



Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

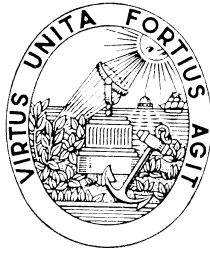
Departamento de Engenharia Electrotécnica e de Computadores

# **Análise Dinâmica e Controlo de Sistemas Robóticos de Locomoção Bípede**

*Filipe Miguel Teixeira Pereira da Silva*

Dissertação submetida à Universidade do Porto com vista à obtenção do grau de  
Doutor em Engenharia Electrotécnica e de Computadores

Julho de 2001



Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

Departamento de Engenharia Electrotécnica e de Computadores

# **Análise Dinâmica e Controlo de Sistemas Robóticos de Locomoção Bípede**

*Filipe Miguel Teixeira Pereira da Silva*

(Mestre em Engenharia Electrónica e Telecomunicações)

Dissertação submetida à Universidade do Porto com vista à obtenção do grau de Doutor em Engenharia Electrotécnica e de Computadores. Este trabalho foi realizado sob a orientação do Professor Doutor J. A. Tenreiro Machado.

Julho de 2001

# Índice

Índice .....	iii
Agradecimentos .....	vii
Resumo .....	ix
Abstract .....	xi
Résumé .....	xiii
Lista de Figuras .....	xv
Lista de Tabelas .....	xxvii
Lista de Abreviaturas.....	xxix
<b>1. INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
1.1 Locomoção com Pernas.....	3
1.2 Motivação e Objectivos .....	5
1.3 Contribuições da Tese .....	6
1.4 Estrutura da Tese.....	7
<b>2. LOCOMOÇÃO BÍPEDE: PRINCÍPIOS E PROPOSTAS</b>	
2.1 Introdução .....	9
2.2 Fundamentos Anatómicos e Mecânicos da Locomoção Humana .....	10
2.2.1 O Esqueleto .....	11
2.2.2 Os Actuadores .....	13
2.2.3 Os Sensores .....	15
2.2.4 O Controlador .....	16
2.2.5 O Ciclo da Locomoção .....	19
2.3 O Problema da Locomoção Bípede.....	20
2.4 Robôs Bípedes Experimentais .....	22
2.4.1 Universidade de Waseda.....	23
2.4.2 Honda P2.....	24
2.4.3 Laboratórios do MIT.....	25
2.4.4 Toddler .....	26
2.4.5 Bípede da Universidade Estatal de Moscovo.....	27
2.4.6 SD-2.....	27

2.4.7	Biper .....	28
2.4.8	Meltran .....	28
2.4.9	Timmy .....	29
2.4.10	Mecanismos Passivos .....	29
2.5	Elementos para uma Proposta de Investigação .....	30
2.5.1	Enquadramento e Estratégias .....	31
2.5.2	Ferramentas Utilizadas .....	34
2.6	Conclusões .....	35
<b>3.</b>	<b>MODELOS DE LOCOMOÇÃO BÍPEDE</b>	
3.1	Introdução .....	37
3.2	Modelos Baseados no Pêndulo Invertido .....	38
3.2.1	Pêndulo Invertido .....	38
3.2.2	Efeito de Adicionar o Pé .....	41
3.2.3	Modelo Bípede de Massa Concentrada .....	41
3.2.4	Modelo Bípede de Massa Distribuída .....	43
3.3	Limitações Específicas do Caminhar .....	44
3.3.1	Limites no Comprimento do Passo .....	46
3.3.2	Limites no Tempo do Passo .....	47
3.4	Estabilidade Postural <i>vs.</i> Equilíbrio Rotacional do Pé de Suporte .....	49
3.4.1	Condição de Atrito .....	50
3.4.2	Condição de Equilíbrio Rotacional do Pé de Suporte .....	51
3.5	Conclusões .....	57
<b>4.</b>	<b>ANÁLISE CINEMÁTICA E DINÂMICA</b>	
4.1	Introdução .....	61
4.2	Modelo Bípede Planar .....	62
4.2.1	Terminologia e Definições .....	64
4.2.2	Pressupostos e Simplificações de Modelização .....	64
4.3	Planeamento do Movimento .....	66
4.3.1	Parâmetros de Locomoção .....	67
4.3.2	Gerador de Trajectórias: Anca, Tronco e Pé .....	69
4.3.3	Análise do Espaço de Trabalho .....	71
4.4	Avaliação do Desempenho Cinemático .....	72
4.4.1	Medida de Locomobilidade .....	73
4.4.2	Resposta ao Ruído .....	80

4.4.3	Resposta em Frequência .....	82
4.5	Avaliação do Desempenho Dinâmico.....	83
4.5.1	Critérios de Desempenho .....	84
4.5.1.1.	Análise do Equilíbrio Estático do Pé.....	86
4.5.1.2.	Análise de Energia .....	87
4.5.1.3.	Sensibilidade às Perturbações.....	88
4.5.1.4.	Resposta em Frequência.....	88
4.5.2	Influência da Velocidade de Progressão.....	89
4.5.2.1.	Influência do Movimento da Perna Livre .....	95
4.5.3	Inclusão da Fase de Duplo Suporte.....	97
4.5.3.1.	Influência da Inclinação do Tronco .....	98
4.5.3.2.	Influência do Movimento Horizontal da Anca.....	105
4.5.3.3.	Influência Conjunta do Tronco e da Anca .....	109
4.5.4	Refinamento do Desempenho .....	110
4.5.5	Influência da Massa do Tronco.....	113
4.5.6	Relação Entre os Parâmetros Internos dos Elos Mecânicos .....	115
4.5.7	Análise da Sensibilidade do Sistema a Perturbações .....	118
4.5.8	Seleção da Configuração Óptima .....	120
4.6	Conclusões.....	121

## 5. ALGORITMOS E ESTRATÉGIAS DE CONTROLO

5.1	Introdução.....	123
5.2	Métodos Clássicos de Controlo .....	125
5.2.1	Controlo de Posição/Velocidade no Espaço Cartesiano .....	127
5.2.2	Controlo de Força .....	129
5.2.2.1.	Controladores Híbridos.....	130
5.2.2.2.	Controladores de Impedância.....	132
5.3	Controlador Orientado por Objectivos .....	134
5.3.1	Objectivos Elementares <i>vs.</i> Decomposição Estrutural e Funcional .....	135
5.3.2	Controlador Orientado por Objectivos Baseado na Posição.....	137
5.4	Controlador Baseado nas Forças de Interação .....	144
5.4.1	Propriedades do Controlador .....	145
5.4.1.1.	Acomodação .....	145
5.4.1.2.	Adaptação .....	146
5.4.1.3.	Eficiência Energética .....	147
5.4.1.4.	Estabilidade.....	147
5.4.2	Aproximação Dinâmica ao Problema do Contacto-Impacto .....	148

5.4.2.1.	Modelização do Ambiente .....	149
5.4.2.2.	Requisitos Sensoriais .....	151
5.4.3	Fundamentos Teóricos do Controlo de Força.....	152
5.4.4	Implementação do Controlador COO-FI .....	155
5.4.4.1.	Suporte Singular .....	156
5.4.4.2.	Duplo Suporte.....	159
5.4.4.3.	Resultados das Simulações.....	162
5.4.5	Adaptação do Controlo Motor à Dinâmica de Interacção.....	166
5.4.5.1.	Resultados das Simulações.....	169
5.5	Conclusões.....	177
<b>6.</b>	<b>AVALIAÇÃO DA EFICIÊNCIA E ROBUSTEZ DO CONTROLADOR COO-FI</b>	
6.1	Introdução .....	179
6.2	Avaliação do Controlador COO-FI.....	179
6.2.1	Influência do Tipo de Movimento da Perna Livre .....	180
6.2.2	Influência da Postura Vertical do Tronco .....	186
6.2.3	Influência da Minimização das Variáveis de Referência .....	191
6.2.4	Perturbação Horizontal de Força.....	196
6.2.5	Variação dos Parâmetros de Carga .....	204
6.2.6	Variação dos Parâmetros do Ambiente .....	211
6.3	Conclusões.....	213
<b>7.</b>	<b>DISCUSSÃO E CONCLUSÕES</b> .....	215
7.1	Discussão dos Resultados e Contribuições da Tese .....	216
7.2	Desenvolvimentos Futuros .....	218
<b>APÊNDICE A – COMPARAÇÃO ENTRE PVCOM, COP, ZMP E FRI</b> .....		223
<b>APÊNDICE B – TRAJECTÓRIA DA PERNA LIVRE</b> .....		227
<b>APÊNDICE C – MODELOS DO AMBIENTE</b> .....		229
<b>REFERÊNCIAS</b> .....		237

# Agradecimentos

Devo mais aos meus pais que a qualquer outra pessoa pelo encorajamento, orientação e dedicação extrema. Por isso, é a eles que dedico este trabalho e a quem devo os maiores agradecimentos. De igual forma, devo uma menção especial à minha irmã Maria José e ao meu cunhado José Carlos pelo apoio e ajuda nas mais diversas circunstâncias.

Ao meu orientador, Prof. J. A. Tenreiro Machado, expresso o meu profundo reconhecimento, acima de tudo pela confiança depositada e, depois, pelo apoio, dedicação e entusiasmo demonstrado ao longo da realização deste trabalho. A sua experiência e competência profissional contribuíram decisivamente para o desenrolar do plano de actividades.

Naturalmente, muitas outras pessoas contribuíram com perspectivas e percepções que modificaram a minha própria visão acerca da ciência robótica. A um grande amigo de muitos anos – Prof. Vitor Santos – devo agradecimentos especiais, pelas numerosas conversas, sugestões e comentários proveitosos e pelas palavras de estímulo em ocasiões necessárias.

Neste momento não posso esquecer o período crucial passado nos laboratórios do *Joint Research Centre* (Ispra, Itália), em que dei os primeiros passos no mundo da robótica. Um agradecimento muito caloroso é devido ao Prof. João G.M. Gonçalves e ao Prof. Francisco Vaz.

Gostaria de agradecer a todos os meus amigos, em particular ao António Carlos, Fernando Dias, Gilberto Campos, Lúcia Santos, Luís Carlos e Vitor Sequeira, os valiosos momentos passados ao longo dos últimos anos. Precioso foi ainda o apoio e a demonstração de amizade da Ana Paula Rodrigues. Aos colegas Abílio Azenha, Fernando Duarte e Nuno Miguel deixo uma palavra de agradecimento pela ajuda prestada e pela disponibilidade sempre demonstrada.

Agradeço o apoio e a disponibilidade de todos aqueles com quem, de uma forma ou outra, tenho convivido durante os anos de colaboração na Universidade Moderna (Porto) e, mais recentemente, na Secção Autónoma de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro.

Agradeço à Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto as condições disponibilizadas para a realização deste trabalho.

Agradeço à Fundação para a Ciência e a Tecnologia o suporte financeiro conferido através da atribuição, no âmbito do Programa PRAXIS XXI, da Bolsa de Doutoramento com referência PRAXIS XXI /BD/9541/96.

Por último, uma palavra de sinceros agradecimentos ao Instituto de Sistemas e Robótica, à Fundação Calouste Gulbenkian e à Fundação Luso-Americana para o Desenvolvimento pelo apoio financeiro concedido para participação em diversas conferências internacionais.





# Resum

O trabalho descrito nesta tese enquadra-se na área dos sistemas robóticos de locomoção bípede. Estes sistemas mecânicos exibem fenómenos cinemáticos e dinâmicos de natureza complexa que dificultam a sua análise e o seu controlo. Alguns algoritmos desenvolvidos recentemente encontram-se ainda numa fase embrionária, razão pela qual é necessária uma investigação mais profunda dos fenómenos em jogo. Assim, aspectos tais como a robustez dos algoritmos, fenómenos e efeitos de impactos, métodos de acomodação ao ambiente e capacidade de adaptação estão pouco estudados. A consideração destes tópicos deverá lançar luz sobre algumas das lacunas mencionadas e, assim, proporcionar o desenvolvimento de conhecimento científico que permita ampliar o campo de aplicação dos sistemas artificiais de locomoção.

Os problemas abordados nesta tese situam-se nos domínios da modelização cinemática e dinâmica de estruturas bípedes planares, da análise das suas propriedades mais relevantes, da avaliação e optimização do seu desempenho e da implementação de algoritmos e estratégias de controlo apropriadas. Dada a complexidade envolvida, a estratégia adoptada passa pela compreensão da natureza específica deste tipo de locomoção e dos princípios que lhe estão subjacentes. Por um lado, merece destaque o estudo de modelos simples e que, uma vez organizados em estruturas mais complexas, aproximam as funcionalidades encontradas na locomoção humana. Por outro lado, a estratégia de optimização do desempenho engloba os três níveis de descrição dos fenómenos envolvidos, ou seja, planeamento, cinemática e dinâmica. A metodologia proposta tem por base a definição de um conjunto de parâmetros coerentes com o processo de locomoção, cuja influência no desempenho global é analisada à luz de perspectivas diferentes, mas complementares.

Estes são os elementos principais que deram origem ao controlador proposto que apresenta uma estrutura híbrida que alterna entre controlo de força da perna em contacto com o meio ambiente e controlo de posição da perna que se movimenta no espaço livre. As forças de interacção com o solo são o elemento chave em torno do qual se implementam novas estratégias de controlo que proporcionam níveis de acomodação, adaptação e estabilidade dinâmica adequados às exigências impostas à locomoção no plano. Deste modo, as ferramentas de simulação computacional que foram desenvolvidas combinam métodos clássicos com estratégias e conceitos mais inovadores.

**Palavras Chave:** locomoção bípede, modelização cinemática e dinâmica, optimização do desempenho, estabilidade dinâmica, controlador híbrido, controlo das forças de interacção.



# Abstract

The work described in this thesis concerns the area of robotic biped locomotion systems. These mechanical systems exhibit complex kinematic and dynamic phenomena that make difficult their analysis and control. The most recent algorithms are still in an early stage of development, justifying a deeper investigation in what concerns their major problems. Topics such as the algorithm robustness, impact effects, compliance and adaptation are far from being established. The current research represents a step towards a better understanding of these topics, providing the scientific knowledge needed to increase the field of application of the artificial locomotion systems.

The main issues addressed in this thesis fall in the problem domain of kinematic and dynamic modeling of planar structures, analysis of their relevant aspects, performance evaluation and optimization, and implementation of control algorithms and strategies. The main purpose is to gain insight into the nature of bipedal walking by exploiting its properties and understanding the principles underlying the control challenges. It deserves special attention the study of simple physical models that are well understood and can approximate, when organized in more complex structures, some of the functionalities found in the human locomotion. On the other side, the performance optimization includes the three levels of description involved: trajectory planning, kinematics and dynamics. The proposed methodology is based on a set of parameters that are coherent with the locomotion process and whose influence in the global performance is analyzed from different viewpoints.

In this line of thought, the control architecture presents a hybrid structure changing between force control for the leg in contact with the ground and position control for the leg moving in the free space. The interaction forces are the key element through which new control strategies are proposed to provide the level of compliance, adaptation and dynamic stability required to perform the locomotion tasks on the plane. In this way, the simulation tools developed combine classic methods with new ideas and techniques.

**Keywords:** biped locomotion, kinematic and dynamic modeling, performance optimization, dynamic stability, hybrid controller, force interaction control.



# Résumé

Le travail décrit dans cette thèse se rapporte au domaine des systèmes robotiques de locomotion bipède. Ces systèmes mécaniques présentent des phénomènes cinématiques et dynamiques de nature complexe qui rendent leur analyse et leur contrôle difficile. Certains algorithmes développés récemment se trouvent encore à l'état embryonnaire, ce qui oblige à une recherche plus approfondie des phénomènes en question. Ainsi, des aspects tels que la robustesse des algorithmes, des phénomènes et des effets d'impacts, des méthodes d'accommodation à l'environnement et la capacité d'adaptation sont peu étudiés. Considérer ces topiques devra mettre à jour quelques lacunes mentionnées et par conséquent faciliter le développement de la connaissance scientifique qui permette d'élargir le domaine des systèmes artificiels de locomotion.

Les problèmes abordés dans cette thèse se situent aux niveaux de la modélisation cinématique et de la dynamique de structures bipèdes planaires, de l'analyse de ses propriétés plus pertinentes, de l'évaluation et optimisation de son exécution et de l'accomplissement d'algorithmes et de stratégies de contrôle appropriées. Étant donné la complexité, la stratégie adoptée passe par la compréhension de la nature spécifique de ce type de locomotion et des principes qui lui sont sous-jacents. D'une part, l'étude de modèles simples mérite d'être réhaussée, car elle exhibe des comportements bien compris et qui une fois organisés en structures chaque fois plus complexes, rapprochent les fonctionnalités rencontrées dans la locomotion humaine. Par ailleurs, la stratégie d'optimisation d'exécution englobe les trois niveaux de description des phénomènes concernés, c'est-à-dire, projection, cinématique et dynamique. La méthodologie proposée a pour base la définition d'un ensemble de paramètres cohérents avec le procédé de locomotion et dont l'influence dans l'exécution globale est analysée à la lumière de différentes perspectives.

Ceux-ci sont les principaux éléments qui ont été à l'origine du contrôleur proposé qui présente une structure hybride qui alterne entre le contrôleur de force de la jambe en contact avec le milieu ambiant et le contrôle de position de la jambe qui se déplace dans un espace libre. Les forces d'interaction avec le sol sont l'élément-clé autour duquel s'implémentent de nouvelles stratégies de contrôle qui procurent des niveaux d'accommodation, d'adaptation et de stabilité dynamique adaptées aux exigences imposées à la locomotion dans le plan. De ce fait les outils de simulation computationnelle qui ont été développés combinent des méthodes classiques avec des stratégies et des concepts plus innovateurs.

