)$$

en regroupant (120),(123) et (126), on obtient :

$$C_M - \frac{1}{\eta_c \cdot k_c} \cdot \left(J_{HD} \cdot \frac{1}{k_c} \cdot \frac{d\omega_M}{dt} - \frac{C}{k_{HD}} + C_{\text{sec}HD} + C_{\text{visqueux}HD} \right) - C_{\text{sec}M} - C_{\text{visqueux}M} = J_M \cdot \frac{d\omega_M}{dt} \quad (127)$$

Ce qui donne au final, l'équation mécanique reliant le couple moteur, la charge et la vitesse de rotation du moteur dans le cas où le moteur fournit un travail :

$$C_M - \frac{1}{\eta_c \cdot k_c} \cdot \left(-\frac{C}{k_{HD}} + C_{\text{sec}HD} + C_{\text{visqueux}HD} \right) - C_{\text{sec}M} - C_{\text{visqueux}M} = \left(J_M + \frac{J_{HD}}{\eta_c \cdot k_c^2} \right) \cdot \frac{d\omega_M}{dt} \quad (128)$$

Le moteur peut être schématisé de la manière suivante d'un point de vue électrique.

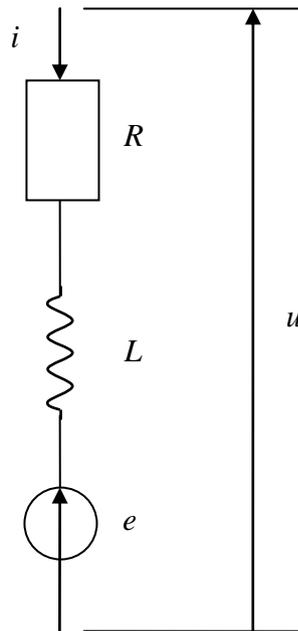


Figure 86 : Schéma électrique du moteur

On a alors :

$$u(t) = R \cdot i(t) + L \cdot \frac{di(t)}{dt} + e(t) \quad (129)$$

On a également les relations suivantes faisant intervenir les constantes du moteur :

$$\begin{cases} C_M(t) = k_M \cdot i(t) \\ e(t) = k_E \cdot \omega_M(t) \end{cases} \quad (130)$$

On obtient alors le schéma bloc suivant dans le cas où le moteur fournit un travail, prenant en entrée le couple et la vitesse sur l'articulation. Ce modèle implanté sous le logiciel Matlab Simulink[®] permet de calculer la tension aux bornes de l'induit et le courant d'induit pour une trajectoire donnée définie par deux fichiers de points (OMEGA.mat et C.mat) représentant respectivement la vitesse de rotation et le couple sur l'articulation. Les échantillons sont discrétisés avec un pas de temps de 5ms.

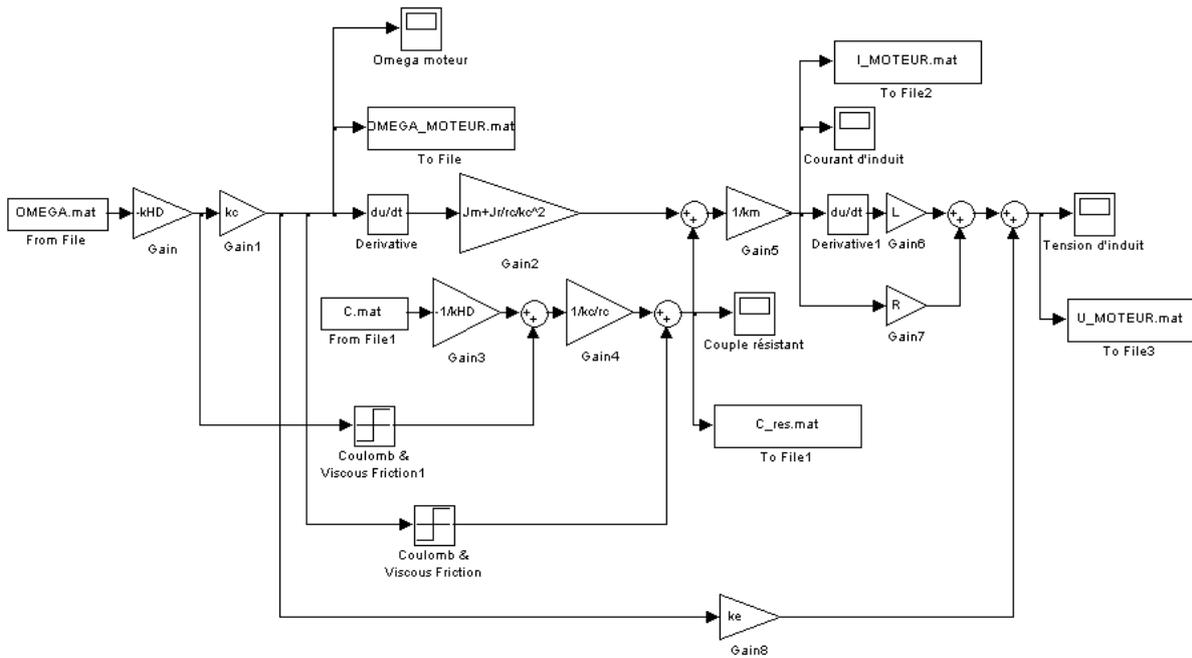


Figure 87 : Schéma bloc du système - modélisation électro-mécanique (cas où le moteur fournit un travail)

2.4.6 Modélisation thermique

Le constructeur du moteur donne des constantes de temps thermiques et des résistances thermiques pour modéliser les échanges entre le bobinage et le boîtier et entre le boîtier et l'air ambiant. Le constructeur indique que la constante de temps thermique est le temps nécessaire au rotor, respectivement au stator pour atteindre 63% de la température finale. On peut donc modéliser les échanges thermiques par des systèmes du premier ordre.

En procédant avec une analogie électrique (circuit RC) comme indiqué sur la Figure 88, on modélise le système par deux systèmes du premier ordre en série.

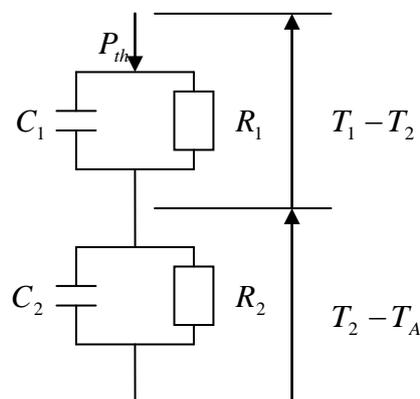


Figure 88 : Analogie avec un circuit RC

On a :

$$P_{th} \approx \text{intensité}$$

$$\Delta T \approx \text{tension}$$

Raisonnons en terme d'impédance, on a alors :

$$Z_R = R \quad (131)$$

$$Z_C = \frac{1}{j \cdot \omega \cdot C}$$

et :

$$Z_{eq} = \frac{1}{\frac{1}{Z_R} + \frac{1}{Z_C}} \quad (132)$$

Au final, par étage, on a :

$$Z_{eq} = \frac{R}{1 + j \cdot \omega \cdot R \cdot C} \quad (133)$$

La constante de temps vaut donc :

$$\tau = R \cdot C \quad (134)$$

Au final, on a donc :

$$\frac{\Delta T}{P_{th}} = \frac{R/\tau}{1/\tau + j \cdot \omega} \quad (135)$$

Soit dans le domaine de Laplace (variable notée s) :

$$H(s) = \frac{\Delta T(s)}{P_{th}(s)} = \frac{R/\tau}{1/\tau + s} \quad (136)$$

Dans notre cas, on dispose de deux circuits RC en série comme le montre la Figure 88.