**Mots clés:** locomotion bipède, modélisation cinématique et dynamique, optimisation de l'exécution, stabilité dynamique, contrôleur hybride, contrôle des forces d'interaction.

# Lista de Figuras

Figura 1.1.1 – Representação esquemática de um sistema de robótica móvel .....	3
Figura 1.1.2 – Exemplos de sistemas de locomoção com pernas: (a-b) robôs de salto de Raibert; (c) robô bípede Wabian; (d) robô quadrúpede TitanVIII; (e) robô hexápode LAURON .....	4
Figura 2.1 – Articulação do quadril: movimento no plano sagital, frontal e transversal .....	11
Figura 2.2 – Articulação do joelho: movimento no plano sagital e transversal .....	12
Figura 2.3 – Articulação talocrural: movimento no plano sagital e rotação do pé .....	13
Figura 2.4 – Os principais músculos da locomoção: (A) 1. tensor da fáscia lata; 2. sartório; 3. pectíneo; 4. bíceps da coxa. (B) 1. recto da coxa; 2. iliopsoas; 3. vasto lateral; 4. tibial anterior; 5. extensor longo do hálux; 6. extensor longo dos dedos; 7. fibular terceiro; 8. semitendíneo; 9. sóleo; 10. gastrocnêmio. (C) 1. glúteo médio; 2. recto da coxa; 3. sóleo; 4. tibial posterior; 5. fibular longo; 6. fibular curto; 7. semimembranáceo e semitendíneo; 8. vasto medial e intermédio; 9. adutor longo.....	14
Figura 2.5 – Sentido do equilíbrio e da aceleração .....	15
Figura 2.6 – Neurónios sensitivo e motor.....	16
Figura 2.7 – Arco reflexo simples.....	18
Figura 2.8 – Ciclo típico da locomoção humana .....	20
Figura 2.9 – Robô bípede Wabian desenvolvido nos laboratórios da Universidade de Waseda .....	24
Figura 2.10 – Robô bípede P2 desenvolvido nos laboratórios da Honda Corporation .....	24
Figura 2.11 – Robô bípede Flamingo desenvolvido nos laboratórios do MIT.....	25
Figura 2.12 – Robô bípede Toddler desenvolvido na Universidade de New Hampshire.....	26
Figura 2.13 – Robô bípede Meltran II desenvolvido na Universidade de Tsukuba.....	29
Figura 2.14 – Robô bípede passivo desenvolvido na Universidade de Cornell .....	30
Figura 2.15 – Elementos e conceitos envolvidos na proposta de investigação.....	31
Figura 2.16 – Ilustração de tarefas de locomoção típicas de um robô bípede .....	34
Figura 3.1 – Pêndulo simples invertido.....	38
Figura 3.2 – Pêndulo simples invertido com actuador linear .....	39
Figura 3.3 – O modelo multi-junta com um ponto de massa é equivalente ao modelo com actuador linear .....	40

Figura 3.4 – Modelo de uma perna actuada no joelho e tornozelo.....	41
Figura 3.5 – Modelo bípede de massa concentrada .....	42
Figura 3.6 – Modelo do robô bípede com massa distribuída .....	44
Figura 3.7 – Modelo de locomoção usado por McGeer .....	46
Figura 3.8 – A forma de andar sobre o calcanhar e os dedos do pé suaviza as mudanças de direcção na anca .....	47
Figura 3.9 – Modelo do pêndulo permite estimar o limite de velocidade ao caminhar .....	48
Figura 3.10 – Cone de atrito.....	50
Figura 3.11 – Robô bípede na fase de suporte singular.....	51
Figura 3.12 – Forças e momentos aplicados no pé de suporte; o CoM, a PVCoM e o CoP estão representados, respectivamente, pelos pontos $G$ , $C$ e $P$ .....	52
Figura 3.13 – Forças de reacção normais e tangenciais do solo sobre o pé de suporte.....	53
Figura 3.14 – Sistema de coordenadas usado no cálculo do CoP .....	54
Figura 3.15 – Centro de pressão para bípedes puramente dinâmicos.....	54
Figura 3.16 – Divisão do pé em duas regiões: tarso e metatarso .....	57
Figura 4.1 – Modelos bípede com diferentes graus de liberdade (anca: $\circ$ – 2 gdl; $\otimes$ – 3 gdl) ...	63
Figura 4.2 – Modelo bípede planar .....	64
Figura 4.3 – Configuração do joelho: (A) tipo humano; (B) comum nas aves.....	65
Figura 4.4 – Descrição dos parâmetros de locomoção.....	67
Figura 4.5 – Avaliação do espaço de trabalho .....	72
Figura 4.6 – Modelo com 3 segmentos de massa pontual (massa do pé nula) .....	73
Figura 4.7 – Movimento do CoM: efeito da altura da anca .....	75
Figura 4.8 – Magnitude e direcção da variação no CoM para uma variação unitária em cada junta (T - tornozelo; J - joelho; A - anca).....	75
Figura 4.9 – Máximo valor singular $L_m$ e produto dos valores singulares $L_g$ .....	76
Figura 4.10 – Movimento do CoM: efeito da inclinação do tronco e máximo valor singular $L_m$ .....	76
Figura 4.11 – Movimento do CoM: efeito do comprimento dos elos ( $l_p + l_c = 1,0m$ ).....	77
Figura 4.12 – Magnitude e direcção da variação no CoM para uma variação unitária em cada junta (T - tornozelo; J - joelho; A - anca).....	77
Figura 4.13 – Máximo valor singular $L_m$ e produto dos valores singulares $L_g$ .....	78
Figura 4.14 – Avaliação de $\bar{L}_v$ a partir do elipsóide de velocidade e da direcção do movimento .....	78



Figura 4.15 – Efeito de  $L_p$  e  $A_h$  na medida de locomobilidade, ao longo da trajectória da anca e do tornozelo livre, para  $V_p = 1,0m/s$  (o símbolo \* assinala a situação em que ocorre o máximo) .....79

Figura 4.16 – Efeito de  $R_l$  na medida de locomobilidade, ao longo da trajectória da anca, para  $V_p = 1,0m/s$ ,  $L_p = 0,4m$  e  $A_h = 0,95m$  .....80

Figura 4.17 – Efeito de  $L_p$  e  $A_h$  no erro quadrático médio  $\xi_x$  e  $\xi_y$ , ao longo da trajectória da anca, para  $V_p = 1,0m/s$  .....81

Figura 4.18 – Efeito de  $L_p$  e  $A_h$  no erro quadrático médio  $\xi_x$  e  $\xi_y$ , ao longo da trajectória do tornozelo livre, para  $V_p = 1,0m/s$  .....81

Figura 4.19 – Efeito de  $L_p$  no erro quadrático médio  $\xi_x$ , ao longo da trajectória da anca, para  $V_p = 1,0m/s$  e  $A_h = 0,95m$  .....82

Figura 4.20 – Diagrama de blocos englobando os vários critérios de desempenho .....85

Figura 4.21 – Configuração do pé dividido em região do tarso e metatarso .....87

Figura 4.22 – Comparação dos valores de  $L_p$  e  $A_h$ , em função de  $V_p$ , usando como critérios a potência mecânica ( $C^{Pm}$ ), a potência dissipada ( $C^{Pd}$ ) e o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ) .....90

Figura 4.23 – Comparação dos valores de  $T_p$ , em função de  $V_p$ , usando como critérios a potência mecânica ( $C^{Pm}$ ), a potência dissipada ( $C^{Pd}$ ) e o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ) .....90

Figura 4.24 – Comparação dos valores de  $l_b^v$ , em função de  $V_p$ , usando como critérios a potência mecânica ( $C^{Pm}$ ), a potência dissipada ( $C^{Pd}$ ) e o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ) .....91

Figura 4.25 – Comparação dos valores de  $P_m$ , em função de  $V_p$ , usando como critérios a potência mecânica (traço contínuo) e o comprimento virtual do pé (a tracejado); e comparação dos valores de  $P_d$ , em função de  $V_p$ , usando como critérios a potência dissipada (traço contínuo) e o comprimento virtual do pé (a tracejado) .....91

Figura 4.26 – Evolução temporal do centro de pressão (a tracejado os limites imposto por  $l_b^r = 0,12m$ ) e da relação entre as componentes tangencial  $R_t$  e normal  $R_n$  da reacção do solo para diferentes velocidades: (a)  $V_p = 0,25 m/s$ ; (b)  $V_p = 0,5 m/s$ ; (c)  $V_p = 1,0 m/s$ . A cada velocidade correspondem valores de  $L_p$  e  $A_h$  que minimizam o critério de estabilidade,  $l_b^v$  .....92

Figura 4.27 – Efeito de $L_p$ e $A_h$ na potência mecânica e dissipada para $V_p = 1,0 \text{ ms}^{-1}$ (o símbolo * assinala a situação em que ocorre o custo mínimo).....	92
Figura 4.28 – Efeito de $L_p$ e $A_h$ na medida de estabilidade para $V_p = 1,0 \text{ ms}^{-1}$ (o símbolo * assinala a situação em que ocorre o custo mínimo) .....	93
Figura 4.29 – Comparação dos valores de $P_m$ e $P_d$ , em função de $V_p$ , para diferentes $L_p$ e usando como critérios de optimização a potência mecânica ( $C^{Pm}$ ) e dissipada ( $C^{Pd}$ ) .....	94
Figura 4.30 – Evolução temporal do centro de pressão, para uma velocidade $V_p = 1,0 \text{ m/s}$ , considerando dois tipos de trajectórias do pé livre: X2Y2 e X3Y3 (a tracejado os limites impostos por $l_b^v = 0,12 \text{ m}$ ) .....	97
Figura 4.31 – Comparação dos valores de $l_b^v$ , em função da percentagem de DS, para diferentes $L_p$ e usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ) .....	98
Figura 4.32 – Comparação dos valores de $\alpha_r$ e $F\alpha_r$ , em função da percentagem de DS, para diferentes $L_p$ e usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ) .....	99
Figura 4.33 – Comparação dos valores de $P_m$ e $P_d$ , em função da percentagem de DS, para diferentes $L_p$ e usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ) .....	100
Figura 4.34 – Comparação dos valores de $l_b^v$ , em função da percentagem de DS, usando como critérios de optimização a potência mecânica ( $C^{Pm}$ ), a potência dissipada ( $C^{Pd}$ ) e o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ) .....	100
Figura 4.35 – Comparação dos valores de $P_m$ , em função da percentagem de DS, usando como critérios a potência mecânica (traço contínuo) e o comprimento virtual do pé (a tracejado); comparação dos valores de $P_d$ , em função da percentagem de DS, usando como critérios a potência dissipada (traço contínuo) e o comprimento virtual do pé (a tracejado).....	101
Figura 4.36 – Diagrama de locomoção em resultado da optimização do movimento do tronco .....	102
Figura 4.37 – Evolução temporal do centro de pressão CoP com a delimitação das bases de suporte (a tracejado representa-se a projecção do centro de massa) e estimativa do coeficiente de atrito mínimo ao longo de um passo .....	103
Figura 4.38 – Componente tangencial (em cima) e normal (em baixo) da força de reacção do solo sobre a perna direita (à direita) e a perna esquerda (à esquerda). Para a perna direita (perna de suporte) representa-se a tracejado o peso total do sistema .....	103

Figura 4.39 – Evolução temporal dos binários nas juntas da anca, joelho e tornozelo (de cima para baixo) da perna direita (à direita) e da perna esquerda (à esquerda).....104

Figura 4.40 – Comparação dos valores de  $I_b'$ , em função da percentagem de DS, para diferentes  $L_p$  e usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ) .....105

Figura 4.41 – Comparação dos valores de  $V_r$  e  $FV_r$ , em função da percentagem de DS, para diferentes  $L_p$  e usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ) .....106

Figura 4.42 – Comparação dos valores de  $P_m$  e  $P_d$ , em função da percentagem de DS, para diferentes  $L_p$  e usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ) .....106

Figura 4.43 – Diagrama de locomoção que resulta da optimização da velocidade de progressão .....107

Figura 4.44 – Evolução temporal do centro de pressão com a delimitação das bases de suporte (a tracejado representa-se a projecção do centro de massa) e estimativa do coeficiente de atrito mínimo ao longo do passo .....107

Figura 4.45 – Componente tangencial (em cima) e normal (em baixo) da força de reacção do solo sobre a perna direita (à direita) e a perna esquerda (à esquerda). Para a perna direita (perna de suporte) representa-se a tracejado o peso total do sistema .....108

Figura 4.46(a) – Evolução temporal dos binários nas juntas da anca e joelho (de cima para baixo) da perna direita (à direita) e da perna esquerda (à esquerda).....108

Figura 4.46(b) – Evolução temporal dos binários na junta do tornozelo da perna direita (à direita) e da perna esquerda (à esquerda) .....109

Figura 4.47 – Efeito de  $V_r$  e  $\alpha_r$  no comprimento virtual do pé para  $V_p = 1,0 \text{ ms}^{-1}$  (o símbolo \* assinala a situação em que ocorre o custo mínimo) .....109

Figura 4.48 – Efeito de  $V_r$  e  $\alpha_r$  nas potências mecânica  $P_m$  e dissipada  $P_d$  para  $V_p = 1,0 \text{ ms}^{-1}$  (o símbolo \* assinala a situação em que ocorre o custo mínimo).....110

Figura 4.49 – Efeito de  $P_e$  e  $T_{me}$  no comprimento virtual do pé para  $V_p = 1,0 \text{ ms}^{-1}$  (o custo mínimo ocorre para  $P_e = 0 \text{ m}$ ) .....111

Figura 4.50 – Efeito de  $P_e$  e  $T_{me}$  na potência mecânica e dissipada para  $V_p = 1,0 \text{ ms}^{-1}$  (o símbolo \* assinala a situação em que ocorre o custo mínimo).....111

Figura 4.51 – Efeito de  $A_r$  e  $FA_r$  no comprimento virtual do pé para  $V_p = 1,0 \text{ ms}^{-1}$  (o símbolo \* assinala a situação em que ocorre o custo mínimo) .....112

- Figura 4.52 – Efeito de  $A_r$  e  $FA_r$  na potência mecânica e dissipada para  $V_p = 1,0 \text{ ms}^{-1}$  (o símbolo \* assinala a situação em que ocorre o custo mínimo)..... 112
- Figura 4.53 – Comparação dos valores de  $l_b^v$ , em função da percentagem de DS, usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ) e evolução temporal da PHCoM usando uma percentagem de DS de 16%, para  $m_t = 12Kg$ ,  $m_t = 22Kg$  e  $m_t = 47Kg$  ..... 113
- Figura 4.54 – Comparação dos valores de  $P_m$  e  $P_d$ , em função da percentagem de DS, para diferentes  $m_t$  e usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ) ..... 114
- Figura 4.55 – Comparação dos valores de  $V_r$  e  $FV_r$ , em função da percentagem de DS, para diferentes  $m_t$  e usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ) ..... 114
- Figura 4.56 – Comparação dos valores de  $l_b^v$ , em função da relação de massas, para diferentes  $R_t$  e usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ) ..... 115
- Figura 4.57 – Comparação dos valores de  $P_m$  e  $P_d$ , em função da relação de massas, para diferentes  $R_t$  e usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ) ..... 116
- Figura 4.58 – Comparação dos valores de  $V_r$  e  $FV_r$ , em função da relação de massas, para diferentes  $R_t$  e usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ) ..... 116
- Figura 4.59 – Evolução do valor de  $ME_p$ , em função do factor de proporcionalidade, para  $V_p = 1,0m/s$  e usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ) ..... 118
- Figura 4.60 – Evolução do valor de  $P_m$  e  $P_d$ , em função do factor de proporcionalidade, para  $V_p = 1,0m/s$  e usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ) ..... 118
- Figura 4.61 – Comparação dos valores de  $\xi_\theta$  e  $\xi_x$ , em função da percentagem de DS, para diferentes  $L_p$  em resposta ao ruído nos binários..... 119
- Figura 4.62 – Comparação dos valores de  $\xi_\theta$  e  $\xi_x$ , em função da percentagem de DS, para diferentes  $L_p$  em resposta à saturação dos actuadores ..... 119
- Figura 4.63 – Comparação dos valores de  $E_r$ , em função do comprimento do passo, usando um filtro ideal e um filtro de Butterworth de 1ª ordem (frequência de corte de  $5Hz$ )..... 120

Figura 4.64 – Diagrama de locomoção que resulta da otimização do movimento .....	121
Figura 5.1 – Diagrama de blocos de um controlador posição/força clássico .....	125
Figura 5.2 – Controlo Cartesiano de posição baseado na matriz transposta do Jacobiano .....	128
Figura 5.3 – Controlo Cartesiano de posição baseado na matriz inversa do Jacobiano .....	128
Figura 5.4 – Controlo de posição “Resolved-Acceleration” .....	129
Figura 5.5 – Diagrama de blocos do controlador híbrido no espaço Cartesiano .....	131
Figura 5.6 – Diagrama de blocos do controlador directo de força .....	132
Figura 5.7 – Diagrama de blocos do controlador indirecto de força .....	132
Figura 5.8 – Diagrama de blocos do controlador de impedância no espaço Cartesiano .....	133
Figura 5.9 – Decomposição estrutural do robô bípede nas fases de SS e DS .....	136
Figura 5.10 – Diagrama de blocos do controlador Cartesiano de posição .....	138
Figura 5.11 – Actividade do controlador e fluxo de informação durante um ciclo completo .....	138
Figura 5.12 – Diagrama de locomoção em resultado da simulação do movimento .....	140
Figura 5.13 – Evolução temporal do centro de pressão CoP ao longo do ciclo completo (a tracejado representa-se a curva obtida no estudo da dinâmica inversa e a sombreado representa-se a localização dos pés e a zona de sobreposição) .....	140
Figura 5.14 – Componentes tangencial e normal da força de reacção do solo ao longo do ciclo completo (a tracejado representa-se a curva obtida pelo estudo da dinâmica inversa) .....	141
Figura 5.15 – Evolução temporal dos binários nas juntas da anca, joelho e tornozelo da perna direita ao longo do ciclo completo .....	141
Figura 5.16 – Erros de posição nas coordenadas do tornozelo (perna direita) e da anca e erro angular na inclinação do tronco .....	142
Figura 5.17 – Formas de distribuir as contribuições individuais: as linhas a tracejado partem das coordenadas da anca (A), corpo (C) e tornozelo (T) e evoluem ao longo da estrutura .....	142
Figura 5.18 – Modelização do ambiente .....	150
Figura 5.19 – Regiões e limiares de deformação vertical .....	151
Figura 5.20 – Princípio de funcionamento do controlador .....	152
Figura 5.21 – Modelo da anca com 3 gdl formado pelo pélvis e pelo tronco .....	153
Figura 5.22 – As forças de reacção dividem-se entre o calcanhar e os dedos do pé de suporte .....	154
Figura 5.23 – Diagrama de blocos do controlador COO-FI .....	157
Figura 5.24 – Restrição do CoP pela aplicação de um “filtro” de saturação ao FRI original .....	157
Figura 5.25 – Modificação em tempo real da referência virtual de força .....	158
Figura 5.26 – Estrutura de controlo implementada no tronco .....	159

Figura 5.27 – Divisão do ciclo de locomoção em quatro períodos de transição entre as fases de SS e DS: pré-impacto, pós-impacto, transferência de suporte e quebra de contacto (os ganhos dinâmicos $S_P$ , $S_F$ e $S_C$ proporcionam períodos contínuos de transição). As próximas simulações seguem esta mesma sequência que se inicia com a elevação da perna esquerda.....	161
Figura 5.28 – Diagrama de locomoção ao longo do ciclo completo e evolução temporal do centro de pressão $CoP_2$ (a sombreado representa-se a localização dos pés ao longo de 2 passos) .....	164
Figura 5.29 – Erro de velocidade na coordenada horizontal da anca (velocidade de progressão) e erro de posição na coordenada vertical da anca (altura da anca).....	165
Figura 5.30 – Diagrama de locomoção para 2 ciclos do padrão de locomoção (4 passos) .....	165
Figura 5.31 – Erro de velocidade na coordenada horizontal da anca (velocidade de progressão) e erro de posição na coordenada vertical da anca (altura da anca).....	166
Figura 5.32 – Comportamento das coordenadas verticais dos pé (tornozelo e extremidades) nas fases de impacto e elevação do pé e evolução temporal do ângulo de inclinação do tronco medido em relação à vertical .....	166
Figura 5.33 – Diagrama de blocos do controlador COO-FI modificado .....	167
Figura 5.34 – Modificação em tempo real da referência virtual de CoP .....	168
Figura 5.35 – Diagrama de locomoção em resultado da simulação do caminhar bípede .....	170
Figura 5.36 – Erro de velocidade na coordenada horizontal da anca (velocidade de progressão) e erro de posição na coordenada vertical da anca (altura da anca).....	171
Figura 5.37 – Comportamento das coordenadas verticais do pé (tornozelo e extremidades) nas fases de impacto (pé esquerdo) e elevação do pé (pé direito).....	171
Figura 5.38 – Componente tangencial e normal da força de reacção do solo sobre a perna direita (D) e esquerda (E) ao longo do ciclo completo.....	172
Figura 5.39 – Erros de força nas componentes normais de reacção da perna direita $f_n^D$ e da perna esquerda $f_n^E$ .....	173
Figura 5.40 – Evolução temporal do centro de pressão ao longo do ciclo completo na perna direita $CoP_1^D$ e na perna esquerda $CoP_1^E$ (a tracejado representam-se os limites físicos do pé).....	173
Figura 5.41 – Erros de posição nas coordenadas do centro de pressão da perna direita $CoP_1^D$ e da perna esquerda $CoP_1^E$ .....	174
Figura 5.42 – Evolução temporal do centro de pressão global $CoP_2$ ao longo do ciclo completo (a sombreado representa-se a localização dos pés ao longo de dois passos) .....	174

Figura 5.43 – Evolução temporal dos binários da anca, joelho e tornozelo das pernas direita (D) e esquerda (E) ao longo do ciclo completo. A potência dissipada vale  $P_d = 40388N^2m$  .....175

Figura 5.44 – Ângulo de inclinação do tronco em relação à vertical e evolução temporal do binário do corpo ao longo do ciclo completo .....175

Figura 5.45 – Trajectória no plano de fase da junta do tronco ao longo de 6 ciclos (12 passos) .....176

Figura 5.46 – Trajectórias no plano de fase das juntas do joelho direito e esquerdo nas fase de suporte (linha tracejada) e fase aérea (linha contínua) ao longo de 6 ciclos (12 passos) .....176

Figura 6.1 – Diagrama de locomoção em resultado da simulação do caminhar bípede usando uma trajectória do tipo X3Y2; erro de velocidade na coordenada horizontal da anca (velocidade de progressão) e erro de posição na coordenada vertical da anca (altura da anca) .....181

Figura 6.2 – Diagrama de locomoção em resultado da simulação do caminhar bípede usando uma trajectória do tipo X2Y2; erro de velocidade na coordenada horizontal da anca (velocidade de progressão) e erro de posição na coordenada vertical da anca (altura da anca) .....181

Figura 6.3 – Comportamento das coordenadas verticais do pé (tornozelo e extremidades) nas fases de impacto (pé esquerdo) e elevação do pé (pé direito) usando trajectórias do tipo X3Y2 (à esquerda) e X2Y2 (à direita) .....182

Figura 6.4 – Componente tangencial e normal da força de reacção do solo e erro normal sobre a perna direita (D) usando trajectórias do tipo X3Y2 (à esquerda) e X2Y2 (à direita) .....183

Figura 6.5 – Evolução temporal do centro de pressão global  $CoP_2$  (a sombreado representa-se a localização dos pés ao longo de 2 passos) usando trajectórias do tipo X3Y2 (à esquerda) e X2Y2 (à direita) .....183

Figura 6.6 – Evolução temporal dos binários da anca, joelho e tornozelo da perna direita (D) ao longo do ciclo completo usando trajectórias do tipo X3Y2 (em cima) e X2Y2 (em baixo) .....184

Figura 6.7 – Evolução temporal do binário do tronco ao longo do ciclo completo usando trajectórias do tipo X3Y2 (à esquerda) e X2Y2 (à direita) .....185

Figura 6.8 – Trajectórias no plano de fase da junta do tronco e do joelho direito após 6 ciclos do padrão de locomoção (12 passos consecutivos) usando trajectórias do tipo X3Y2 (à esquerda) e X2Y2 (à direita) .....185

Figura 6.9 – Diagrama de locomoção em resultado da simulação do caminhar bípede .....187

Figura 6.10 – Erro de velocidade na coordenada horizontal da anca (velocidade de progressão) e erro de posição na coordenada vertical da anca (altura da anca).....	187
Figura 6.11 – Comportamento das coordenadas verticais do pé (tornozelo e extremidades) nas fases de impacto (pé esquerdo) e elevação do pé (pé direito); evolução temporal do centro de pressão global $CoP_2$ (a sombreado representa-se a localização dos pé ao longo de 2 passos).....	187
Figura 6.12 – Componentes tangencial e normal da força de reacção do solo sobre a perna direita (D) e esquerda (E) ao longo do ciclo completo.....	188
Figura 6.13 – Erros de força nas componentes normais de reacção da perna direita $f_n^D$ e da perna esquerda $f_n^E$ .....	188
Figura 6.14 – Evolução temporal do centro de pressão e respectivos erros ao longo do ciclo completo na perna direita $CoP_1^D$ e na perna esquerda $CoP_1^E$ (a tracejado representam-se os limites físicos do pé).....	189
Figura 6.15 – Evolução temporal dos binários da anca, joelho e tornozelo da perna direita (D) e esquerda (E) ao longo do ciclo completo .....	189
Figura 6.16 – Ângulo de inclinação do tronco em relação à vertical e evolução temporal do binário do corpo ao longo do ciclo completo .....	190
Figura 6.17 – Trajectória no plano de fase da junta do tronco para 6 ciclos do padrão de locomoção (12 passos consecutivos).....	190
Figura 6.18 – Trajectórias no plano de fase das juntas do joelho direito e esquerdo nas fase de suporte (linha tracejada) e fase aérea (linha contínua) para 6 ciclos do padrão de locomoção (12 passos consecutivos).....	190
Figura 6.19 – Diagrama de locomoção em resultado da simulação do caminhar bípede .....	192
Figura 6.20 – Erro de velocidade na coordenada horizontal da anca (velocidade de progressão) e erro de posição na coordenada vertical da anca (altura da anca).....	192
Figura 6.21 – Comportamento das coordenadas verticais do pé (tornozelo e extremidades) nas fases de impacto (pé esquerdo) e elevação do pé (pé direito); evolução temporal do centro de pressão global $CoP_2$ (a sombreado representa-se a localização dos pé ao longo de 2 passos).....	192
Figura 6.22 – Componente tangencial e normal da força de reacção do solo sobre a perna direita (D) e esquerda (E) ao longo do ciclo completo.....	193
Figura 6.23 – Erros de força nas componentes normais de reacção da perna direita $f_n^D$ e da perna esquerda $f_n^E$ .....	193



Figura 6.24 – Evolução temporal do centro de pressão e respectivos erros ao longo do ciclo completo na perna direita  $CoP_1^D$  e na perna esquerda  $CoP_1^E$  (a tracejado representam-se os limites físicos do pé).....194

Figura 6.25 – Evolução temporal dos binários da anca, joelho e tornozelo da perna direita (D) e esquerda (E) ao longo do ciclo completo.....194

Figura 6.26 – Ângulo de inclinação do tronco em relação à vertical e evolução temporal do binário do corpo ao longo do ciclo completo .....195

Figura 6.27 – Trajectória no plano de fase da junta do tronco para 6 ciclos do padrão de locomoção (12 passos consecutivos).....195

Figura 6.28 – Trajectórias no plano de fase das juntas do joelho direito e esquerdo nas fase de suporte (linha tracejada) e fase aérea (linha contínua) para 6 ciclos do padrão de locomoção (12 passos consecutivos).....195

Figura 6.29 – Aplicação de uma força externa de 100N de amplitude na anca (na direcção do movimento e na direcção oposta) e na extremidade do tronco (na direcção do movimento) .....196

Figura 6.30 – SIMULAÇÃO 1: *aplicação de uma força horizontal de +100N (50ms) na anca.* Diagrama de locomoção, forças de reacção tangenciais e normais, coordenadas verticais do pé e trajectória do centro de pressão.....198

Figura 6.31 – Evolução dos binários, ângulo de inclinação do tronco e planos de fase .....199

Figura 6.32 – SIMULAÇÃO 2: *aplicação de uma força horizontal de -100N (50ms) na anca.* Diagrama de locomoção, forças de reacção tangenciais e normais, coordenadas verticais do pé e trajectória do centro de pressão.....200

Figura 6.33 – Evolução dos binários, ângulo de inclinação do tronco e planos de fase .....201

Figura 6.34 – SIMULAÇÃO 3: *aplicação de uma força horizontal de +100N (50ms) no tronco.* Diagrama de locomoção, forças de reacção tangenciais e normais, coordenadas verticais do pé e trajectória do centro de pressão.....202

Figura 6.35 – Evolução dos binários, ângulo de inclinação do tronco e planos de fase .....203

Figura 6.36 – SIMULAÇÃO 1: *adição de uma carga de 10Kg no tronco com realimentação.* Diagrama de locomoção, forças de reacção tangenciais e normais, coordenadas verticais do pé e trajectória do centro de pressão.....205

Figura 6.37 – Evolução dos binários, ângulo de inclinação do tronco e planos de fase .....206

Figura 6.38 – SIMULAÇÃO 2: *adição de uma carga de 10Kg no tronco sem realimentação.* Diagrama de locomoção, forças de reacção tangenciais e normais, coordenadas verticais do pé e trajectória do centro de pressão.....207

Figura 6.39 – Evolução dos binários, ângulo de inclinação do tronco e planos de fase .....208

Figura 6.40 – SIMULAÇÃO 3: <i>adição de uma carga de 10Kg no pélvis com realimentação.</i> Diagrama de locomoção, forças de reacção tangenciais e normais, coordenadas verticais do pé e trajectória do centro de pressão .....	209
Figura 6.41 – Evolução dos binários, ângulo de inclinação do tronco e planos de fase .....	210
Figura 6.42 – Diagrama de locomoção e comportamento das coordenadas verticais do pé (tornozelo e extremidades) para 6 ciclos do padrão de locomoção (12 passos consecutivos) .....	212
Figura 6.43 – Trajectória no plano de fase da junta do tronco para 6 ciclos do padrão de locomoção (12 passos consecutivos) .....	212
Figura 6.44 – Trajectórias no plano de fase das juntas do joelho direito e esquerdo, nas fase de suporte (linha tracejada) e fase aérea (linha contínua), para 6 ciclos do padrão de locomoção (12 passos consecutivos) .....	213
Figura A.1 – Comparação entre PVCoM ( $C$ ), CoP ou ZMP ( $P$ ) e FRI ( $F$ ): à esquerda o pé está em equilíbrio estático visto $F$ estar dentro da base de suporte (mesmo com $C$ fora dos limites do pé) e $P$ coincide com $F$ ; à direita o pé está a rodar visto $F$ estar fora da base de suporte (mesmo com $C$ dentro dos limites do pé) e $P$ está na extremidade do pé em torno da qual roda .....	225
Figura C.1 – Modelos de contacto com um grau de liberdade .....	230
Figura C.2 – Comportamento das coordenadas verticais do pé (tornozelo e extremidades) na fase de impacto (pé esquerdo) e na fase de elevação (pé direito) .....	231
Figura C.3 – Componentes tangencial e normal da força de reacção do solo sobre a perna direita (D) e esquerda (E) ao longo de meio ciclo .....	232
Figura C.4 – Comportamento das coordenadas verticais do pé (tornozelo e extremidades) na fase de impacto (pé esquerdo) e na fase de elevação (pé direito) .....	233
Figura C.5 – Componentes tangencial e normal da força de reacção do solo sobre a perna direita (D) e esquerda (E) ao longo de meio ciclo .....	233
Figura C.6 – Evolução temporal dos coeficientes de amortecimento nas extremidades da perna direita (D) e esquerda (E) .....	234
Figura C.7 – Comportamento das coordenadas verticais do pé (tornozelo e extremidades) na fase de impacto (pé esquerdo) e na fase de elevação (pé direito); componentes tangencial e normal da força de reacção do solo sobre a perna direita (D) e esquerda (E) .....	236
Figura C.8 – Evolução temporal dos coeficientes de amortecimento nas extremidades da perna direita (D) e esquerda (E) .....	236

# Lista de Tabelas

Tabela 3.1 – Coordenada do CoP em relação ao referencial $(O, x, y)$ . .....	54
Tabela 4.1 – Definição de alguns termos adoptados da biomecânica .....	64
Tabela 4.2 – Pressupostos de modelização .....	65
Tabela 4.3 – Definição dos parâmetros de locomoção .....	68
Tabela 4.4 – Parâmetros de massa e comprimento dos elos usados na análise cinemática .....	74
Tabela 4.5 – Parâmetros de massa e comprimento dos elos usados na simulação da dinâmica inversa: massa total $M_t = 70,0Kg$ e altura máxima da anca $A_h^{\max} = 1,0m$ .....	89
Tabela 4.6 – Parâmetros de locomoção usados na simulação da dinâmica inversa. ....	95
Tabela 4.7 – Comparação de desempenhos em função da trajectória do pé livre $x_t(t)$ e $y_t(t)$ ; as potências médias $P_m$ e $P_d$ são distribuídas, na forma de percentagem, pela perna de suporte, pela secção do tronco e pela perna livre .....	96
Tabela 4.8 – Parâmetros de locomoção usados na simulação da dinâmica inversa .....	98
Tabela 4.9 – Optimização da fase de duplo suporte em função do comprimento do passo .....	99
Tabela 4.10 – Parâmetros de locomoção usados na simulação da dinâmica inversa .....	101
Tabela 4.11 – Parâmetros de locomoção usados na simulação da dinâmica inversa .....	105
Tabela 4.12 – Optimização da fase de duplo suporte em função do comprimento do passo .....	106
Tabela 4.13 – Parâmetros de locomoção usados na simulação da dinâmica inversa .....	107
Tabela 4.14 – Parâmetros de locomoção usados na simulação da dinâmica inversa .....	113
Tabela 4.15 – Parâmetros de massa e comprimento dos elos e parâmetros de locomoção usados na simulação da dinâmica inversa .....	117
Tabela 4.16 – Parâmetros de locomoção de referência .....	121
Tabela 5.1 – Parâmetros de massa, comprimento dos elos e locomoção usados em simulação .....	139
Tabela 5.2 – Avaliação dos erros quadráticos médios nas variáveis de posição (expressos em $mm$ ) e velocidade (expressos em $mm/s$ ) do tornozelo, da anca e do tronco. A estrutura de controlo é modificada de acordo com os valores da diagonal principal (o símbolo _ indica que pode tomar qualquer valor) .....	143
Tabela 5.3 – Definição dinâmica da constante $\lambda_y$ e do expoente $\nu$ .....	150
Tabela 5.4 – Coordenada vertical do pé no contacto inicial e limiares de deformação.....	151