On a donc :

$$\frac{T_2(s) - T_A(s)}{P_{th}(s)} = \frac{R_2/\tau_2}{1/\tau_2 + s} \quad (137)$$

$$\frac{T_1(s) - T_2(s)}{P_{th}(s)} = \frac{R_1/\tau_1}{1/\tau_1 + s} \quad (138)$$

La puissance thermique à dissiper $P_{th} = R_{induit} \cdot (i_{induit})^2$ vient de l'effet joule dans le moteur.

En intégrant le comportement mécanique, électrique et thermique de l'ensemble, on aboutit au schéma bloc complet de la Figure 89 (cas où le moteur fournit un travail).

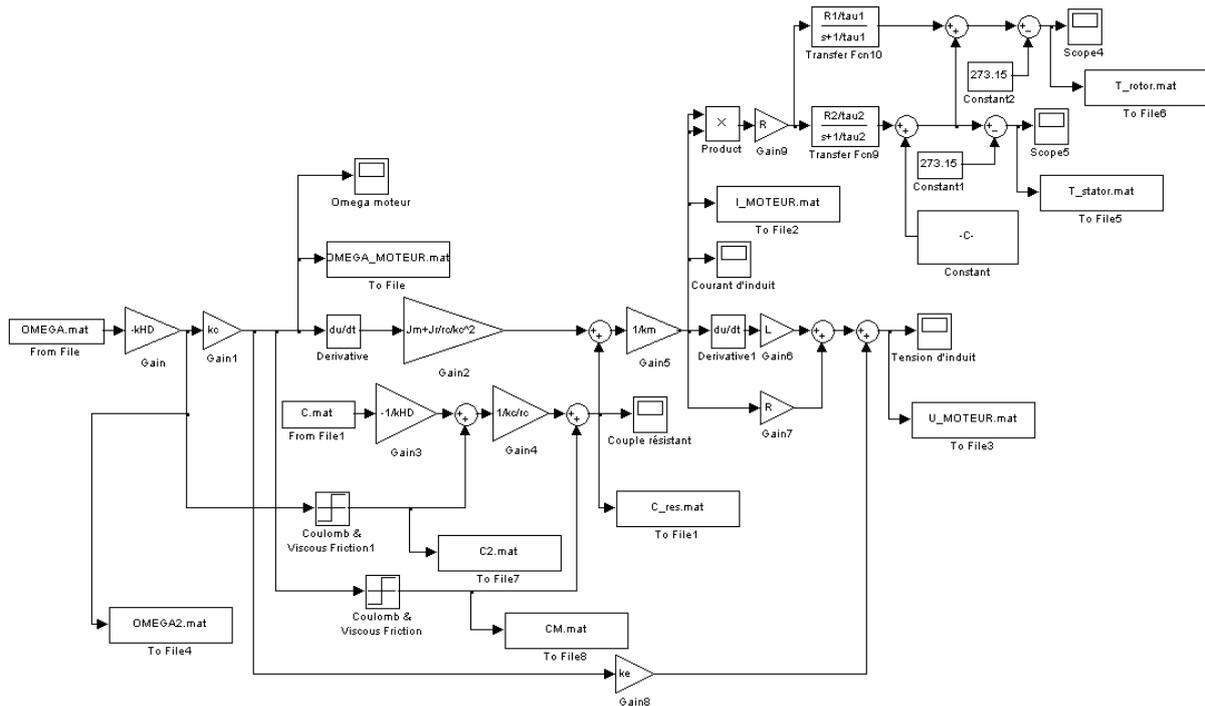


Figure 89 : Schéma bloc - modélisation électro-thermo-mécanique (cas où le moteur fournit un travail)

A l'aide de ce schéma et en utilisant le logiciel simulink, on peut déterminer les valeurs du courant, de la tension et des températures dans le moteur et affiner le dimensionnement de manière rigoureuse en prenant en compte l'élévation de température qui est le critère dimensionnant. La démarche pour obtenir la modélisation dans le cas où le moteur reçoit un travail est similaire.

2.4.7 Validation de la motorisation

Testons les différentes trajectoires obtenues dans le paragraphe 2.4.1 avec l'outil Simulink[®] précédemment créé.

Pour la marche simple sans déplacement du ZMP, on obtient, pour un cycle de départ-marche-arrêt de 6.375s, les courbes suivantes en termes d'intensité dans l'induit (Figure 90), de tension à ses bornes (Figure 91), de températures du bobinage (Figure 92) et du boîtier (Figure 93).