Tabela 5.5 – Distribuição da actividade do controlador pelos subsistemas da perna de suporte, da secção superior do corpo e da perna livre. As referências virtuais resumem-se aos erros verticais no movimento da anca que modificam a referência de força $f_n^d$ e os erros horizontais da anca que modificam a localização de referência do centro de pressão $CoP^d$ e a inclinação de referência do tronco $\theta_c^d$ .....	156
Tabela 5.6 – Parâmetros de massa, comprimento dos elos e locomoção usados em simulação .....	163
Tabela 5.7 – Parâmetros dos controladores envolvendo variáveis de posição e velocidade .....	163
Tabela 5.8 – Parâmetros dos controladores envolvendo variáveis de força .....	164
Tabela 5.9 – Parâmetros dos controladores virtuais .....	169
Tabela 6.1 – Comparação de desempenhos em função do tipo de trajectória da perna livre: potência média dissipada, percentagem de duplo suporte e margem de estabilidade ....	184
Tabela 6.2 – Parâmetros dos controladores envolvendo a junta do tronco .....	186
Tabela 6.3 – Definição dos parâmetros do modelo não linear “repartido” .....	211
Tabela A.1 – Definições de ZMP e implicações dessas descrições .....	223
Tabela C.1 – Parâmetros de massa, comprimento dos elos e locomoção usados em simulação .....	229
Tabela C.2 – Modelização do ambiente usando elementos lineares .....	230
Tabela C.3 – Definição dos parâmetros do modelo linear .....	231
Tabela C.4 – Definição dos parâmetros do modelo não linear .....	232
Tabela C.5 – Definição dos limiares de deformação .....	235
Tabela C.6 – Definição dos parâmetros do modelo não linear “repartido” .....	235
Tabela C.7 – Definição dinâmica da constante $\lambda_\nu$ e do expoente $\nu$ .....	235

# Lista de Abreviaturas

CoM	Centro de Massa
COO-FI	Controlador Orientado por Objectivos Baseado na Força de Interação
CoP	Centro de Pressão
DS	Duplo Suporte
FRI	Indicador de Rotação do Pé ( <i>Foot Rotation Indicator</i> )
gdl	Grau de Liberdade
MIT	<i>Massachusetts Institute of Technology</i>
PCoM	Projeção do Centro de Massa
PD	Proporcional e Derivativo
PI	Proporcional e Integral
PHCoM	Projeção Horizontal do Centro de Massa
PVCoM	Projeção Vertical do Centro de Massa
SS	Suporte Singular
ZMP	Ponto de Momento Zero ( <i>Zero Moment Point</i> )



# Capítulo 1

## Introdução

No início de um novo milénio a robótica afirma-se cada vez mais como uma ciência florescente e com um enorme potencial de aplicação. Ao longo das últimas décadas o trabalho pioneiro de inúmeros investigadores ajudou a fundar uma base de conhecimento coerente, com as suas metodologias, técnicas e resultados próprios. O crescimento foi tão fulgurante que, hoje, algumas das definições de robô não parecem muito ajustadas à realidade. Por exemplo, há vinte anos atrás, a Associação Americana de Robótica descrevia um robô como sendo “*um braço manipulador de uso geral, reprogramável, consistindo de três ou mais elos mecânicos e actuadores, com um elemento terminal.*” Esta definição não admite estruturas cinemáticas como as plataformas móveis ou as pernas e, além do mais, não se mencionam os sensores. No essencial encerra as capacidades dos manipuladores robóticos usados na indústria (em especial automóvel) durante os anos setenta. Noutra perspectiva, a Grande Enciclopédia Portuguesa Brasileira propõe a definição mais abrangente de “*autómato aperfeiçoado que pode executar o trabalho de um homem*”.

Nos nossos dias a robótica apresenta-se como um campo multidisciplinar em que a cooperação entre diferentes engenharias (*e.g.*, mecânica, electrotécnica e de computadores) predomina no desenvolvimento de autómatos com um nível superior de percepção e inteligência. Os progressos verificados nas áreas da micro electrónica, dos computadores, da inteligência artificial, das telecomunicações, da tecnologia sensorial e do armazenamento de energia prometem influenciar este desenvolvimento. Como resultado desta evolução têm surgido muitas outras descrições relacionadas com o tópico da robótica, mais sucintas e menos temporais. Entre muitas outras, o conceito de Michael Brady da ciência robótica como “*a conexão inteligente entre percepção e*

*acção*” lança algumas noções importantes. O robô surdo, mudo, cego e sem tacto de meados dos anos oitenta está a dar lugar a sistemas baseados em sensores capazes de adquirir, interpretar e integrar informação sobre o ambiente operacional. No outro extremo do espectro, temos a noção irónica de David Grossman de que “*um robô é uma máquina surpreendentemente animada*”. Esta ideia, partilhada pelas crianças que imploram por brinquedos cada vez mais sofisticados parece seduzir a indústria do entretenimento que começa a apostar no seu futuro comercial.

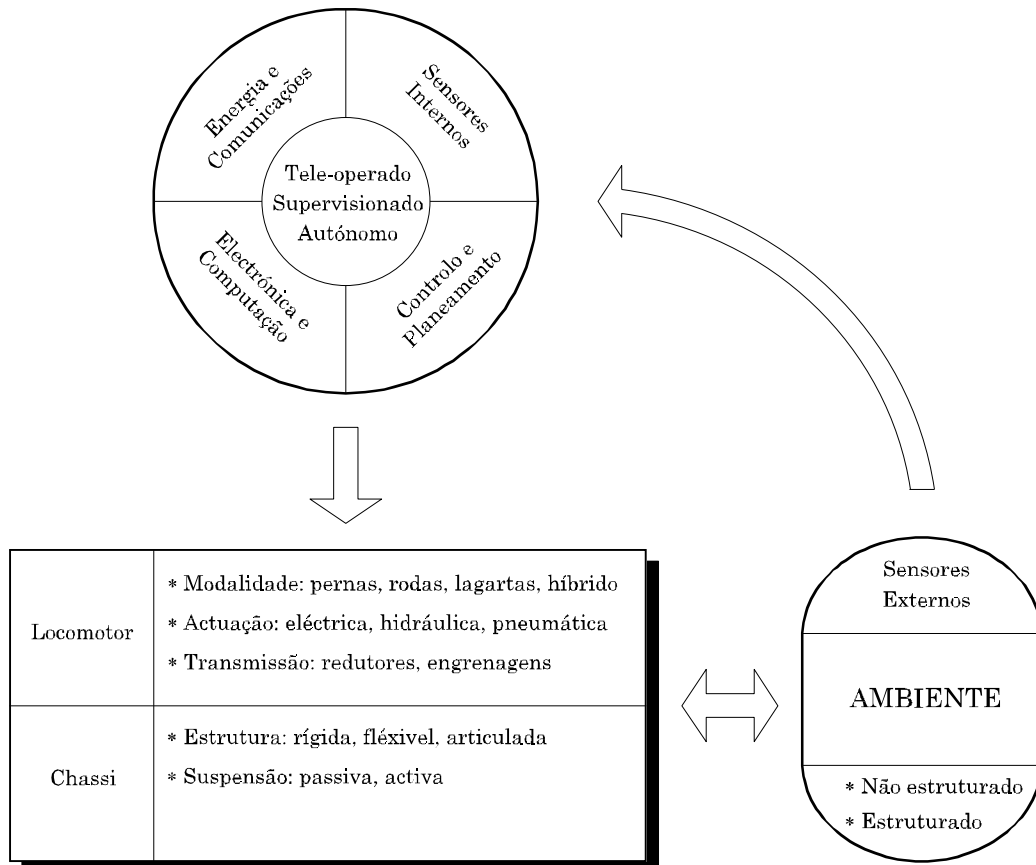
Apesar desta agitação, é consensual afirmar que a robótica não teve o impacto, quer a nível industrial como ao nível da vida do cidadão comum, que era estimado durante os anos oitenta. A razão para esta aparente contradição prende-se com os rigorosos requisitos de tempo e qualidade impostos na indústria que, inevitavelmente, deram origem a ambientes de produção projectados em torno das capacidades dos robôs. Em particular, as incertezas no ambiente são eliminadas ou controladas de forma apertada. Em oposição, os maiores desenvolvimentos alcançados pela robótica nos últimos anos estão relacionados com o modo de ultrapassar o problema das incertezas, usando sensores, modelos paramétricos, ou mecanismos acomodativos. Nesta perspectiva, o futuro crescimento das aplicações robóticas poderá ser alargado à indústria dos serviços e do entretenimento. Como exemplo sobressaem as aplicações domésticas e médicas, as operações em centrais nucleares ou em outras áreas potencialmente perigosas para o homem, a exploração subaquática e espacial, e ainda a área dos jogos e brinquedos interactivos.

As especificações necessárias à obtenção de um elevado desempenho podem ser resumidas a dois aspectos fundamentais: mobilidade e percepção. Por um lado, a mobilidade pode ser conseguida através de robôs móveis usando uma determinada modalidade locomotora. Por outro lado, a percepção do mundo exterior é realizada através da medição e interpretação de um conjunto de grandezas físicas que constituem os dados sensoriais. A questão da percepção é importante para assegurar uma adequada capacidade de interacção entre o robô e um meio ambiente irregular e muitas vezes desconhecido.

O termo robô móvel pode ser considerado como a descrição mais geral de um autómato que é capaz de realizar um conjunto genérico de tarefas em diferentes localizações sem estar limitado a operar a partir de um ponto fixo. À partida, distinguem-se três tipos diferentes de locomoção consoante o meio onde se realize: locomoção terrestre, locomoção aquática e locomoção aérea. Por sua vez, cada um



destes tipos de locomoção pode apresentar várias configurações distintas. No caso particular da locomoção terrestre são apontadas três configurações: dispositivos artificiais de rotação baseados em rodas ou lagartas [Dudek00], corpos articulados ondulantes [Hirose93] e pernas artificiais [Raibert86][Todd85][Vukobratovic90]. O diagrama da Figura 1.1 ilustra a natureza genérica de um robô móvel.



**Figura 1.1** – Representação esquemática de um sistema de robótica móvel.

### 1.1 Locomoção com Pernas

Na actualidade as rodas são a forma dominante de locomoção mecânica. Uma das razões prende-se com a alegada eficácia e suavidade de movimentos em superfícies pavimentadas. No domínio da robótica, as plataformas móveis têm captado a atenção de muitos investigadores, comprovada pela grande variedade de plataformas comerciais existentes no mercado da especialidade.

Nos anos mais recentes, o uso de pernas artificiais como meio de locomoção tem recebido mais atenção da indústria, dos académicos e do público em geral. Para além

do puro fascínio e emoção de criar robôs que reproduzem as criaturas animais, existem duas razões importantes para explorar os sistemas de pernas: a superior mobilidade em terrenos naturais e o mecanismo de suspensão. As pernas proporcionam melhor mobilidade em terrenos irregulares já que podem usar apoios isolados para cada pé (*e.g.*, permitem passar sobre obstáculos, subir e descer escadas ou planos inclinados). A outra vantagem das pernas é o facto de proporcionarem uma suspensão activa que separa a trajectória do corpo dos pontos em que os pés contactam o solo. Deste modo, o desempenho dos sistemas de pernas pode, em grande parte, ser independente das irregularidades do terreno. Todas estas questões motivaram a comunidade científica para a construção de robôs com uma, duas, três, quatro, seis e oito pernas [http#1]. A Figura 1.2 apresenta alguns exemplos de robôs de pernas desenvolvidos nos últimos anos.

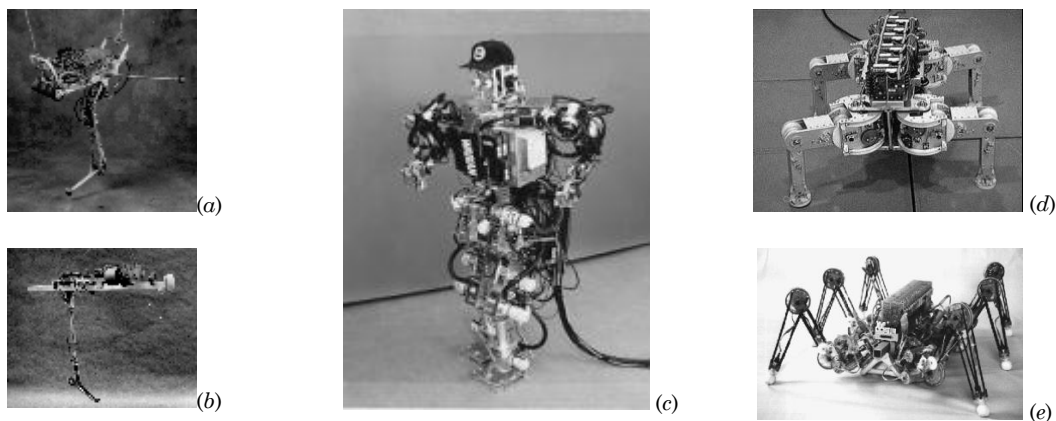


Figura 1.2 – Exemplos de sistemas de locomoção com pernas: (a-b) robôs de salto de Raibert; (c) robô bípede Wabian; (d) robô quadrúpede TitanVIII; (e) robô hexápode LAURON.

Estes sistemas são agrupados em duas classes – estáticos ou dinâmicos – de acordo com a técnica adoptada para manter o equilíbrio. Os robôs estáticos têm, normalmente, quatro ou seis pernas e devem manter pelo menos três pés em contacto com o solo em todos os instantes para proporcionar uma base de suporte alargada. Os padrões de locomoção seleccionados devem assegurar que a projecção vertical do centro de massa permaneça dentro do polígono formado pelos pontos de suporte e, ao mesmo tempo, o movimento seja lento de modo que os efeitos inerciais não afectem o equilíbrio. Os robôs dinâmicos, em contraste, não requerem uma base de suporte alargada e não sofrem das limitações de velocidade anteriores. Deste modo, a

estabilidade dinâmica é essencial para sistemas com menos de três pernas e útil para sistemas com mais pernas. Contudo, esta estratégia introduz um problema bem mais complexo pois exige um controlo permanente do movimento das pernas e do corpo.

A ideia do robô humanoíde (andróide) tem ganho consistência à medida que se vão solidificando os avanços nos fundamentos científicos da locomoção bípede. Esta fase de grande expansão culminou com construção de vários protótipos laboratoriais [http#2] [Gienger00][Hirai98][Nishiwaki00][Yamaguchi99], a identificação das limitações actuais (tecnológicas, científicas e financeiras) e propostas para as ultrapassar. As vantagens da reprodução de estruturas, funções e princípios presentes nos seres humanos parecem evidentes:

1. Torna a cooperação e interacção com os humanos mais natural.
2. A adaptação a ambientes modificados e/ou projectados pelo homem é mais simples.
3. Os progressos alcançados na compreensão das soluções biológicas estimulam a aplicação experimental.

## 1.2 Motivação e Objectivos

O principal objectivo estipulado para esta tese foi o de estudar e desenvolver metodologias de análise e controlo com aplicação em sistemas artificiais de locomoção bípede. Estes sistemas mecânicos exibem fenómenos cinemáticos e dinâmicos de natureza complexa que tornam difícil a sua análise e o seu controlo. Estes factos levaram a que muitos dos estudos anteriores estivessem confinadas a situações que exijam pouca interacção com o ambiente, isto é, que envolvem somente um controlo de posição, evitando situações que requerem um controlo de força e um planeamento de trajectórias sofisticado. Alguns algoritmos desenvolvidos recentemente encontram-se ainda numa fase embrionária, razão pela qual é necessária uma investigação mais profunda dos vários fenómenos em jogo. Assim, aspectos tais como a robustez dos algoritmos, métodos de acomodação ao ambiente, fenómenos de impacto, capacidades de adaptação e aprendizagem, ou o desenvolvimento de esquemas baseados numa análise dos fenómenos biológicos presentes no sistema humano estão pouco estudados. A consideração destes tópicos deverá lançar luz sobre algumas das lacunas mencionadas e, assim, proporcionar o desenvolvimento de conhecimento científico que permita ampliar o campo de aplicação dos sistemas artificiais de locomoção.

Este trabalho representa uma proposta de solução, ou melhoramento às soluções existentes, para alguns dos problemas já mencionados e pretende ser um vector de ligação entre diferentes perspectivas, tendo como base a teoria da ciência robótica. Nesta ordem de ideias, o problema da locomoção bípede é encarado em função de dois actores principais – o robô e o seu ambiente – e em função da relação que se estabelece ao longo das interacções naturais. As questões abordadas ao longo deste trabalho situam-se nos domínios da análise cinemática e dinâmica de estruturas bípedes planares com diferentes graus de liberdade (gdl) e das estratégias de controlo associadas. As metodologias propostas serão testadas e validadas pela simulação do processo de andar em superfícies planas e considerando a modelização do ambiente.

A metodologia adoptada começa com o estudo de uma colecção de estruturas que exibem comportamentos simples e bem compreendidos e que, uma vez organizadas em estruturas mais complexas, aproximam as funcionalidades encontradas na locomoção humana. O principal objectivo a atingir com esta aproximação é o de valorizar a compreensão dos princípios subjacentes à locomoção bípede como sendo a chave para chegar a arquitecturas de controlo eficientes e robustas. Alguns destes elementos estão relacionados com a natureza específica da locomoção bípede e com a dinâmica natural destes mecanismos. A necessidade de projectar um robô com capacidade de adaptação às tarefas e ao ambiente convencionado, justifica o uso de novos conceitos que, como se verá, mostram ser válidos e vantajosos quando comparados com outros métodos mais clássicos.

### **1.3 Contribuições da Tese**

As principais contribuições desta tese podem ser resumidas aos seguintes pontos:

1. Introdução de progressos em direcção a uma melhor compreensão dos princípios subjacentes à locomoção bípede com base no estudo de modelos simplificados.
2. Metodologia de avaliação do desempenho englobando os três níveis conceptuais usados no controlo: planeamento de trajectórias, cinemática e dinâmica.
3. Desenvolvimento de algoritmos de controlo simples e intuitivos que exploram as características específicas do problema. Neste âmbito, importa destacar o papel fundamental atribuído às forças de interacção que se estabelecem entre o robô e o solo.

4. A arquitectura global de controlo apresenta uma dependência mínima em relação a variáveis de referência, proporcionando níveis de acomodação, adaptação e estabilidade adequados à realização do caminhar bípede.
5. As ferramentas de simulação desenvolvidas representam uma solução para alguns dos problemas associados ao projecto e à concepção de um sistema físico. O carácter paramétrico dos diversos módulos facilita a selecção de padrões de locomoção, a avaliação de algoritmos de controlo em face de factores ambientais e a especificação de actuadores e sensores de acordo com a tarefa a realizar.

A compreensão da natureza específica da locomoção bípede envolve o estudo de modelos e estruturas artificiais que, apesar da sua simplicidade, exibam propriedades relevantes. Adicionalmente, a estratégia global de optimização do desempenho das pernas engloba os três níveis de descrição dos fenómenos envolvidos, ou seja, planeamento, cinemática e dinâmica. Esta estratégia permite uma mais fácil implementação e interpretação física dos fenómenos e, ao mesmo tempo, representa um elemento de grande ajuda na definição de um conjunto de condições necessárias ao projecto do controlador. A intuição obtida impulsionou o desenvolvimento de uma arquitectura de controlo baseada nas forças de interacção com o solo e com uma dependência mínima em relação a variáveis previamente planeadas (*i.e.*, sinais de referência). Esta linha de ideias, menos clássica, faz sentido dada a necessidade de adaptação própria de um sistema que opera na presença de distúrbios, enquanto sujeito a diferentes ambientes e a variações de carga.

Em conclusão, este trabalho introduz alguns progressos naquela que pode ser considerada como a “rede de conhecimento” no campo da locomoção bípede. Por um lado, explorando áreas na periferia da rede e, por outro lado, escolhendo pontos de vista originais em relação ao espaço deixado em aberto no interior de cada malha.

## 1.4 Estrutura da Tese

A tese encontra-se dividida em sete capítulos e três apêndices que são apresentados, na medida do possível, com um carácter autónomo. O Capítulo 2 forma a base de todo o trabalho uma vez que é aqui que se definem os alicerces em que assenta a investigação realizada. Primeiro é exposto o potencial da aprendizagem dual que

resulta da cooperação entre a biologia e a robótica. De seguida, são identificados os problemas específicos da locomoção bípede e descritas algumas das soluções encontradas em trabalhos considerados relevantes. Com base nesta informação, apresenta-se um conjunto de elementos básicos que constituem uma primeira proposta de trabalho a edificar ao longo dos capítulos seguintes.

No Capítulo 3 estabelece-se uma comparação entre modelos bípedes, baseados no pêndulo invertido, com diferentes graus de complexidade e envolvendo actuadores rotacionais e/ou lineares. Apesar da simplicidade, estes modelos afiguram-se úteis para uma melhor compreensão dos mecanismos subjacentes à locomoção bípede. Por último, são investigados os fundamentos teóricos relacionados com as limitações e restrições inerentes à locomoção bípede.

O Capítulo 4 aborda os aspectos de modelização e optimização do desempenho de uma estrutura bípede planar com 6 gdl. A primeira parte é dedicada à definição de um conjunto de parâmetros coerentes com o processo de locomoção e ao planeamento do movimento. Com base neste procedimento, avalia-se a influência destes parâmetros de locomoção segundo diferentes pontos de vista, considerando diferentes critérios de desempenho cinemáticos. De seguida é destacado o papel dominante da dinâmica na complexidade da locomoção bípede. A informação dos binários nas juntas e das forças de reacção no solo determinam em grande medida o comportamento do sistema. À semelhança da análise cinemática, propõem-se vários critérios de desempenho dinâmicos que permitem obter uma maior intuição do problema.

O Capítulo 5 é dedicado a aspectos teóricos do controlo e à implementação dos respectivos algoritmos e estratégias. Começa-se com a apresentação de alguns algoritmos de controlo clássicos (posição e força) para, de seguida, concentrar a atenção nas exigências estruturais e funcionais impostas pelos sistemas bípedes. Nesta conformidade, descreve-se o processo evolutivo que deu origem à arquitectura de controlo final baseada em objectivos de movimento simples e nas forças de interacção com o solo. A aplicação destes algoritmos é demonstrada no Capítulo 6 através de inúmeras experiências realizadas em superfícies planas e pela discussão dos aspectos relacionados com a eficiência e a robustez.

Finalmente, no capítulo 7 são apresentadas as conclusões finais e são lançadas algumas pistas de investigação futura.

## Capítulo 2

# Locomoção Bípede: Princípios e Propostas

### 2.1 Introdução

Nas últimas décadas têm sido feitos progressos significativos na cooperação entre a biologia e a robótica, sendo hoje reconhecidas as sinergias destas duas áreas do conhecimento. Como consequência, na literatura científica encontram-se duas aproximações típicas para o estudo de sistemas bípedes. Por um lado, as teorias e algoritmos ligados à investigação biológica contribuem com modelos específicos a aplicar e verificar experimentalmente. Os biólogos têm adquirido, ao longo dos anos, um vasto conhecimento acerca da mecânica do andar, dos padrões de actuação muscular e dos diferentes níveis de actividade neuronal. Contudo, o controlo destes sistemas permanece ainda no domínio da robótica. Os protótipos construídos são uma fonte de conhecimento, nomeadamente, ao nível de estruturas mecânicas e estratégias de controlo plausíveis.

Nesta ordem de ideias, o Capítulo 2 proporciona uma perspectiva, ainda que sucinta, acerca dos sistemas biológicos e robóticos de locomoção bípede. A Secção 2.2 apresenta os fundamentos anatómicos e mecânicos da locomoção humana. Na Secção 2.3 identificam-se os principais problemas associados à locomoção bípede, seja do ponto de vista da modelização como do controlo. A Secção 2.4 descreve algumas das soluções implementadas com sucesso em robôs experimentais. Por último, a Secção 2.5 traça os caminhos a percorrer e as ferramentas básicas que norteiam o trabalho apresentado nos próximos capítulos.

## 2.2 Fundamentos Anatômicos e Mecânicos da Locomoção Humana

As acções de andar ou correr são tão automáticas que, por vezes, é fácil subestimar os sistemas neuronal e biomecânico responsáveis pela mobilidade humana. O facto de andarmos tão facilmente é o reflexo da enorme sofisticação do nosso sistema de controlo motor e das suas capacidades de aprendizagem. Apesar da excelência na utilização das pernas, é fácil perceber que nos encontramos ainda num estado primitivo de compreensão dos princípios de controlo subjacentes à locomoção humana. Algumas das questões pertinentes que permanecem em aberto são:

- Como é que os sistemas biológicos mantêm o equilíbrio?
- Como calcular os sinais de controlo que permitam, de forma arbitrária, manter uma postura erecta, caminhar ou correr?
- Qual é o princípio de coordenação presente na locomoção humana?
- Quais são os critérios de optimização que influenciaram a evolução das pernas e a aprendizagem dos padrões de locomoção?

Estas questões relacionadas com o movimento de organismos vivos que usam pernas têm merecido a atenção de estudiosos a trabalhar em diferentes áreas: biólogos, fisiologistas, especialistas médicos, matemáticos e engenheiros. Em especial, o conhecimento das bases anatômicas e mecânicas do movimento humano tem dominado a atenção de todos. Os avanços verificados nos últimos anos devem-se, em grande parte, ao desenvolvimento de várias metodologias experimentais de medição baseadas em fotogrametria, cinematografia, transdutores de força, acelerómetros, goniometria, electromiografia (EMG) e electroencefalografia (EEG). Os movimentos do esqueleto humano são produzidos por contracções muscular e moderados por factores ambientais. Deste modo, o movimento resultante depende de dois tipos de factores:

1. Aqueles que influenciam a contracção muscular – incluem as características estruturais e funcionais do sistema neuromuscular. O estudo destas características recai no campo da anatomia.
2. Aqueles que influenciam os efeitos moderadores do ambiente – incluem fenómenos físicos como a gravidade, o atrito e a força de reacção normal. O estudo destas quantidades recai sobre um ramo da física que é a mecânica.

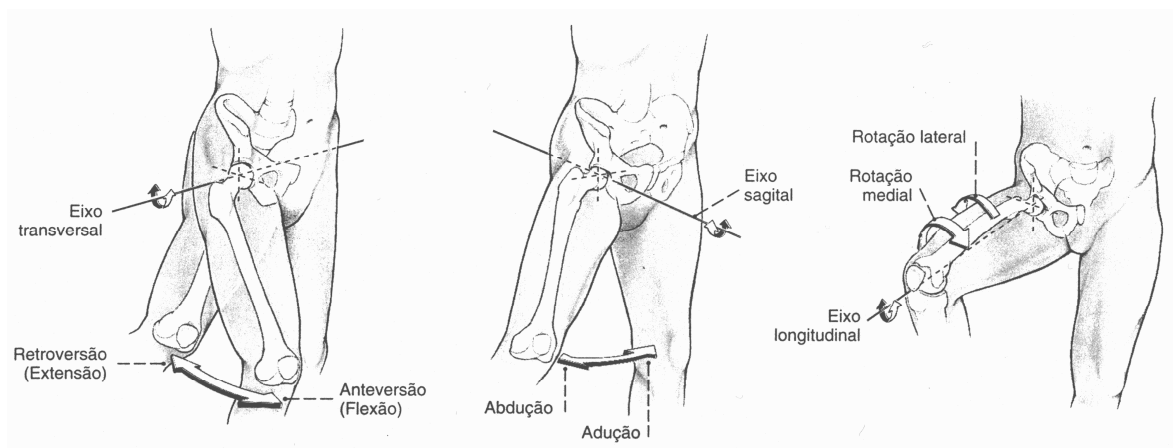


Os estudos realizados têm permitido aprofundar o conhecimento acerca do modo como o homem anda sem, contudo, responderem de forma satisfatória à questão de porque o faz dessa maneira. Esta secção procura descrever sumariamente alguns destes temas com o objectivo de evidenciar as dificuldades encontradas para decifrar os princípios de controlo, articular as funções motoras e estabelecer relações entre os elementos anatómicos e as suas funções.

### 2.2.1 O Esqueleto

O esqueleto humano é composto de ossos, cartilagens, ligamentos e articulações que, no seu conjunto, sustentam o resto do corpo dando-lhe a forma que todos conhecemos. Os ossos são estruturas sólidas formadas por fibras de tecido conjuntivo impregnadas de substâncias minerais. Esta combinação confere propriedades de resistência à compressão e à tensão e, ainda, um certo grau de elasticidade.

Uma das funções do esqueleto é auxiliar no movimento do corpo, fornecendo inserção aos músculos e funcionando como alavancas. Estas alavancas são interligadas por articulações cuja forma e mobilidade variam consideravelmente, permitindo-lhes adaptarem-se às suas funções específicas. Por exemplo, os ossos dos membros estão separados por cavidades articulares que formam as articulações móveis. Estas articulações unem os ossos através de uma cápsula fibrosa reforçada por ligamentos que são os principais agentes na prevenção da integridade das juntas.



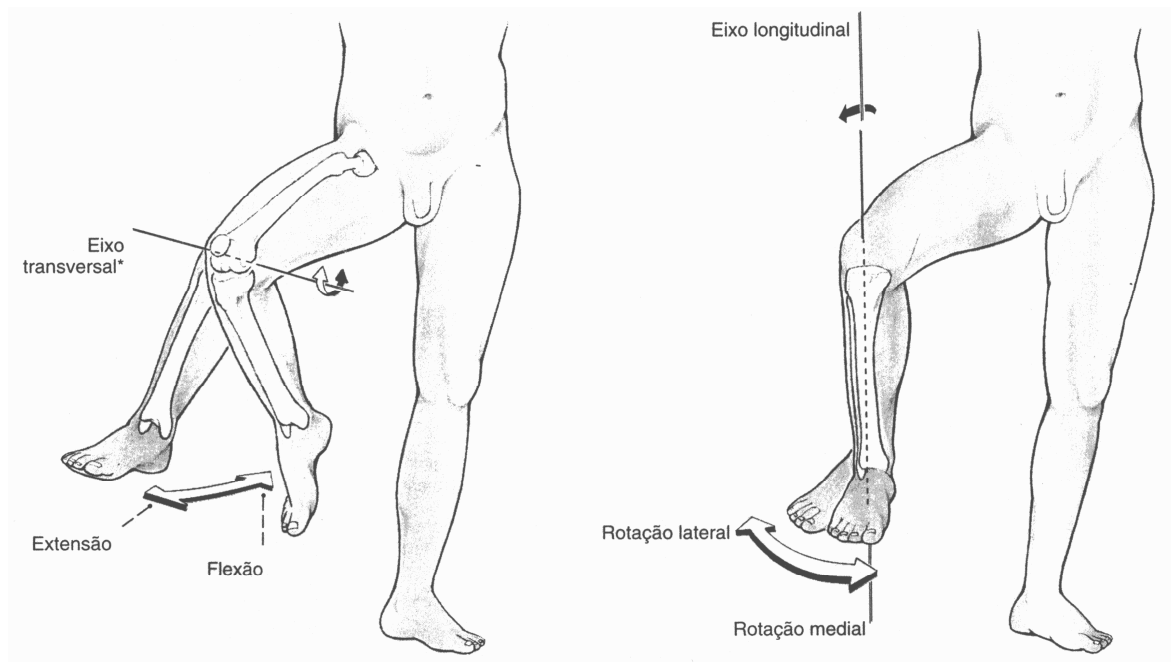
**Figura 2.1** – Articulação do quadril: movimento no plano sagital, frontal e transversal.

Frequentemente, é possível descrever o funcionamento das diversas articulações com o auxílio de modelos mecânicos simples. A anca é uma articulação tipo esferóide

que tem como função orientar o membro inferior em todas as direcções do espaço através de três eixos (Figura 2.1). As características da anca são condicionadas pela função de suporte do peso do corpo e pelo grau de mobilidade exigido.

O joelho é a articulação intermédia do membro inferior e é considerada como a mais complexa de todas. Aparentemente esta articulação reduz-se a um grau de liberdade – flexão e extensão – que é usado para controlar a distância do corpo em relação ao solo (Figura 2.2). No entanto, o joelho comporta um segundo grau de liberdade que não aparece excepto quando o joelho está dobrado. Encarada sobre o ponto de vista mecânico, a articulação do joelho deve conciliar dois imperativos contraditórios:

- A estabilidade – em extensão completa – porquanto trabalha essencialmente em compressão devido ao peso do corpo e ao braço da alavanca.
- A mobilidade – a partir de um certo ângulo de flexão – necessária ao percurso e orientação do pé em relação às irregularidades do terreno.



**Figura 2.2** – Articulação do joelho: movimento no plano sagital e transversal.

Apesar do fraco encaixe das superfícies, o joelho resolve esta situação de compromisso graças a dispositivos mecânicos extremamente engenhosos como a rótula, os ligamentos e os meniscos. Por sua vez, as ligações existentes entre a extremidade da perna e o pé compreendem a articulação do tornozelo e as articulações do pé (Figura 2.3). A função principal do pé e do tornozelo é ajudar a absorver o impacto com o solo e a fornecer ao corpo uma plataforma estável de suporte (*i.e.*,

flexível para absorver e rígida para transmitir). Os ossos do pé estão dispostos de forma que o peso do corpo é sustentado pelo calcanhar e pelas cabeças distais dos metatársicos. As propriedades elásticas do tendão de Aquiles e dos três arcos formados no pé (arco transversal, longitudinal lateral e longitudinal medial) são fundamentais para diminuir significativamente o trabalho realizado pelos músculos.