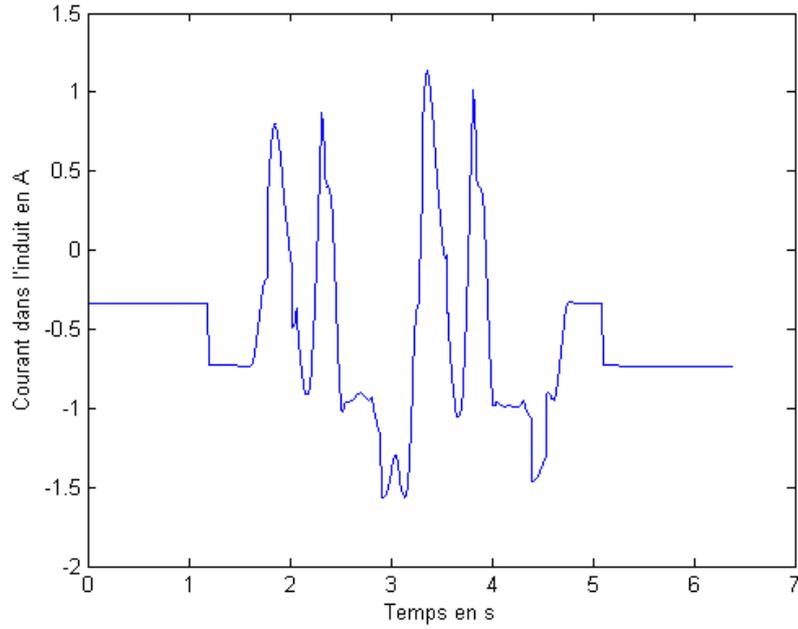


Figure 90 : Intensité dans l'induit lors d'un cycle de marche normale

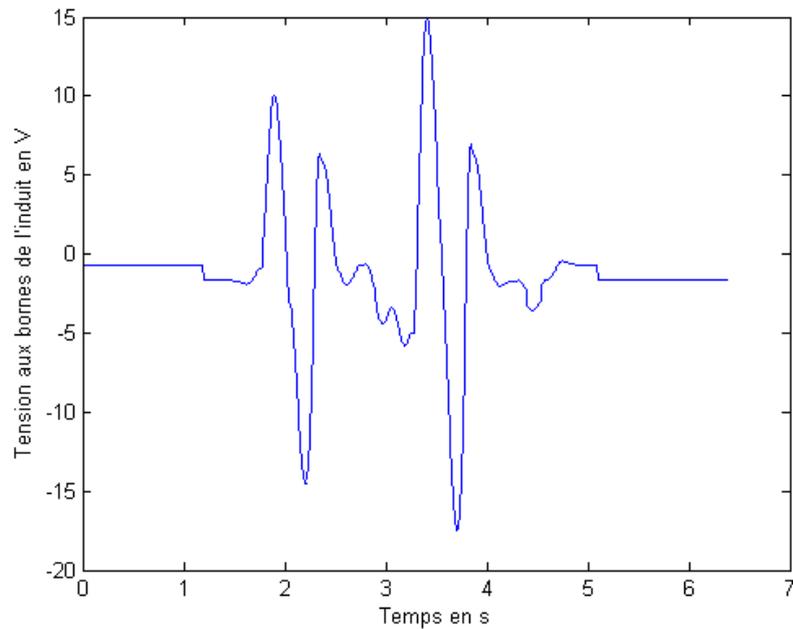


Figure 91 : Tension aux bornes de l'induit lors d'un cycle de marche normale

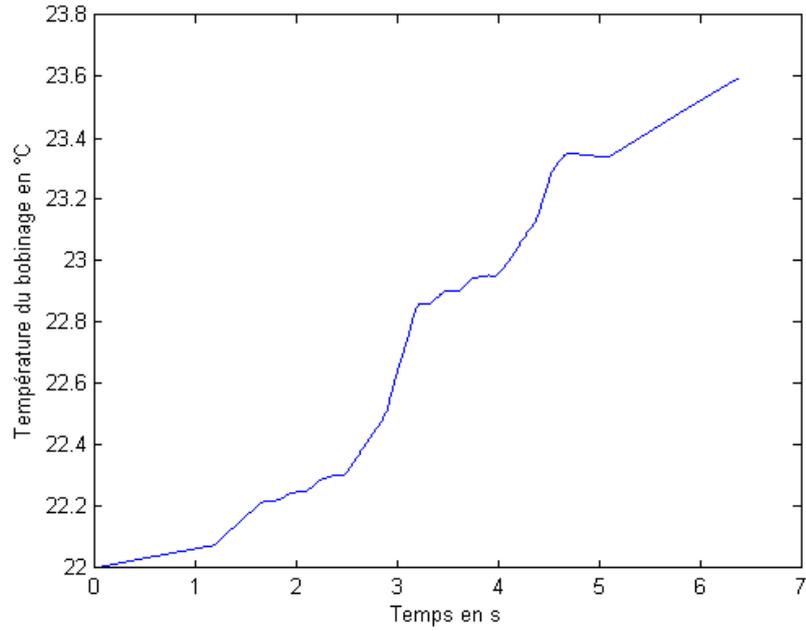


Figure 92 : Température du bobinage lors d'un cycle de marche normale

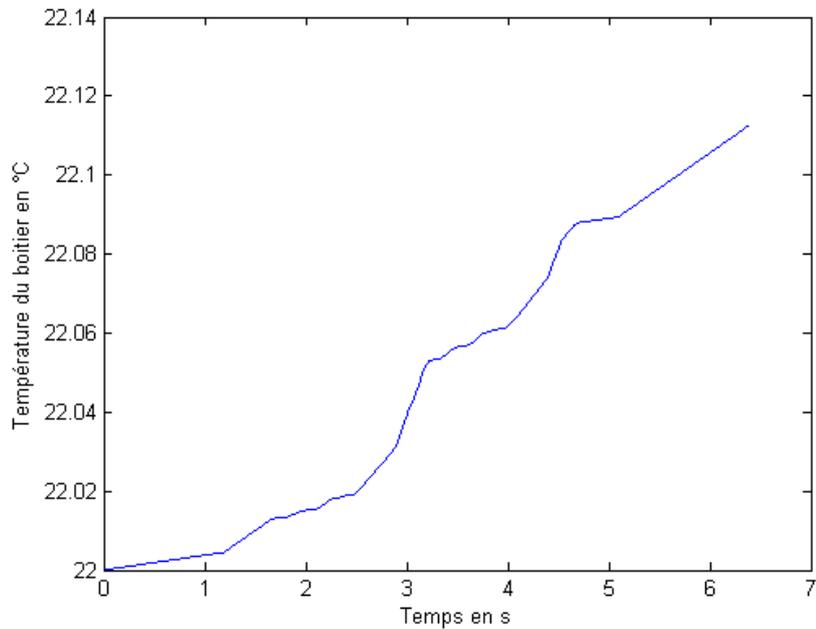


Figure 93 : Température du boîtier lors d'un cycle de marche normale

Pour cette trajectoire, on obtient une intensité comprise entre -1.57A et 1.14A, la tension varie entre -17.47V et 14.86V.

Calculons le courant efficace dans l'induit :

$$i_{eff} = \sqrt{\frac{\int_0^{T_{fin}} i^2 dt}{T_{fin}}} \quad (139)$$

On obtient une valeur de 0.77 A, cette valeur est bien inférieure à la limite donnée par le constructeur en fonctionnement continu qui est de 1.17A. Il n'y a donc pas de risque d'échauffement pour cette trajectoire précise, ce qui se confirme par la faible élévation de température (1.57°C pour le bobinage et 0.11°C pour le boîtier avec une température ambiante de 22°C). Au niveau du couple efficace, on trouve une valeur de 18 m.N.m ce qui est là encore inférieure à la limite dite de « couple permanent » donnée par le constructeur (26,7 m.N.m). Le Tableau 16 donne une synthèse des résultats obtenus pour l'ensemble des trajectoires dimensionnantes.

Mouvement	Tension aux bornes de l'induit en V	Courant dans l'induit en A	Courant efficace dans l'induit en A	Couple moteur efficace en mNm	Elévation de la température du boîtier en °C	Elévation de la température du bobinage en °C
Balancement	-2.18 1.26	-0.89 0.17	0.68	16	0.09	1.27
Déhanchement	-4.38 1.90	-1.47 0.29	0.73	17	0.11	1.51
Génuflexion	-18.91 14.48	-2.29 0.24	0.83	19	0.13	2.16
Marche	-17.47 14.86	-1.57 1.14	0.77	18	0.11	1.58
Marche d ZMP	-12.12 17.65	-1.76 1.35	0.81	19	0.13	1.75
Marche fléchie	-10.12 8.71	-2.63 0.76	1.36	32	0.37	5.21
Piétinement	-37.62 38.34	-2.09 2.27	1.25	29	0.30	3.86

Tableau 16 : Synthèse des données moteur pour les mouvements dimensionnants

On note que la tension maximale est de 38.64V pendant le piétinement, il faudra donc implanter un circuit de puissance capable de piloter le moteur avec cette tension, ceci ne pose pas de problème majeur. L'intensité maximale est de 2.63A, cette valeur est bien inférieure au courant de démarrage du moteur qui est de 10.98A, elle est compatible avec les valeurs tolérées par les circuits de puissance usuels (généralement 5A au nominal et 10A en crête pour un pilotage 0-50V). Le couple efficace maximale est de 32mNm ce qui dépasse la valeur donnée par le constructeur pour un régime permanent, ceci n'est pas gênant dans le sens où

ceci correspond à une marche fléchie qui n'est pas très utilisée dans notre cycle de référence (1% du temps de cycle total). Ceci a pour effet d'augmenter de manière plus forte les températures comparativement aux autres mouvements. Il en est de même pour le piétinement. L'ensemble motoréducteur choisi est donc validé en ce qui concerne les performances pour le cycle d'utilisation considéré (Tableau 14). Il serait intéressant de voir l'évolution des températures pour une durée donnée avec le cycle de fonctionnement choisi, afin d'évaluer finement le temps maximal d'utilisation présentant un risque de surchauffe moteur. Cette étude est envisageable à court terme, il reste juste à définir l'enchaînement des séquences à l'intérieur du cycle. Le moteur choisi présente une masse de 160g ce qui est à comparer avec les 70g des moteurs embarqués (Maxon RE-Max 24 – 222040) sur l'humanoïde NAO (58cm et 4,3kg) pour cette articulation. Or, NAO est plus petit et surtout 3 fois plus léger, ceci montre bien l'intérêt de l'outil de dimensionnement présenté ici. Le choix du moteur est toutefois à nuancer, les inerties des membres n'ayant pas été prises en compte. Une deuxième phase de validation de l'actionneur sera alors nécessaire après la première phase de conception. On note tout de même que le moteur sélectionné est capable d'accepter une charge supplémentaire de l'ordre de 40% pour la marche au niveau du courant efficace, ce qui laisse une certaine marge de manœuvre. De plus, il est possible de jouer sur le refroidissement du moteur à l'aide d'une convection forcée pour améliorer les capacités d'endurance, c'est d'ailleurs la voie retenue pour HRP-2.

2.5 Conclusion

Cette deuxième partie a permis d'éclairer de manière précise les aspects du dimensionnement d'un robot humanoïde selon différents points de vue. Une brève étude des robots existants a mis en avant la difficulté à respecter le devis de masse pour les robots humanoïdes, soulignant la lourdeur des robots humanoïdes de grande taille vis-à-vis de l'humain, en comparaison avec des données issues de l'OMS. Ensuite, les aspects dimensionnels ont été présentés, avec la création d'un humain virtuel, basé sur l'utilisation de tables anthropométriques et sur deux paramètres générateurs, la taille et la masse. Une maquette numérique CAO paramétrée a été créée afin de bénéficier d'un environnement de simulation et de rendu efficace. L'impact des deux paramètres générateurs de l'humain virtuel sur le frottement, sur l'erreur de localisation du ZMP, ainsi que sur les performances requises au niveau des actionneurs a été mis en avant pour une trajectoire donnée issue d'un mouvement mesuré à l'aide d'un système de capture de mouvements. La linéarité des coefficients de frottement limite vis-à-vis de la taille et la non-dépendance par rapport à la masse a été démontrée. De même, pour une taille donnée, l'absence d'impact de la masse sur

l'erreur de localisation du ZMP a été soulignée. Enfin, l'impact de la taille et de la masse sur les performances requises au niveau des actionneurs a montré la nécessité de limiter la masse autant que faire se peut. Une application évidente de la procédure d'extraction de mouvements est la constitution d'une base de données de mouvements dimensionnants pouvant ensuite être utilisée dans le dimensionnement précis de l'ensemble moto-réducteur implanté sur le robot effectivement conçu. Cette démarche est en cours actuellement et d'autres mouvements sont actuellement à l'étude (marche slalom, marche fléchie, virage...). La démarche précise de choix de la motorisation et du réducteur a été précisée, pour l'articulation de flexion du genou, pour un humanoïde de 80cm et d'une masse de 13,72kg, en prenant pour base de dimensionnement des mouvements générés en utilisant les techniques mises en œuvre dans la première partie de cette thèse. Six mouvements constituent cette base (balancement, déhanchement, marche, marche avec déplacement du ZMP pendant les phases de simple-appui, marche fléchie, piétinement). Les performances au niveau articulaire sont données pour chaque mouvement et servent au choix rigoureux de l'ensemble moto-réducteur. Un modèle électro-thermo-mécanique de l'ensemble sous Simulink[®] a été construit afin de valider le moteur à courant continu sélectionné en termes d'intensité, de tension et de température. Cette modélisation permet la sélection d'un moteur adapté au plus juste, garantissant ainsi une masse minimale. L'avantage de cette démarche est son intégration dans un environnement global de conception sous Matlab[®]. L'utilisateur, génère son humain virtuel selon ses paramètres, utilise le générateur de mouvements développé et aboutit au choix final de son actionneur avec Simulink[®]. Cette démarche intégrée de conception permet donc une grande réactivité, et un gain de temps et surtout de masse embarquée non négligeable.

Enfin, au niveau des perspectives, il est envisageable d'enrichir le modèle en incorporant les raideurs de courroie et d'harmonic drive ainsi que les inerties des poulies afin de se ramener le plus près possible du comportement réel de l'ensemble. Avec ce modèle enrichi, il serait envisageable d'incorporer le comportement du correcteur et d'étudier en amont le réglage des paramètres avant même la réalisation du robot. Il serait également intéressant de comparer le comportement réel obtenu avec celui modélisé, et de comparer par identification les valeurs des différents paramètres du système. Un autre axe d'amélioration serait d'affiner la définition d'un cycle standard de fonctionnement au travers d'une étude fine des besoins moteurs chez l'humain au cours d'une journée type.

Conclusion générale

Les deux objectifs principaux de cette thèse étaient la création d'un générateur de mouvements pour robots humanoïdes ainsi que la création d'un outil d'aide au dimensionnement de ce type de machines.

Au niveau du générateur de mouvements, une application sous Matlab[®] a été créée permettant la définition, la génération et la validation d'un mouvement. Ce générateur se borne aux mouvements suivants : marche en ligne droite avec ou sans déplacement du ZMP pendant les phases de simple-appui, déhanchement dans le plan frontal, balancement dans le plan sagittal, piétinement sur place, genuflexion, enfin une application au saut vertical a été également proposée. Ce générateur de mouvements se base sur des techniques éprouvées en robotique humanoïde, notamment sur HRP-2, à savoir une approximation du robot par un pendule inversé, associée à un modèle de commande prédictive. Il permet en utilisant les outils du roboticien (résolution de MGI, calcul du MGD, génération du modèle dynamique...) de produire des mouvements soit quasistatiques, ou dynamiques, selon le critère de non-basculement adopté. Des améliorations notables ont été apportées aux techniques existantes, à savoir la création d'une nouvelle méthode très simple de compensation de l'erreur de positionnement du ZMP, mais aussi, la possibilité de piloter des quantités dynamiques (composantes du moment dynamique exprimé au centre de gravité, position du ZMP dans le repère du pied d'appui, paramètres d'inertie). Une solution astucieuse et efficace a également été proposée, permettant une résolution très rapide de l'hyperstatisme pendant les phases de double-appui. On peut ainsi déterminer la répartition des efforts entre le pied droit et le pied gauche sans faire intervenir une définition lourde du contact entre les semelles et le sol. Les techniques proposées ont été validées sur différents humanoïdes en simulation sous OpenHRP-3[®] (HRP-2) et sous COSMOS Motion[®] (Robonova, HOAP3, HRP-2, UiNiKi et TIDOM, ces derniers étant des prototypes développés au Laboratoire de Mécanique des Solides de Poitiers) mais aussi grandeur nature (mouvements de marche quasistatique sur Robonova, flexion de genoux et déhanchement pour TIDOM). Le générateur de mouvements est pleinement opérationnel et devrait être intégré prochainement à l'un des robots humanoïdes conçu au LMS.

Au niveau de l'aide au dimensionnement, un modèle d'humain virtuel créé à base de données anthropomorphiques permet d'affiner le calcul des actionneurs embarqués.