**Figura 2.3** – Articulação talocrural: movimento no plano sagital e rotação do pé.

### 2.2.2 Os Actuadores

A musculatura do corpo é composta por fibras agrupadas em feixes, formando tecidos capazes de contrair e realizar trabalho mecânico. O facto de o músculo ser um órgão contráctil significa que são pelo menos necessários dois para controlar de um modo funcional a junta mais simples possível. O músculo agonista é aquele que inicia a contracção desejada (promotor da força motriz), enquanto o antagonista é qualquer músculo que activamente se opõem com uma contribuição negativa. A contracção de um qualquer músculo pode ser acompanhada pela actividade simultânea de um músculo actuando na mesma junta – músculo sinergista. A classificação de qualquer músculo nestas categorias será, portanto, dependente da tarefa em execução.

A vantagem das juntas serem actuadas por músculos que geram forças em direcções opostas é a possibilidade de controlar separadamente o binário e a rigidez: se ambos são activados simultaneamente – co-activação – a rigidez da junta será elevada e o binário resultante baixo; se os antagonistas estão relaxados – inibição recíproca – o binário resultante será elevado. A descrição e explanação do envolvimento destas duas modalidades de controlo motor tem motivado o interesse de muitos investigadores. Basmajian e De Luca [Basmajian85] identificaram condições específicas que podem ser associadas a cada uma destas estratégias.

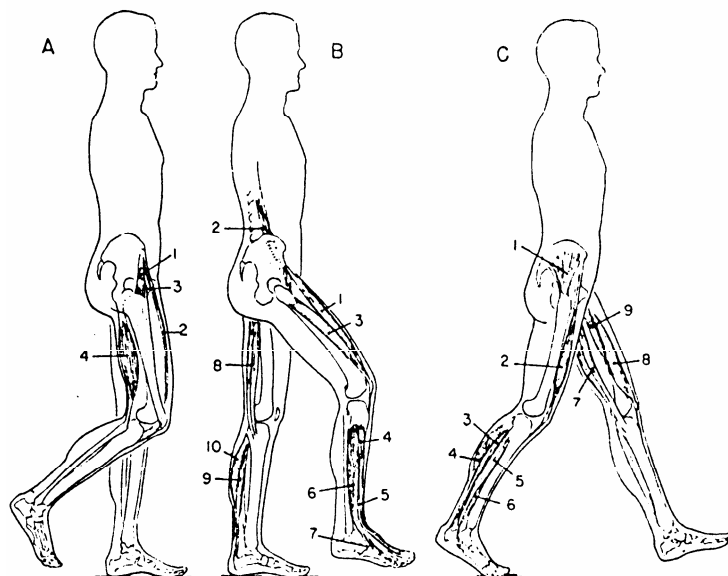
Por um lado, a inibição recíproca parece estar presente em:

- Processos rítmicos como a locomoção.
- Movimentos reflexivos de elevada velocidade (próxima da balística).
- Contrações em que uma resistência externa evita o deslocamento da junta.

Por outro lado, a co-activação surge como um mecanismo de segurança associado à realização de tarefas que, pela sua natureza, exijam máxima eficiência:

- Fase inicial das nossas vidas.
- Realização de movimentos imprevistos (sem aprendizagem).
- Contrações que exigem a rigidez da junta (*e.g.*, equilíbrio instável) ou aquelas em que a força deve decrescer mais rápido que a taxa de relaxação do agonista.

Cada articulação é accionada por um conjunto de músculos cuja origem, inserção, função e padrão de actividade estão bem documentados na literatura. Os principais músculos presentes na locomoção humana estão ilustrados na Figura 2.4.

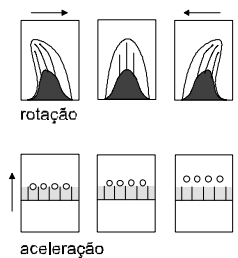


**Figura 2.4** – Os principais músculos da locomoção: (A) 1. tensor da fáscia lata; 2. sartório; 3. pectíneo; 4. bíceps da coxa. (B) 1. recto da coxa; 2. iliopsoas; 3. vasto lateral; 4. tibial anterior; 5. extensor longo do hálux; 6. extensor longo dos dedos; 7. fibular terceiro; 8. semitendíneo; 9. sóleo; 10. gastrocnêmio. (C) 1. glúteo médio; 2. recto da coxa; 3. sóleo; 4. tibial posterior; 5. fibular longo; 6. fibular curto; 7. semimembranáceo e semitendíneo; 8. vasto medial e intermédio; 9. adutor longo.

### 2.2.3 Os Sensores

Antes de abordar questões relativas ao controlo, é interessante ter uma ideia das características dos sensores e transdutores que fornecem informação ao sistema nervoso central. Mais do que os cinco sentidos tradicionais, interessa considerar os sentidos cinestésicos que dão informação acerca do equilíbrio, da aceleração, das posições e forças musculares.

O ouvido, para além de órgão auditivo, contém igualmente estruturas responsáveis pela manutenção do equilíbrio (Figura 2.5). O aparato vestibular do ouvido interno é constituído por uma complexa série de espaços e canais entrecruzados. Os três canais semicirculares, perpendiculares entre si, funcionam como transdutores de aceleração angular. Durante as rotações, o líquido (endolinfa) existente nos canais estimula receptores que enviam mensagens para o cérebro. A percepção dos movimentos de translação está a cargo do utrículo, a cavidade do vestíbulo auricular que contém os elementos sensíveis à gravidade e às acelerações.



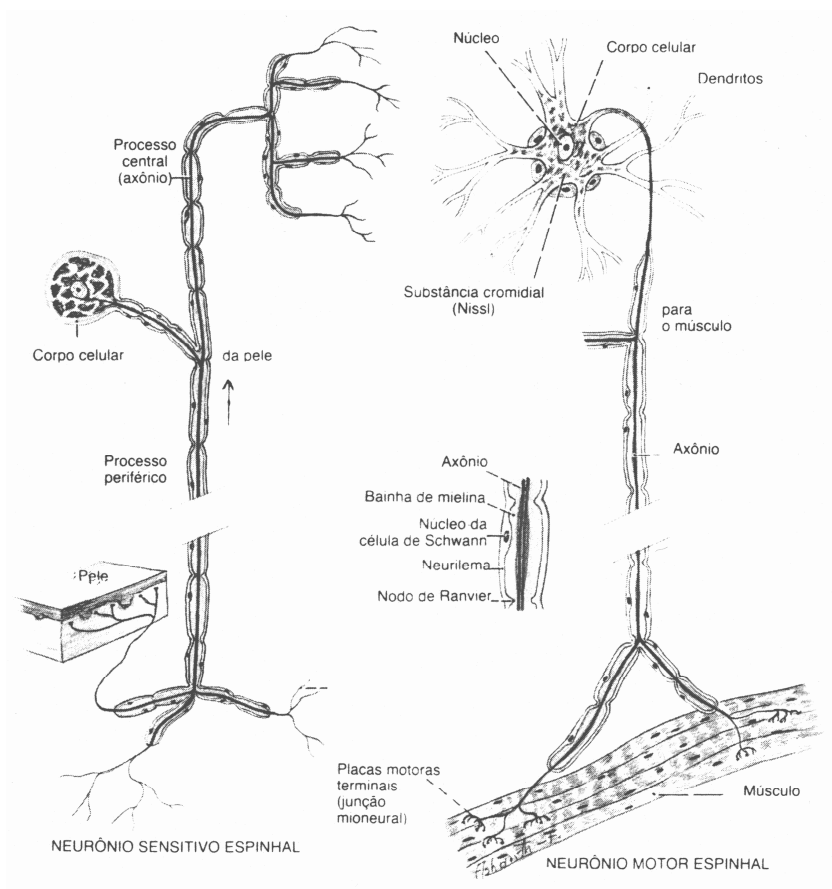
**Figura 2.5** – Sentido do equilíbrio e da aceleração.

Os proprioceptores são os elementos responsáveis por transmitir o fluxo de informação gerado nos músculos, tendões e juntas até à medula espinal. Dentro dos músculos encontra-se o fuso muscular, sujeito à contracção e estiramento, que funciona como sensor de deformação. Este órgão é formado por fibras musculares modificadas e localizadas dentro de uma cápsula. Nos tendões encontram-se os órgãos de Golgi que funcionam como sensores de força. Uma vez que o tendão tem características elásticas bem definidas e está colocado em “série” com o músculo a deformação é proporcional à força exercida por este último. A maioria das experiências sobre a integração sensório-motora focam o modo como a informação sensorial corrige a regulação da actividade motora (*i.e.*, o fluxo de informação é dos sensores para as unidades motoras).

### 2.2.4 O Controlador

As características únicas do sistema de controlo muscular não são restritas à natureza biológica dos seus actuadores, mas também aos modos específicos pelos quais a informação de controlo é processada. Por outras palavras, a dinâmica dos centros controladores do movimento altera de forma apreciável a dinâmica do conjunto.

Os avanços na electroencefalografia (EEG) e as experiências realizadas em mamíferos permitiram estabelecer correlações entre diferentes níveis de actividade neuronal e muscular. Como resultado, prevalece a convicção de que o controlo exercido pelo sistema nervoso central está organizado de forma hierárquica. Esta hierarquia de controlo tem uma clara representação anatómica, isto é, os diferentes níveis de controlo correspondem aos diferentes centros nervosos que compõem o sistema central: cérebro, cerebelo, bulbo raquidiano e medula espinal. A informação acerca do ambiente externo é proporcionada pelo sistema nervoso periférico que engloba todos os nervos que ligam o tronco cerebral e a medula espinal ao resto do corpo.



**Figura 2.6** – Neurónios sensitivo e motor.

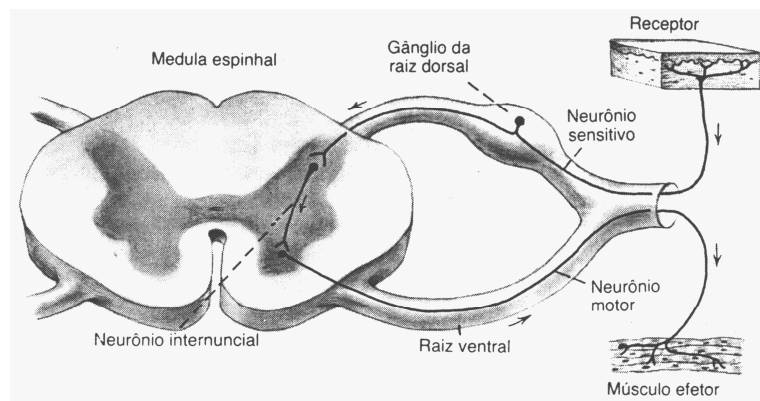
As unidades estruturais do sistema nervoso e motor são, respectivamente, o neurónio e a fibra muscular (Figura 2.6). Em termos funcionais, a combinação destes dois sistemas resulta na formação do sistema neuromuscular. A unidade funcional do sistema neuromuscular é a unidade motora que consiste de um único neurónio motor juntamente com todas as fibras musculares que este alimenta. Em algumas unidades motoras podem existir mais de 1000 fibras musculares e noutras menos de 100. O número de unidades motoras num músculo depende em parte do número total de fibras. Deste modo, a precisão/força dos movimentos realizados por um músculo pode ser inferida pelo número de unidades motoras em relação ao número total de fibras. Para além do número de unidades motoras, o outro factor que determina o grau de contracção muscular é a frequência dos estímulos.

Os nervos são constituídos por feixes de fibras, agrupados dentro de tecidos conectivos, que desempenham numerosas funções. Duas das suas funções mais importantes consiste na transmissão de informação sobre o mundo exterior aos neurónios sensoriais – a função sensitiva – e nos estímulo dos músculos efectuados a partir dos neurónios motores – a função motora. As fibras sensitivas transmitem informações sobre sensações físicas, ao passo que as fibras motores respondem fornecendo ao organismo instruções que lhe permitem reagir adequadamente. Alguns nervos têm apenas fibras sensitivas, outros somente fibras motoras e os de maior calibre são, na sua maioria, mistos.

O sistema nervoso tem o papel de iniciar, modificar e coordenar a actividade muscular. O movimento é quase sempre o resultado da acção combinada de um grupo de músculos que contraem em diferentes direcções. Deste modo, o controlo do movimento envolve uma distribuição de sinais dentro do sistema nervoso central para os nervos motores apropriados com precisão temporal e em número adequado. A informação acerca do ambiente externo é proporcionada por uma variedade de receptores sensíveis a mudanças de temperatura, luz, pressão, etc. O SNC recebe estes sinais juntamente com outros idênticos vindos dos músculos, tendões, juntas e outras estruturas do corpo, para depois gerar e distribuir de um modo ordenado uma grande quantidade de sinais para vários músculos.

A locomoção dos seres humanos realiza-se com base em movimentos rítmicos característicos e bem definidos. A origem destes movimentos rítmicos aparece associada a dois tipos de actos distintos: reflexivos e voluntários. A base anatómica para os actos reflexivos consiste na passagem directa dos impulsos recebidos por um

neurónio sensorial através de uma conexão sináptica para um neurónio motor (Figura 2.7). A organização local dos neurónios, músculos e órgãos sensoriais depende da natureza do próprio reflexo. Um dos reflexos de maior interesse prende-se com a pressão exercida sobre a planta do pé que estimula corpúsculos no tecido subcutâneo e induz um reflexo de contracção dos músculos extensores da perna (mais pronunciado nos músculos anti-gravitacionais). Quando o peso do corpo é suportado pelo pé a pressão do solo é suficiente para causar esta reacção essencial na manutenção de uma postura erecta. Outro tipo de reflexos interessantes é o que surge em resposta à dor e ao esforço. Os primeiros funcionam como dispositivos de auto protecção em que o conhecimento não faz parte da acção reflexiva servindo de aprendizagem para evitar repetições do acto. Os segundos funcionam como uma tentativa de auto defesa contra danos musculares (*e.g.*, o teste clássico do joelho).



**Figura 2.7** – Arco reflexo simples.

Por outro lado, as estruturas anatómicas relacionadas com os movimentos voluntários são o córtex cerebral, o cerebelo, o bolbo raquidiano, os tratos corticospinal e os numerosos nervos motores. O nível mais alto de integração é levado a cabo no córtex cerebral com a geração dos impulsos para os actos voluntários e dos padrões mais complexos do movimento. O cerebelo cumpre uma missão de coordenação relacionada com o controlo temporal e de intensidade da contracção muscular. O bolbo raquidiano realiza funções de integração motora, isto é, recebe impulsos sensoriais e integra-os em padrões coordenados de movimento. Um dos conceitos mais importantes relativo ao movimento voluntário é a necessidade contínua de estímulos sensoriais, em todas as fases do movimento, para assegurar o bom funcionamento das suas unidades motoras.



O desafio que permanece em aberto é o de perceber as influências geradas como consequência natural dos actos reflexivos interagindo com o ambiente externo e da existência de osciladores neuronais que geram os movimentos de forma automática. A discussão destes temas é controversa e muitas vezes os argumentos e justificações que parecem representar um passo em frente acabam por ser contraditórios com outras evidências. De facto, o sistema neuromuscular é tão complexo que a ciência está longe do total conhecimento e compreensão da essência do seu funcionamento.

### 2.2.5 O Ciclo da Locomoção

Os sistemas biológicos são caracterizados por padrões de comportamento multidimensional gerados de forma estável e flexível de acordo com o estado do ambiente. A locomoção bípede, em humanos ou robôs, pode ser vista como um fenómeno periódico em que as pernas direita e esquerda estão desfasadas de meio ciclo. A Figura 2.8 ilustra esta situação dividindo o ciclo completo de locomoção em duas fases distintas que apresentam as seguintes características:

- Suporte singular (SS) – existem dois períodos (10-50% e 60-100%) em que uma só perna (perna de suporte) está em contacto com o solo, enquanto a outra perna (perna livre) se move para diante em preparação para o próximo passo.
- Duplo suporte (DS) – existem dois períodos (0-10% e 50%-60%) em que as duas pernas estão apoiadas no solo, enquanto trocam de papel.

A locomoção inicia-se com a inclinação do corpo e a perda de equilíbrio como resultado da cessação de actividade dos músculos envolvidos com a postura. Para readquirir o equilíbrio, a perna livre deve ser conduzida para um ponto de contacto à frente do centro de gravidade. Durante esta fase a perna de suporte permanece estendida e ajuda a impulsionar o corpo que se move ao longo de um arco de círculo. A característica peculiar da locomoção humana é o facto de o calcanhar ser a primeira parte do pé a atingir o solo e os dedos do pé a última parte a deixar o solo. Este estilo de andar permite evitar mudanças bruscas de direcção entre arcos sucessivos: o corpo é elevado no calcanhar de um pé e nos dedos do outro. O pélvis tem a dupla tarefa de transmitir, alternadamente, o peso do corpo pelas duas pernas e de colocar cada acetábulo numa posição favorável para a acção do respectivo fémur. Por sua vez, os braços tendem a baloiçar em oposição às pernas para compensar esta rotação pélvica.