L'utilisation de cet outil doit intervenir au début de la phase de conception. Il permet à partir de deux paramètres de base : la taille et la masse (qui peuvent être liées) de déterminer les caractéristiques géométriques de chacun des membres ainsi que la répartition de masse. Cet outil est ensuite couplé au générateur de mouvements pour synthétiser des trajectoires dites « dimensionnantes » en amont de la conception. Pour améliorer la définition de ces trajectoires dimensionnantes, un procédé d'imitation de mouvements capturés chez l'humain a été utilisé, permettant d'enrichir à terme la base de mouvements dimensionnants. A l'aide du modèle dynamique de cet humain virtuel et de l'outil de résolution de l'hyperstatisme précédemment introduit, le concepteur a ainsi accès aux données requises pour choisir l'ensemble moto-réducteur qui sera implanté. En utilisant ces données et en fixant une hypothèse de cycle d'utilisation pour le robot final, le choix de l'ensemble moto-réducteur est alors possible de manière optimale en utilisant une modélisation électro-thermo-mécanique de la transmission, du moteur à courant continu à l'articulation. Cet outil permet un gain de temps et une meilleure réactivité dans la conception d'une machine aussi complexe qu'un robot humanoïde.

Au niveau des perspectives, il reste des améliorations à apporter au générateur de mouvements, notamment la prise en charge de mouvements non-rectilignes. Des études préliminaires ont été conduites sur ce sujet et devraient permettre la gestion de mouvements pour des portions circulaires ainsi que pour des rotations sur place. Avant de considérer l'implantation des techniques présentées dans un robot réel, il serait utile de concevoir un planificateur de mouvements, permettant de se déplacer en évitant les obstacles, dans un environnement encombré, en utilisant des portions de marche rectiligne, curviligne et sur place. Des améliorations sont aussi nécessaires en ce qui concerne le pilotage de quantités dynamiques, notamment pour le positionnement direct du ZMP sans modélisation par pendule inversé. Des investigations sont en cours, elles nécessiteront d'autres schémas numériques que ceux utilisés actuellement. Il reste aussi à étendre la résolution de l'hyperstatisme à des cas autres que celui des deux pieds à plat sur le sol. Des études complémentaires sont aussi à mener sur le critère de minimisation à adopter pour la résolution du modèle géométrique inverse, permettant éventuellement de réduire la dépense énergétique ou les couples des actionneurs. En ce qui concerne l'outil d'aide au dimensionnement, il est envisageable de le faire évoluer, notamment en ce qui concerne la modélisation de la transmission. On pourrait alors envisager un pré-réglage des paramètres du correcteur avant la réalisation du prototype final. Une étude comparative des performances attendues et atteintes serait aussi une voie à explorer.

Bibliographie

- [Albers 08] Albers, A., Ottnad, J., Weiler, H., Haußler, P.: Methods for lightweight design of mechanical components in humanoid robots. *Konstr.* 3, 67–72 (2008)
- [Arnold 84] Arnold, W.F., III Laub, A.J.: Generalized Eigenproblem Algorithms and Software for Algebraic Riccati Equations. In *Proc. IEEE* 72, 1746–1754 (1984)
- [Bessonnet 09] Bessonnet, G., Marot, J., Seguin, P., Sardain, P.: Parametric-Based Dynamic Synthesis of 3D-Gait. *Robotica* (2009) – article publié en ligne
- [Boutin 09] Boutin, L., Eon, A., Zegloul, S., Lacouture, P.: Biomimétisme : génération de trajectoires pour la robotique humanoïde à partir de captures de mouvements humains. In *Proc. Int. Congr. Des. Model. Mech. Syst.*, (2009)
- [Capi 01] Capi, G., Nasu, Y., Barolli, L., Yamano, M., Mitobe, K., Takeda, K.: A neural network implementation of biped robot optimal gait during walking generated by genetic algorithm. In *Proc. Med. Conf. Cont. Autom.* (2001)
- [De Leva 96] De Leva, P.: Adjustments to zatsiorsky-seluyanov's segment inertia parameters. *J. Biomech.* 29, 1223–1230 (1996)
- [Dimitrov 09] Dimitrov, D., Wieber, P.B., Stasse, O., Ferreau, H. J., Diedam, H.: An Optimized Linear Model Predictive Control Solver for Online Walking Motion Generation. In *Proc. IEEE Int. Conf. Robot. Autom.* (2009)
- [Doerschuk 98] Doerschuk, P. I., Simon, W. E., Nguyen, V., Li, A.: A modular approach to intelligent control of a simulated jointed leg. *IEEE Robot. Autom. Mag.* 5(2), 12–21 (1998)
- [Drillis 66] Drillis, R., Contini, R.: Body Segment Parameters. Technical Report 1166-03. New York University School of Engineering and Science, New York (1966).

- [Harada 06] Harada, K., Kajita, S., Kaneko, K., Hirukawa, H.: An Analytical Method on Real-time Gait Planning for a Humanoid Robot. *Int. J. Hum. Robot.* 3, 1–19 (2006)
- [Hirukawa 05] Hirukawa, H., Kajita, S., Kanehiro, F., Kaneko, K., Isozumi, T.: The human-size humanoid robot that can walk, lie down and get up. *Int. J. Robot. Res.* 24, 755–769 (2005)
- [Hirukawa 04] Hirukawa, H. et al.: Humanoid robotics platforms developed in HRP. *Robot. Auton. Syst.* 48, 165–175 (2004)
- [INRIA 06] INRIA Grenoble Rhône Alpes: HuMAnS User Documentation. http://bipop.inrialpes.fr/software/humans/HuMAnS_files/UserDocumentation.pdf (2006). Accessed 19 May 2009
- [Ivanescu 01] Ivanescu, M., Popescu, A. M., Popescu, D.: Moving target interception for a walking robot by fuzzy observer and fuzzy controller. In *Proc. Int. Conf. Clim. Walk. Robot.* (2001)
- [Juang 00] Juang, J.-G.: Fuzzy neural network approaches for robotic gait synthesis. *IEEE Trans. Syst. Man Cybern. Part B: Cybern.* 30(4), 594–601 (2000)
- [Kajita 03a] Kajita, S., Kanehiro, F., Kaneko, K., Fujiwara, K., Harada, K., Yokoi, K., Hirukawa, H.: Biped walking pattern generation by using preview control of zero-moment point. In *Proc. IEEE Int. Conf. Robot. Autom.* 2, 1620–1626 (2003)
- [Kajita 03b] Kajita, S., Kanehiro, F., Kaneko, K., Fujiwara, K., Harada, K., Yokoi, K., Hirukawa, H.: Resolved Momentum Control: Humanoid Motion Planning based on the Linear and Angular Momentum. In *Proc. IEEE Int. Conf. Intell. Robot. Syst.* 2, 1644–1650 (2003)
- [Kajita 02] Kajita, S., Kanehiro, F., Kaneko, K., Fujiwara, K., Yokoi, K., Hirukawa, H.: A realtime pattern generator for biped walking. In *Proc. IEEE Int. Conf. Robot. Autom.* 1, 31–37 (2002)
- [Kajita 01] Kajita, S., Kanehiro, F., Kaneko, K., Yokoi, K., Hirukawa, H.: The 3D linear inverted pendulum mode: A simple modeling for a biped walking pattern generation. In *Proc. IEEE Int. Conf. Intell. Robot. Syst.* 1, 239–240 (2001)
- [Kanehiro 02] Kanehiro, F., Fujiwara, K., Kajita, S., Yokoi, K., Kaneko, K., Hirukawa, H., Nakamura, Y., Yamane, K.: Open Architecture Humanoid Robotics Platform. In *Proc. IEEE Int. Conf. Robot. Autom.* 1, 24–30 (2002)