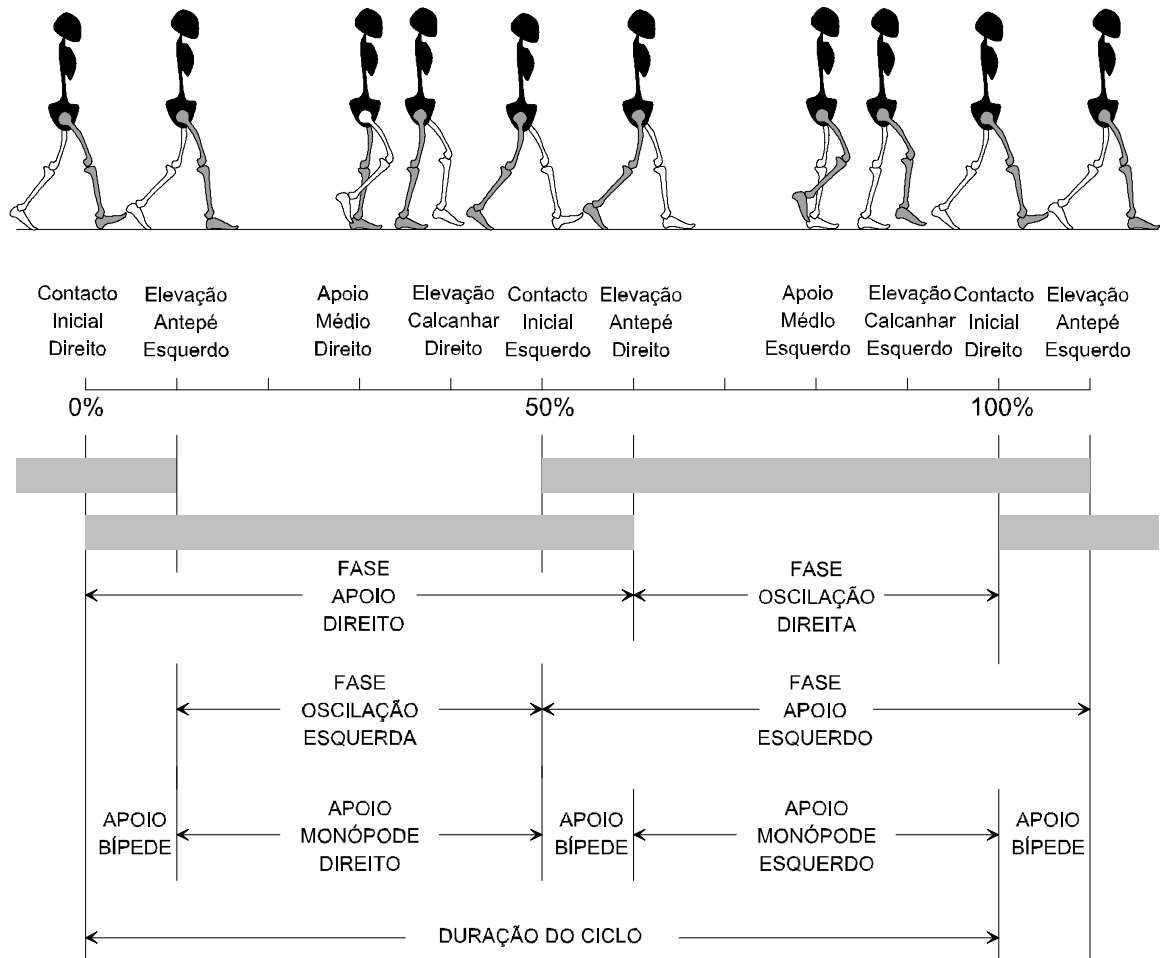


Figura 2.8 – Ciclo típico da locomoção humana.

### 2.3 O Problema da Locomoção Bípede

Os sistemas biológicos são o resultado de um processo evolutivo que está relacionado com aspectos de competição, sobrevivência e aprendizagem dentro de um espaço próprio. Uma das questões mais controversas, que permanece em aberto, é a de saber se existem razões para supor que as soluções biológicas fazem sentido do ponto de vista de uma implementação mecânica. Naturalmente, os componentes usados em cada caso são tão diferentes que será legítimo acreditar que os compromissos não sejam idênticos. Todavia, os conceitos de controlo explorados pela natureza nunca devem ser menosprezados, principalmente na resolução de problemas para os quais os sistemas biológicos são extremamente proficientes.

À margem desta discussão, é possível identificar um conjunto de problemas comuns à locomoção biológica e artificial e que, neste caso, serão analisados pela óptica da robótica. Nesta perspectiva, as características particulares dos sistemas bípedes que tornam difícil o seu estudo podem ser resumidas aos seguintes aspectos:

- Dinâmica não linear
- Dinâmica multi-variável
- Natureza instável da dinâmica
- Interação pé/solo limitada
- Mudanças discretas na dinâmica
- Avaliação subjectiva do desempenho

As primeiras três características, comuns a muitos outros problemas, tornam difícil o projecto do controlador usando a teoria do controlo. A descrição matemática envolve grande complexidade e resulta em sistemas de equações diferenciais não lineares de ordem elevada. Uma das aproximações é simplificar o modelo mecânico até a um nível em que só as características de interesse são preservadas. Outra solução é transferir a tarefa de formação e resolução do modelo para um computador (*e.g.*, programação simbólica). Um outro problema, decorre da dificuldade em modelizar com rigor propriedades significativas, tais como os atritos, as flexibilidades e os impactos. Como consequência, torna-se difícil decompor os objectivos do controlo em termos das acções dos actuadores individuais. Apesar destas dificuldades, entre as características enumeradas são as últimas três que tornam o problema da locomoção bípede tão excitante e, ao mesmo tempo, tão difícil.

O tipo de interacção que se estabelece entre o pé e o solo é uma das características chave dos robôs de pernas e que os distingue dos robôs manipuladores. O grau de liberdade que se estabelece entre o pé e o solo pode ser classificado como unilateral – o pé só “empurra” o solo, mas não “puxa” – e não actuado. Ao mesmo tempo, o binário em torno do pé deve ser limitado de modo a evitar a sua rotação em torno do calcanhar ou dedos do pé. A presença deste gdl é um dos aspectos mais importantes, porque tem uma influência crucial na estabilidade dinâmica do sistema.

A segunda característica dos sistemas de locomoção é a mudança na estrutura mecânica que ocorre ao longo do ciclo. No processo de locomoção, o sistema é alternadamente suportado por um dos pés – cadeia cinemática aberta – ou por ambos

os pés – cadeia cinemática fechada. A dinâmica do sistema muda de forma discreta de acordo com as diferentes fases de suporte. Por exemplo, na fase de duplo suporte não há um único conjunto de binários e forças de reacção que possam ser associados com um dado movimento. Ao mesmo tempo, o movimento das pernas deve exibir um carácter periódico (condição de repetibilidade), impondo restrições adicionais nas soluções possíveis. Uma vez que o sistema não tem uma ligação directa a um sistema inercial de referência, o controlador deve basear-se em informação complementar para conhecer a situação espacial e coordenar os movimentos.

Finalmente, a avaliação do desempenho de máquinas andantes não é tão clara como no caso de sistemas robóticos típicos. Por exemplo, o desempenho de um braço robótico industrial é, frequentemente, medido pelo modo como consegue seguir uma dada trajectória. Na locomoção bípede, o desempenho não deve ser baseado em critérios de seguimento uma vez que a trajectória exacta não é o que realmente interessa. Outras medidas mais importantes são a graciosidade, a suavidade, a velocidade e a eficiência energética. Estas medidas são mais subjectivas e difíceis de quantificar. Mais ainda, aquelas que podem ser quantificadas, tal como a eficiência, devem ser avaliadas de forma global por um certo período de tempo.

Nesta perspectiva, podemos concluir que a locomoção bípede não se encaixa nos princípios gerais que regem o controlo óptimo. A aplicação de qualquer técnica geral a este problema tão específico pode omitir factores que o tornam único e, por isso, devem ser evitadas. Alguns destes factores estão relacionados com a menor importância que deve ser dada a trajectórias específicas, precisão ou repetibilidade. O movimento resultante varia consideravelmente entre indivíduos e, para o mesmo indivíduo, de passo para passo sem que isso seja importante.

## **2.4 Robôs Bípedes Experimentais**

Uma análise retrospectiva das máquinas bípedes do passado mostra que o processo de projecto deu origem à reprodução de estruturas, funções e princípios encontrados na natureza, usando as tecnologias e técnicas do período a que se reportam. Esta aproximação, baseada em métodos heurísticos e analogias, culminou numa variedade de soluções originais que imitam a destreza humana. A razão que leva muitos investigadores a acreditar que as soluções biológicas são as óptimas é o facto da sua

estrutura e padrão de locomoção ser o produto de dois processos de optimização: o processo de evolução por selecção natural e o processo de aprendizagem através da experiência.

Estes robôs experimentais podem ser classificados em duas grandes categorias. Os seguidores de trajectória que basicamente repetem trajectórias no espaço das juntas previamente geradas e os robôs que usam algum tipo de aproximação heurística. Nesta subsecção, descrevem-se alguns dos robôs que tiveram mais impacto na comunidade científica ou, simplesmente, representam aproximações interessantes na área da locomoção bípede.

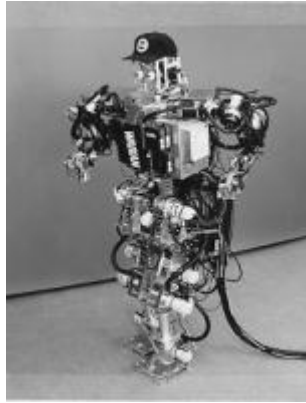
#### 2.4.1 Universidade de Waseda

Os investigadores da Universidade de Waseda (Japão) têm trabalhado em robôs bípedes desde 1969. O robô WL-5 [Kato72], equipado com 11 graus de liberdade, andava de forma estática com um comprimento de passo de 20 centímetros e precisava de 2 minutos para executar um passo. Mais tarde surge o WL-9RD [Kato81], robô bípede com 10 gdl e um padrão de locomoção quase dinâmico: durante a fase de suporte singular eram executadas trajectórias das juntas do tipo estáticas; durante o suporte duplo o robô transferia dinamicamente o peso de uma perna para a outra seguindo a trajectória dinâmica do pêndulo invertido, isto é, caindo sobre a nova perna de suporte.

No prosseguimento do trabalho, Takanishi *et al.* [Takanishi85] apresentaram o robô WL-10RD com 12 gdl e locomoção dinâmica. Para assegurar estabilidade, a trajectória resultante do centro de pressão (CoP), também conhecido como *Zero Moment Point (ZMP)*, é calculado antes do movimento ser executado. Durante o suporte singular, o único controlo realimentado era o das trajectórias das juntas. Durante a fase de duplo suporte todas as juntas eram bloqueadas, excepto os tornozelos que usavam realimentação do binário para transferir o centro de massa de um pé para o outro. Usando este algoritmo, o robô necessitava de 1,5 segundos por cada passo com um comprimento de 40 centímetros.

Os robôs mais recentes usam o movimento do tronco para dinamicamente compensar momentos não desejados e assegurar que o centro de pressão, debaixo do pé, segue uma trajectória desejada [Takanishi90a•90b][Yamaguchi93]. Um grau adicional de controlo acomodativo é conferido pela utilização de juntas antagonistas e

de um dispositivo especial nos pés [Yamaguchi94♦96♦97♦98]. O mecanismo desenvolvido permite a absorção do choque, a estabilização da perna de suporte e a detecção de impactos. Como resultado destas melhorias, foram realizados testes usando um passo de 0,3 metros em 0,54 segundos (Figura 2.9).



**Figura 2.9** – Robô bípede Wabian desenvolvido nos laboratórios da Universidade de Waseda.

#### 2.4.2 Honda P2

O robô P2 (e os seus sucessores) tem vindo a ser desenvolvido por uma vasta equipa [Hirai98] na *Honda Wako Research Centre* desde 1986. O robô apresenta 12 gdl actuados nos membros inferiores – três em cada anca, um em cada joelho e dois em cada tornozelo (Figura 2.10). O robô é controlado de forma primária pela execução de trajectórias adquiridas a partir de dados da locomoção humana. Adicionalmente, três controladores modificam estas trajectórias de modo a manter o equilíbrio em face de erros de modelização, incertezas no ambiente ou perturbações externas. O controlador de força modifica as trajectórias das juntas de modo a assegurar um centro de pressão desejado e, assim, poder ajustar-se a terrenos irregulares.



**Figura 2.10** – Robô bípede P2 desenvolvido nos laboratórios da Honda Corporation.

Os sensores de força/momento (6 gdl) colocados na planta dos pés tornam o tornozelo acomodativo. O controlador do centro de pressão altera o seu valor desejado, sempre que o robô perde o equilíbrio, através do ajuste da trajectória ideal do corpo. O controlador de posição adapta o comprimento do passo de forma a compensar a modificação na trajectória do corpo introduzida pelo controlador anterior. Com este esquema de controlo o robô atinge velocidades de 1,1 metro por segundo, caminha sobre planos com inclinação de 10 graus, desce/sobe escadas e muda de direcção rodando sobre si próprio.

### 2.4.3 Laboratórios do MIT

Os laboratórios do *Massachusetts Institute of Technology* (MIT) desenvolveram uma série de robôs experimentais para estudo do equilíbrio dinâmico. Ainda que apresentem capacidades distintas, todas estas máquinas partilham princípios de controlo comuns. Um destes robôs é o bípede Flamingo representado na Figura 2.11.

O método de controlo implementado [Hu99][Pratt97♦98♦99] utiliza componentes mecânicos virtuais (*e.g.*, molas, amortecedores, massas, etc) para especificar as forças/binários dos actuadores. A selecção e a colocação das componentes virtuais é feita de acordo com a tarefa a executar. Por exemplo, para o controlo da altura da anca pode ser usado um sistema paralelo mola-amortecedor colocado verticalmente entre a anca e uma referência. Para o controlo da velocidade horizontal pode ser usado um amortecedor virtual colocado horizontalmente entre a anca e uma fonte de velocidade. Estes componentes virtuais resultam em forças virtuais que são transformadas em binários das juntas. O comportamento do robô é tal que dá a ilusão que estes componentes estão conectados ao próprio robô.



**Figura 2.11** – Robô bípede Flamingo desenvolvido nos laboratórios do MIT.

O controlador de alto nível é implementado como uma máquina de estados que altera os parâmetros dos componentes virtuais nas fases de transição. Esta aproximação valoriza a ideia de que os robôs devem receber mais sugestões e menos comandos. A velocidade máxima alcançada em superfícies planas foi de 0,75 metros por segundo. Os resultados obtidos baseiam-se em técnicas de actuação com controlo de força/binário [Pratt95]. A ideia foi colocar um elemento elástico em série com a saída do actuador, logo após o redutor. Medindo a deflexão elástica é possível calcular a força de saída usando a lei de Hooke. O motor é servocontrolado de tal modo que a força/binário de saída acompanha os valores desejados.

#### 2.4.4 Toddler

O bípede Toddler foi desenvolvido por Tom Miller, Andrew Kun, P. Latham e os seus colegas [Kun96•98] na Universidade de New Hampshire. O robô tem 10 graus de liberdade – dois em cada anca, dois em cada joelho e dois em cada tornozelo (Figura 2.12). O gerador de trajectórias produz sequências pré-programadas que serão modificadas por cinco redes neuronais inspiradas pelo cerebelo – *Cerebellum Model Articulation Controller* (CMAC).

Estas redes neuronais são responsáveis pelo controlo adaptativo do equilíbrio sagital e lateral, bem como do contacto estabelecido entre o pé e o solo. Os comandos angulares gerados são depois modificados por um controlador reactivo que usa realimentação dos giroscópios e dos acelerómetros. Esta aproximação é interessante uma vez que não requer modelos cinemáticos e dinâmicos do robô.



**Figura 2.12** – Robô bípede Toddler desenvolvido na Universidade de New Hampshire.



Pelo contrário, as redes neuronais CMAC aprendem modificações de trajetória que permitam alcançar as posturas desejadas. Uma vez feita a aprendizagem, se os respectivos pesos permanecerem fixos o controlador pode ser visto como sendo do tipo directo e reactivo. Neste contexto, as redes neuronais funcionam como mecanismo de adaptação automática dos parâmetros dos controladores reactivos. O robô experimental caminha de forma muito lenta na direcção sagital (velocidade máxima de 0,12 metros por segundo) devido ao pequeno comprimento do passo implementado (9 centímetros).

#### **2.4.5 Bípede da Universidade Estatal de Moscovo**

O robô bípede planar desenvolvido na Universidade Estatal de Moscovo [Grishin94] tem a particularidade de ter apenas dois graus de liberdade actuados. Os comprimentos das pernas são controlados por um actuador de tal modo que o comprimento total permanece constante. O ângulo entre as duas pernas é controlado por um outro actuador. Durante a locomoção, as trajetórias polinomiais de referência (comprimentos das pernas e ângulo da anca) são repetidas. Os erros acumulados ao longo do movimento são compensados durante a fase de duplo suporte. As trajetórias durante o DS e o instante de transição para o SS são modificados de modo que as condições iniciais do próximo passo sejam o mais próximo possível das referências.

Uma vez que este robô não tem pé (contacto pontual), exhibe um movimento dinâmico consistente com a sua dinâmica natural. Actualmente, encontra-se em desenvolvimento um robô com quatro graus de liberdade que poderá exhibir movimentos mais naturais.

#### **2.4.6 SD**

O SD-2 foi desenvolvido nas Universidades de Clemson e Ohio State por F. Zheng e seus colegas [Golden90][Zheng90]. O robô tem quatro graus de liberdade em cada perna – dois nas ancas e dois nos tornozelos. A técnica de controlo usada foi a repetição de trajetórias previamente calculadas e que resultam num padrão de locomoção estático. Usando apenas controlo em malha aberta obtiveram sucesso em superfícies planas e em escadas. Para superfícies inclinadas o pé foi equipado com sensores de força que detectam o declive desconhecido. Neste caso, as trajetórias de

referência são modificadas permitindo a inclinação do robô para a frente/trás no caso de subir/descer o plano inclinado.