- [Kaneko 04] Kaneko, K., Kanehiro, F., Kajita, S., Hirukawa, H., Kawasaki, T., Hirata, M., Akachi, K., Isozumi, T.: Humanoid robot HRP-2. In Proc. IEEE Int. Conf. Robot. Autom. 2, 1083–1090 (2004)
- [Kaneko 02] Kaneko, K., Kajita, S., Kanehiro, F., Yokoi, K., Fujiwara, K., Hirukawa, H., Kawasaki, T., Hirata, M., Isozumi, T.: Design of advanced leg module for humanoid robotics project of METI. In Proc. IEEE Int. Conf. Robot. Autom. 1, 38–45 (2002)
- [Katayama 85] Katayama, T., Ohki, T., Inoue, T., Kato, T.: Design of an optimal controller for a discrete-time system subject to previewable demand. Int. J. Control 41, 677–699 (1985)
- [Katic 03] Katic, D., Vukobratovic, M.: Survey of Intelligent Control Techniques for Humanoid Robots. J. Int. Rob. Syst. 37, 117–141 (2003)
- [Khalil 86] Khalil, W., Kleinfinger, J.: A New Geometric Notation for Open and Closed Loop Robots. In Proc. IEEE Int. Conf. Robot. Autom. 3, 1174–1179 (1986)
- [Kim 09] Kim, D. W., Seo, S.J., De Silva, C. W., Park, G.T.: Use of Support Vector Regression in Stable Trajectory Generation for Walking Humanoid Robots. ETRI J. 31, 565–575 (2009)
- [Kun 99] Kun, A. L., Miller, III, W. T.: Control of variable – speed gaits for a biped robot. IEEE Robot. Autom. Mag. 6(3), 19–29 (1999)
- [Mizuuchi 07] Mizuuchi, I., Nakanishi, Y., Sodeyama, Y., Namiki, Y., Nishino, T., Muramatsu, N., Urata, J., Hongo, K., Yoshikai, T., Inaba, M.: An Advanced Musculoskeletal Humanoid Kojiro. In Proc. IEEE-RAS Int. Conf. Hum. Robot., 294–299 (2007)
- [Morisawa 05] Morisawa, M., Kajita, S., Kaneko, K., Harada, K., Kanehiro, F., Fujiwara, K., Hirukawa, H.: Pattern generation of biped walking constrained on parametric surface. In Proc. IEEE Int. Conf. Robot. Autom., 2405–2410 (2005)
- [Muscato 07] Muscato, G., Spampinato, G.: Kinematical model and control architecture for a human inspired five DOF robotic leg. Mechatron. 17, 45–63 (2007)
- [Ouezdou 06] Ouezdou, F.B., Mohamed, B., Scesa, V., Sellaouti, R.: Design and experiments of a torso mechanism for the ROBIAN biped robot. Robotica 24, 337–347 (2006)

- [Pettersson 01] Pettersson, J., Sandholt, H., and Wahde, H.: A flexible evolutionary method for the generation and implementation of behaviours for humanoid robots. In Proc. IEEE-RAS Int. Conf. Hum. Robot. (2001)
- [Reil 02] Reil, T. Husbands, P.: Evolution of central pattern generators for bipedal walking in a real-time physics environment. IEEE Trans. Evolutionary Comput. 6(2), 159–168 (2002)
- [Rose 94] Rose, J., Gamble, J.: Human walking. Williams and Wilkins, Baltimore (1994)
- [Sakka 06] Sakka, S., Neo, E. S., Yokoi., K.: Motion Pattern for the Landing Phase of a Vertical Jump for Humanoid Robots. In Proc. IEEE Int. Conf. Intell. Robot. Syst., 5477–5483 (2006)
- [Sakka 03] Sakka, S., Yokoi., K.: Humanoid Vertical Jumping based on Force Feedback and Inertial Forces Optimization. In Proc. IEEE Int. Conf. Robot. Autom., 3752–3757 (2003)
- [Sardain 04] Sardain, P., Bessonnet, G.: Forces acting on a biped robot. Center of pressure - Zero moment point. IEEE Trans. Syst. Man Cybern. Part A: Syst. Hum. 34, 630–637 (2004)
- [Sardain 99] Sardain, P., Rostami, M., Thomas, E., Bessonnet, G.: Biped robots: Correlations between technological design and dynamic behavior. Control Eng. Pract. 7, 401–411 (1999)
- [Sardain 98] Sardain, P., Rostami, M., Bessonnet, G.: An anthropomorphic biped robot: Dynamic concepts and technological design. IEEE Trans. Syst. Man Cybern. Part A: Syst. Hum. 28, 823–838 (1998)
- [Seguin 05] Seguin, P., Bessonnet, G., Sardain P.: A Parametric Optimization Approach to Walking Pattern Synthesis. Int. J. Robot. Res. 24, 523–536 (2005)
- [Sugihara 08] Sugihara, T., Yamamoto, K., Nakamura, Y.: Hardware design of high performance miniature anthropomorphic robots. Robot. Auton. Syst. 56, 82–94 (2008)
- [Sugihara 02] Sugihara, T., Nakamura, Y., Inoue, H.: Realtime humanoid motion generation through ZMP manipulation based on inverted pendulum control. In Proc. IEEE Int. Conf. Robot. Autom. 2, 1404–1409 (2002)

[Terada 07] Terada, K., Kuniyoshi, Y.: Online Gait Planning with Dynamical 3D-Symmetrization method. In Proc. IEEE-RAS Int. Conf. Hum. Robot., 222–227 (2007)

[Vukobratovic 07] Vukobratovic, M., Borovac, B., Potkonjak, V.: Towards a unified understanding of basic notions and terms in humanoid robotics. *Robotica* 25, 87–101 (2007)

[Vukobratovic 04] Vukobratovic, M., Borovac, B.: Zero-moment point - Thirty five years of its life. *Int. J. Hum. Robot.* 1, 157–173 (2004)

[Vukobratovic 73] Vukobratovic, M., Stepanenko, J.: Mathematical models of general anthropomorphic systems. *Math. Biosci.* 17, 191–242 (1973)

[WHO 06] WHO Multicentre Growth Reference Study Group: WHO Child Growth Standards: Length/height-for-age, weight-for-age, weight-for-length, weight-for-height and body mass index-for-age: Methods and development. WHO, Geneva (2006)

[Yamane 03] Yamane, K., Hodgins, J.K., Brown, H.B.: Controlling a marionette with human motion capture data. In Proc. IEEE Int. Conf. Robot. Autom. 3, 3834–3841 (2003)

[Yang 02] Yang, A., Low, K. H.: Fuzzy position/force control of a robot leg with a flexible gear system. In Proc. IEEE Int. Conf. Robot. Autom. 2159–2164 (2002)

[Zatsiorsky 90] Zatsiorsky, V.M., Seluyanov, V.N., Chugunova, L.G.: Methods of determining mass-inertial characteristics of human body segments. In: Chemyi G.G., Regirer, S. A. (eds.) *Contemporary Problems of Biomechanics*, pp. 272–291. CRC Press, Massachusetts (1990)

[Binder-Magnetic] www.binder-magnetic.com

[Harmonic Drives AG] www.harmonicdrive.de

[Maxon Motor] www.maxonmotor.com

Table des illustrations

Figure 1 : HRP-2	11
Figure 2 : Localisation du ZMP (dans le plan du sol) et basculement	15
Figure 3 : Paramétrage choisi pour HRP-2	17
Figure 4 : Paramétrage de Denavit-Hartenberg modifié	18
Figure 5 : Algorigramme du modèle dynamique	21
Figure 6 : Pendule inversé	24
Figure 7 : Trajectoire de référence du ZMP et paramètres de marche dans le plan du sol (unités en mètres)	30
Figure 8 : Trajectoires de référence du ZMP	31
Figure 9 : Loi de levée de pied - axe longitudinal	32
Figure 10 : Loi de levée de pied - axe vertical	33
Figure 11 : Modèle Géométrique Direct, variables remarquables	34
Figure 12 : MGD et centre de gravité pour une posture donnée (vue de droite et vue de face, unités en m)	34
Figure 13 : Résultats MCP sur l'axe longitudinal	37
Figure 14 : Résultats MCP sur l'axe transversal	38
Figure 15 : Résultats MCP dans le plan du sol (unités en m)	38
Figure 16 : Erreur de modélisation MCP sur l'axe longitudinal	39
Figure 17 : Erreur de modélisation MCP sur l'axe transversal	39
Figure 18 : Algorigramme de synthèse du mouvement	40
Figure 19 : Trajectoire du ZMP dans le plan du sol pour le mouvement considéré (unités en m)	42
Figure 20 : Comparaison entre l'écart de modélisation MCP et l'écart final sur l'axe longitudinal	43
Figure 21 : Comparaison entre l'écart de modélisation MCP et l'écart final sur l'axe transversal	44
Figure 22 : Résultats MCP corrigé sur l'axe longitudinal	45
Figure 23 : Résultats MCP corrigé sur l'axe transversal	46
Figure 24 : Résultats MCP corrigé dans le plan du sol (unités en m)	46
Figure 25 : Trajectoire du ZMP dans le plan du sol pour le mouvement considéré corrigé (unités en m)	47
Figure 26 : Ecart final corrigé entre ZMP référence et ZMP multi-corps sur l'axe longitudinal	48
Figure 27 : Ecart final corrigé entre ZMP référence et ZMP multi-corps sur l'axe transversal	48
Figure 28 : Rendu CAO du mouvement synthétisé	49
Figure 29 : Définition d'alpha lors d'une phase de double-appui, plan du sol (unités en m) ..	52
Figure 30 : Allure du coefficient alpha pour le mouvement considéré	53
Figure 31 : Répartition des efforts normaux de contact au sol	54
Figure 32 : ZMP local pied droit pour la première phase de double-appui, dans la semelle (unités en m)	55

Figure 33 : ZMP local pied gauche pour la première phase de double-appui, dans la semelle (unités en m).....	55
Figure 34 : ZMP local pied droit pour l'intégralité du mouvement, dans la semelle (unités en m)	56
Figure 35 : Comparaison contact-répartition, effort normal, première phase de double-appui	57
Figure 36 : Comparaison contact-répartition, effort transverse, axe transversal, première phase de double-appui	57
Figure 37 : Comparaison contact-répartition, effort transverse, axe longitudinal, première phase de double-appui	57
Figure 38 : Modèle dynamique complet	59
Figure 39 : Vitesse angulaire - Abduction de hanche droite (Q5)	60
Figure 40 : Couple moteur – Abduction de hanche droite (Q5).....	60
Figure 41 : Puissance motrice - Abduction de hanche droite (Q5)	61
Figure 42 : Loi couple-vitesse - Abduction de hanche droite (Q5).....	61
Figure 43 : Coefficient de frottement limite en translation pour le mouvement considéré (pied droit).....	64
Figure 44 : Coefficient de frottement limite en rotation pour le mouvement considéré (pied droit).....	65
Figure 45 : Validation du mouvement sur OpenHRP-3 [®]	66
Figure 46 : Algorigramme complet de la génération de mouvements	67
Figure 47 : Coefficient de frottement limite en rotation pour le mouvement considéré (pied droit) avec contrainte sur le moment dynamique	70
Figure 48 : Trajectoire du ZMP dans le plan du sol (unités en m) pour le mouvement considéré avec pilotage du moment dynamique selon les trois directions.....	72
Figure 49 : Suivi de trajectoire sur l'axe longitudinal	73
Figure 50 : suivi de trajectoire sur l'axe transversal	73
Figure 51 : Comparaison entre l'écart de modélisation MCP et l'écart final sur l'axe longitudinal.....	74
Figure 52 : Comparaison entre l'écart de modélisation MCP et l'écart final sur l'axe transversal	74
Figure 53 : Repère de construction de la trajectoire de référence du CDG et paramétrage	76
Figure 54 : Position du centre de gravité dans le repère absolu	80
Figure 55 : Vitesse du centre de gravité dans le repère absolu	81
Figure 56 : Accélération du centre de gravité dans le repère absolu.....	81
Figure 57 : Centre de gravité piloté et centre de gravité absolu.....	83
Figure 58 : Décollage du pied par rapport au sol pendant la phase balistique.....	84
Figure 59 : Effort normal de contact total	85
Figure 60 : Capture du mouvement.....	86
Figure 61 : Comparaison entre les robots humanoïdes existants et l'humain.....	93
Figure 62 : Schéma cinématique de l'humain virtuel	95
Figure 63 : Paramétrage des longueurs articulaires	96
Figure 64 : Rendu CAO du mannequin virtuel	99
Figure 65 : sujet en cours d'acquisition et mannequin virtuel piloté en mode « marionnette »	101
Figure 66 : Définition des séquences du pas de marche et exemple d'altitudes du pied lors d'un pas.....	102
Figure 67 : Marche rectiligne (vue de dessus) suivie d'un virage à gauche	103
Figure 68 : Localisation des pieds et trajectoire du centre de gravité mesurées chez l'humain (1,8m, 67kg) comparées aux références calculées (pieds et ZMP) pour l'humain virtuel (1,6m, 78,4kg) sans et avec modification de la longueur de pas.....	103

Figure 69 : ZMP mesuré chez l'humain et projection estimée du centre de gravité	104
Figure 70 : Trajectoires de référence du ZMP et des pieds dans le plan du sol (unités en m) pour les différentes tailles d'humains virtuels.....	106
Figure 71 : Mouvement synthétisé pour l'humain virtuel mesurant 1,6m et présentant une masse de 78,4kg	108
Figure 72 : Ecart maximal du ZMP par rapport à la référence avant correction.....	109
Figure 73 : Ecart maximal du ZMP par rapport à la référence après correction.....	110
Figure 74 : Trajectoire du ZMP et position des pieds (unités en mètres) dans le plan du sol pour l'humain virtuel de 1,6m et de 78,4kg	111
Figure 75 : Coefficients de frottement limite en translation et en rotation pour l'humain virtuel de 1,6m et de 78,4kg	112
Figure 76 : Coefficients de frottement limite maximaux en fonction de la taille et de la masse	113
Figure 77 : Vitesse de rotation en tr/min pour l'humain virtuel de 1,6m et de 78,4kg (flexion de genou droite).....	118
Figure 78 : Couple en N.m pour l'humain virtuel de 1,6m et de 78,4kg (flexion de genou droite)	118
Figure 79 : Puissance consommée pour l'humain virtuel de 1,6m et de 78,4kg (flexion de genou droite)	118
Figure 80 : Couple maximal (flexion de genou droite).....	119
Figure 81 : Puissance consommée maximale (flexion de genou droite).....	119
Figure 82 : Sensibilité du couple maximal (flexion de genou droite) vis à vis de la variation de masse pour une taille donnée	121
Figure 83 : Loi Couple-Vitesse des mouvements dimensionnants	124
Figure 84 : Couple de fonctionnement à vide à 20°C interpolé.....	130
Figure 85 : Modélisation mécanique du système (cas où le moteur fournit un travail).....	131
Figure 86 : Schéma électrique du moteur.....	133
Figure 87 : Schéma bloc du système - modélisation électro-mécanique (cas où le moteur fournit un travail)	134
Figure 88 : Analogie avec un circuit RC.....	134
Figure 89 : Schéma bloc - modélisation électro-thermo-mécanique (cas où le moteur fournit un travail)	136
Figure 90 : Intensité dans l'induit lors d'un cycle de marche normale.....	137
Figure 91 : Tension aux bornes de l'induit lors d'un cycle de marche normale.....	137
Figure 92 : Température du bobinage lors d'un cycle de marche normale.....	138
Figure 93 : Température du boîtier lors d'un cycle de marche normale	138

Tables des matières

Remerciements.....	3
Introduction générale.....	7
Partie 1 Génération de mouvements dynamiques pour les robots humanoïdes : application au robot HRP-2	9
1.1 Introduction	11
1.2 Critères de non-basculement lors de la marche.....	13
1.3 Calcul des forces de contact	15
1.3.1 Paramétrage	16
1.3.2 Modèle dynamique restreint.....	19
1.4 Gestion du risque de chute	24
1.4.1 Pendule inversé	24
1.4.2 Modèle de commande prédictive	26
1.4.3 Trajectoires de référence	29
1.4.3.1 Repère de construction, paramètres et variables du mouvement	29
1.4.3.2 Lois de levée de pied.....	32
1.4.4 Modèle géométrique direct.....	33
1.5 Génération de mouvements de marche	35
1.5.1 Modèle géométrique inverse	35
1.5.2 Résultats du modèle de commande prédictive	36
1.5.3 Algorithme de la génération de mouvements.....	40
1.5.4 Mouvement de marche dynamique : résultats préliminaires.....	41
1.5.5 Correction de l'écart de modèle	44
1.6 Validation du mouvement	49
1.6.1 Résolution de l'hyperstatisme	49
1.6.2 Modèle dynamique complet	58
1.6.3 Vérification des performances actionneurs	60
1.6.4 Vérification des lois de Coulomb.....	63
1.6.5 Validation sur OpenHRP-3 [®] et COSMOS Motion [®]	65
1.6.6 Schéma complet de génération de mouvements	67
1.7 Pilotage de données dynamiques lors de la résolution du MGI.....	68
1.7.1 Expression du moment dynamique	68
1.7.2 Limitation du risque de glissement	69
1.7.3 Suppression des écarts de modèle dus à l'approche pendule inversé	71
1.7.4 Saut vertical.....	75
1.7.4.1 Trajectoire du centre de gravité dans le repère absolu	77
1.7.4.2 Trajectoire du centre de gravité piloté.....	82
1.7.4.3 Résultats	84

1.8	Conclusion.....	86
Partie 2 Création d'un outil d'aide à la conception de robots humanoïdes		
à partir de données anthropométriques..... 89		
2.1	Introduction	91
2.2	Modèle d'humain virtuel.....	94
2.2.1	Modèle mécanique	94
2.2.2	Paramètres géométriques et inertiels.....	95
2.2.3	Génération de trajectoires.....	99
2.3	Etude d'un mouvement obtenu par capture du mouvement.....	100
2.3.1	Générateur de trajectoires de référence à partir d'une capture de mouvement	100
2.3.1.1	Une marionnette	100
2.3.1.2	Modification des trajectoires des pieds	101
2.3.1.3	Trajectoire de référence du ZMP	104
2.3.2	Résultats	105
2.3.2.1	Population de test	105
2.3.2.2	Impact de la taille et de la masse sur l'erreur de modèle	109
2.3.2.3	Impact de la taille et de la masse sur le risque de glissement	111
2.3.2.4	Impact de la taille et de la masse sur les performances requises au niveau des actionneurs	113
2.4	Démarche de dimensionnement de l'ensemble moto-réducteur	121
2.4.1	Base de données de mouvements dimensionnants.....	122
2.4.2	Choix de la motorisation	125
2.4.3	Choix du réducteur	127
2.4.4	Evaluation des performances de l'ensemble moto-réducteur	131
2.4.5	Modélisation électro-mécanique	131
2.4.6	Modélisation thermique.....	134
2.4.7	Validation de la motorisation	136
2.5	Conclusion.....	140
Conclusion générale		143
Annexe 1		145
Bibliographie.....		147
Table des illustrations		153

Contribution à la génération de mouvements dynamiques pour les robots humanoïdes et au dimensionnement de leurs actionneurs

Le travail développé dans cette thèse porte sur l'étude et la génération de mouvements de marche et de saut pour les robots humanoïdes. Les outils conçus dans cette optique sont ensuite utilisés afin d'aider à leur dimensionnement.

La première partie présente un outil de génération de mouvements pour le robot HRP2. L'assimilation du robot par un pendule inversé, couplée à un modèle de commande prédictive permet de calculer la trajectoire du centre de gravité. Une marche dynamique est synthétisée en résolvant le Modèle Géométrique Inverse. Les écarts de modélisation sont mis en avant à l'aide d'un modèle dynamique. Une solution est proposée permettant une correction efficace de ces écarts. Une méthode de résolution de l'hyperstatisme (phases de double-appui) basée sur une hypothèse de répartition est également proposée. Les trajectoires obtenues sont validées en termes de non-basculement, de performances (actionneurs) et de respect des lois de Coulomb. Enfin, des améliorations substantielles sont apportées au générateur de mouvements permettant le pilotage de quantités dynamiques.

Dans une deuxième partie, les concepts précédemment construits sont utilisés pour générer des mouvements pour un humain virtuel défini à partir de données anthropométriques. En considérant un mouvement extrait par un procédé de capture de mouvement, une étude des performances (actionneurs) est menée pour une population d'humains virtuels de tailles et de masses différentes. L'impact de ces paramètres sur le frottement et la localisation du ZMP est mis en avant. Enfin, une base de mouvements jugés dimensionnants est utilisée pour choisir finement les actionneurs d'un robot de taille et de masse fixées.

Mots-clés : Robots humanoïdes, génération de mouvements, non-basculement, conception mécanique, choix d'actionneur.

Contribution to dynamic motion generation for humanoid robots and to their actuators design

The work developed in this thesis focuses on the study and the generation of walking and jumping motions for humanoid robots. The tools developed for this purpose are then used to assist their design.

The first part presents a motion generation tool applied to the robot HRP2. The robot is approached by an inverted pendulum. This model is coupled with predictive control to compute the trajectory of the center of gravity. A dynamic walk is then synthesized by solving the Inverse Kinematics Model. Modeling errors are highlighted using multi-body dynamics. An effective correction is given. A method to solve the redundancy during double-support phases, based on a given distribution of forces and torques (ground/sole contact), is also proposed. The trajectories obtained are validated in terms of fall risk, actuators needs and slipping. Finally, substantial improvements are carried out, allowing the planning of dynamic quantities during the motion generation.

In a second part, the previously introduced concepts are used to generate motions for a virtual human defined from anthropometric data. A movement extracted by motion capture is considered in order to study actuators needs for a population of virtual humans of different sizes and masses. The impact of these parameters on the slipping risk and on the location of the ZMP is highlighted. Finally, a database of motions judged meaningful is used to properly select the actuators of a robot of a given size and mass.

Keywords: Humanoid robots, motion generation, fall risk, mechanical design, actuators design