No artigo de Yi e Zheng [Yi96] são investigadas as vantagens relacionadas com a minimização da potência dos actuadores a usar nos tornozelos. Para compensar os erros na trajectória do tornozelo é adicionado um certo deslocamento à trajectória da anca. Essencialmente, a velocidade de progressão e o deslocamento são controlados pela inclinação do robô de acordo com a localização do centro de massa.

#### 2.4.7 Biper

Hirofumi Miura e Isao Shimoyama desenvolveram, na Universidade de Tóquio, cinco versões diferentes do Biper [Miura84]. Todas as versões usam o mesmo método de controlo: consideram apenas pequenos movimentos do robô de modo a poderem linearizar as equações de movimento e aplicarem a teoria de controlo linear. Primeiro, as equações do movimento são calculadas e linearizadas com base em equações diferenciais contínuas que descrevem o movimento na fase de suporte singular e equações diferenciais discretas que descrevem as condições de transição de passo. De seguida, são determinadas as trajectórias angulares e os binários necessários à sua execução.

Esta aproximação é interessante pela prevalência da dinâmica natural e pelo facto de ser uma das poucas que pode ser provada teoricamente. A dinâmica é descrita por uma série de pêndulos invertidos que obedecem a certas condições de conexão. A limitação decorre da condição de linearidade que impõe passos muito pequenos.

#### 2.4.8 Meltran

Nos laboratórios de engenharia mecânica da Universidade de Tsukuba foi construído um robô planar com seis graus de liberdade conhecido por Meltran [Kajita90♦92♦94♦96a♦96b]. O modelo dinâmico foi simplificado assumindo que as pernas têm massa zero, o tronco é um elemento rígido e a altura do centro de massa permanece constante. Nestas condições, a dinâmica torna-se linear e as equações do movimento são determinadas na forma fechada – modo linear do pêndulo invertido.

Com estas simplificações, os autores determinam uma quantidade – energia orbital – que permanece constante e corresponde a um movimento particular do corpo. Como resultado, o método de controlo proposto permite que seja a dinâmica natural do robô

a determinar a velocidade de deslocamento. Para o robô Meltran II (Figura 2.13) essa velocidade atingia os 0,5 metros por segundo.



**Figura 2.13** – Robô bípede Meltran II desenvolvido na Universidade de Tsukuba.

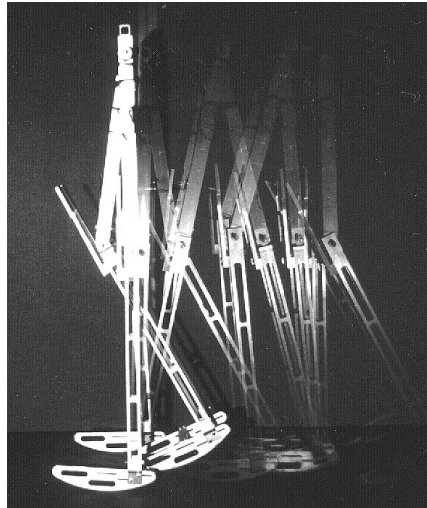
#### **2.4.9 Timmy**

O robô Timmy foi desenvolvido por Eric Dunn e Robert Howe na Universidade de Harvard em 1994 [Dunn94♦96]. O robô planar é constituído por quatro graus de liberdade: as ancas são accionadas por motores eléctricos e as pernas usam cilindros pneumáticos. Dunn e Howe investigaram as condições para uma transferência suave de suporte entre pernas. Nesse sentido, adoptaram uma trajectória para a anca de altura constante e adequada ao comprimento do passo.

Usando uma aproximação intuitiva, Dunn e Howe procuraram controlar a velocidade de progressão do robô introduzindo assimetrias nos padrões de locomoção. O algoritmo de controlo calcula o valor da assimetria como sendo proporcional ao erro na velocidade de progressão. O robô pode caminhar aproximadamente a 0,3 metros por segundo com um comprimento de passo de 20 centímetros.

#### **2.4.10 Mecanismos Passivos**

Todas as máquinas descritas anteriormente usam alguma forma de controlo activo para gerar os padrões de locomoção. No extremo do espectro encontram-se os mecanismos passivos em que apenas a interacção entre a gravidade e a inércia permite gerar padrões estacionários. O interesse destes mecanismos reside na sua simplicidade, alegada eficiência e consistência com os padrões encontrados nos humanos ou outros animais.



**Figura 2.14** – Robô bípede passivo desenvolvido na Universidade de Cornell.

O artigo de Mochon e McMahon [Mochon79] demonstra como gerar padrões estacionários sobre um plano inclinado usando um modelo de locomoção balística. Inspirado neste trabalho, McGeer [McGeer90] iniciou os estudos experimentais da locomoção passiva usando um modelo com pés semi-circulares. Entretanto, vários investigadores [Adolfsson98][Fowble96][Garcia98][Goswami96♦98] têm explorado aspectos da dinâmica natural com o objectivo de preencher o espaço livre entre os mecanismos puramente passivos e aqueles totalmente actuados. Nos últimos anos, a tendência é a adição periódica de energia de modo a que a estes mecanismos passivos possam caminhar em superfícies planas ou subir planos inclinados [der Linde98]. O mecanismo passivo ilustrado na Figura 2.14 insere-se nestes esforços de minimização do papel do controlo e da actuação.

## **2.5 Elementos para uma Proposta de Investigação**

As secções anteriores descreveram, resumidamente, o panorama da locomoção bípede com vista a facilitar o enquadramento deste trabalho. As observações decorrentes motivam a clarificação de algumas ideias, tais como a identificação dos caminhos a percorrer e das ferramentas básicas que permitam dar sequência aos objectivos definidos. Estes conceitos encontram-se resumidos no diagrama da Figura 2.15.

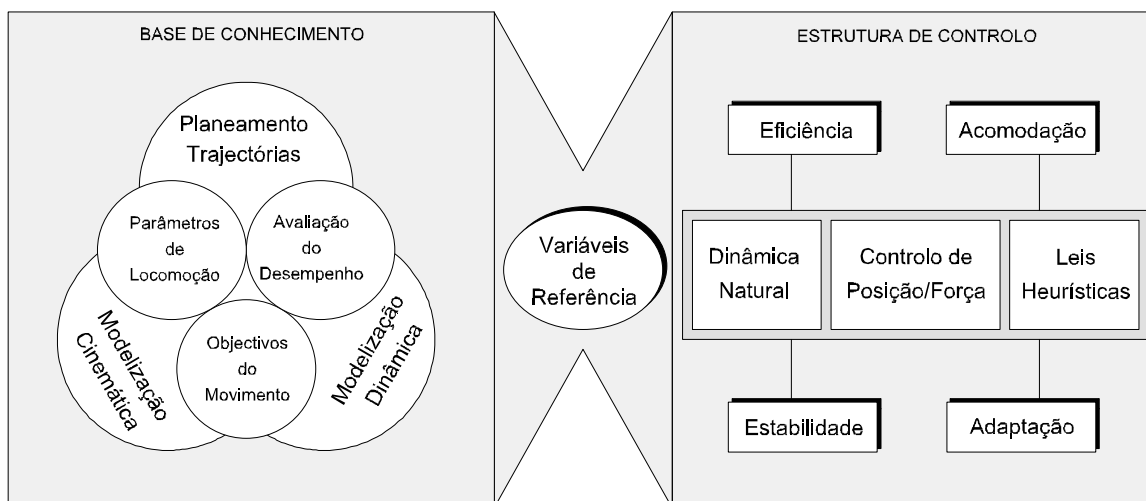


Figura 2.15 – Elementos e conceitos envolvidos na proposta de investigação.

### 2.5.1 Enquadramento e Estratégias

De um certo ponto de vista, o corpo humano é um grande mistério que, apesar da sua complexidade, está sujeito às leis da mecânica Newtoniana. Os robôs bípedes estudados ao longo deste trabalho podem ser classificados em três categorias: estáticos, dinâmicos e puramente dinâmicos. Um robô estático tem em cada instante a projecção do centro de massa dentro da base de suporte. Nos robôs dinâmicos é preciso recorrer a um critério dinâmico, por exemplo, o centro de pressão deve estar localizado dentro da base de suporte. A terceira classe corresponde aos robôs cujos tornozelos não são actuados ou, no caso limite, aqueles que não incluem os pés.

Os vários modelos implementados procuram replicar a estrutura humana usando diferentes graus de complexidade. Os segmentos do tronco, pélvis, coxa, perna e pé são representados por um conjunto de corpos rígidos de parâmetros concentrados conectados pelas articulações pontuais da anca, joelho e tornozelo. Os parâmetros cinemáticos e dinâmicos necessários aos modelos matemáticos são baseados em dados antropométricos retirados da literatura [Winter90]. Este estudo está limitado ao plano sagital definido, genericamente, pelos vectores velocidade de progressão e gravidade. Para além do reconhecimento que a locomoção bípede é essencialmente uma actividade planar, é possível simplificar os aspectos de modelização e controlo sem, contudo, perder a generalidade. Vários estudos demonstram existir um elevado grau de desacoplamento entre a dinâmica dos planos sagital, frontal e lateral, pelo que o controlo pode ser tratado de forma separada [Fowble96][Raibert86].

Depois da modelização, interessa otimizar o desempenho das pernas englobando os três níveis conceptuais usados no controlo: planeamento de trajectórias, cinemática e dinâmica. A metodologia terá por base a definição de um conjunto de parâmetros coerentes com o processo de locomoção, cuja influência no desempenho será analisada à luz de diferentes perspectivas. Os esforços realizados nesta fase permitiram formar uma base de conhecimento de grande utilidade no projecto do controlador.

Do ponto de vista mecânico, o movimento do robô pode ser interpretado como o resultado de modificações nas condições de equilíbrio dentro do campo de forças em que o sistema se encontra. Por um lado, as forças externas como a gravidade e as forças de reacção do solo e, por outro lado, as forças internas geradas pelos actuadores. Mais ainda, o processo de locomoção exige uma visão integrada que incluía a passagem efectiva entre situações de não contacto, impacto e acomodação às condições do ambiente. Em consequência do ambiente dinâmico, serão predominantes os movimentos naturais de um sistema mecânico devidamente ajustado e a realimentação das forças de reacção do solo. Estas forças externas exercidas nos pés são fundamentais na regulação global do comportamento humano e serão consideradas nos mecanismos artificiais em estudo.

O seguimento rígido de trajectórias é usualmente pouco natural na medida em que o sistema não tem uma ligação directa a um referencial inercial. Mais ainda, as repetidas colisões com um meio ambiente não estruturado faz com que o desempenho esteja, sobretudo, dependente das capacidades de adaptação e transição entre diferentes modos. Por outro lado, é ineficiente uma vez que são necessários binários elevados sempre que as trajectórias se desviam demasiado da referência. Finalmente, é pouco robusto uma vez que requer um modelo preciso do ambiente sempre que se estabelece um contacto entre o robô e o solo. Em contraste com este paradigma, os métodos de controlo a implementar deverão ter uma dependência mínima dos níveis mais altos de inteligência (*e.g.*, planeamento de trajectórias de referência) e proporcionar a adaptação automática em resposta a interacções ambientais.

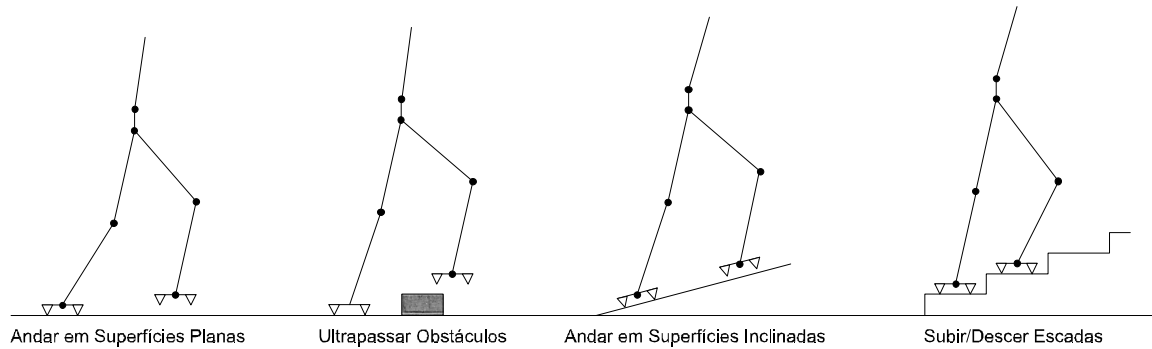
Nesta linha de ideias, ressalta uma prática poderosa no projecto de máquinas artificiais que é o uso de mecanismos que exibam uma dinâmica natural, tornando o controlo mais simples e eficiente. Alguns exemplos podem ser extraídos dos sistemas biológicos: os animais caminantes têm joelhos com rótulas, tornozelos acomodativos e membros que podem oscilar passivamente; os animais corredores são dotados de pernas elásticas.

Do mesmo modo, será essencial o desenvolvimento de modelos mecânicos que revelem o papel da gravidade, da inércia, da distribuição de massas, das forças de reacção no solo e das colisões usando uma quantidade arbitrária de controlo e actuação. A aproximação adoptada começa com o estudo de uma colecção de modelos que exibem comportamentos simples, tendo por base o pêndulo invertido. Uma vez compreendidos, estes módulos simples são organizados em estruturas mais complexas das quais emergem propriedades características dos sistemas bípedes. Como reflexo da valorização dada à compreensão dos princípios subjacentes à locomoção espera-se obter estratégias de controlo intuitivas que permitam minimizar, gradualmente, o papel do controlo e da actuação. Por exemplo, para acelerar o robô pode-se aumentar a distância entre o centro de massa e o centro de pressão, seja através da colocação apropriada do pé, do binário no tornozelo, da distribuição de forças na fase de duplo suporte ou pela inclinação do corpo.

A locomoção bípede requer algum tipo de acomodação de modo a ser natural, eficiente, robusta e adaptada a ambientes dinâmicos. A maioria dos robôs bípedes que obtiveram algum sucesso usa a acomodação de uma forma ou outra. O bípede Wabian usa actuadores antagonistas com molas não lineares de modo a variar a impedância das juntas. Os robôs da Honda usam sensores de força/binário nos pés e modificam as trajectórias das juntas para assegurar a conveniente acomodação do pé ao solo. Vários robôs apresentam contactos pontuais com o solo ou limitam os binários no tornozelo (*i.e.*, tornozelo acomodativo). No outro extremo, os sistemas passivos apresentam uma alta acomodação em todas as suas juntas.

Em termos comparativos, os motores eléctricos trabalham a altas velocidades e baixos binários, enquanto os músculos trabalham a baixas velocidades e forças elevadas. Para que os motores se comportem como músculos precisam de redutores que aumentam o atrito e a inércia reflectida. Deste modo, a dinâmica de muitos robôs é dominada pelos actuadores que são fontes rígidas de posicionamento. Para ultrapassar estas dificuldades, assume-se que o robô bípede está equipado com fontes de binário ideais em todas as suas juntas. Neste caso, é possível obter qualquer acomodação em cada junta, desde estar completamente não actuada (binário zero) até comportar-se como uma fonte rígida de posição usando altos ganhos de realimentação. Em termos práticos os robôs bípedes deverão precisar de uma rigidez moderada e, deste modo, a largura de banda das fontes de binário pode ser limitada.

Finalmente, os algoritmos de controlo devem contribuir para uma arquitectura global que permita a simulação de tarefas de locomoção em superfícies planas e, ao mesmo tempo, a fácil generalização a outras tarefas, tais como ultrapassar obstáculos, andar em superfícies inclinadas e subir/descer escadas (Figura 2.16).



**Figura 2.16** – Ilustração de tarefas de locomoção típicas de um robô bípede.

## 2.5.2 Ferramentas Utilizadas

Tal como outros problemas de engenharia, o estudo da locomoção bípede artificial pode ser efectuado usando diferentes ferramentas. Entre várias possíveis, destacam-se três categorias fundamentais com vantagens e limitações próprias: engenharia inversa, análise matemática e intuição.

Os robôs bípedes são cópias de estruturas e funções encontradas na natureza. Neste sentido, a engenharia inversa tem sido expandida até ao limite do conhecimento actual que, contudo, pode ser classificado como limitado. O nosso objectivo ao utilizar a engenharia inversa está mais centrado no modo “como acontece” e sem pretensão no modo “como funciona”. Seria muito difícil modelizar mecanismos artificiais tão engenhosos como os encontrados nos seres humanos.

A teoria do controlo moderno é bastante limitada no projecto de leis de controlo para robôs bípedes e apenas de uso restrito na determinação da estabilidade das leis de controlo existentes. Apesar disto, o estudo de modelos matemáticos simples é de fundamental importância no desenvolvimento de regras de controlo e na melhor compreensão da locomoção bípede. A natureza qualitativa destes modelos ajudará a propor estratégias de controlo, enquanto a natureza quantitativa terá reflexos na sintonia dos parâmetros. Por outro lado, ferramentas matemáticas de controlo podem ser usadas para aperfeiçoar subtarefas do problema completo (*e.g.*, movimento da perna de suporte e perna livre).



A intuição tem funcionado como uma ferramenta poderosa no desenvolvimento de leis de controlo heurísticas. A grande vantagem da aplicação da intuição é a de diminuir a barreira entre a compreensão dos fenómenos e o seu controlo. A intuição será obtida a partir do estudo de modelos simples e, em muitas ocasiões, questionando os passos que nós próprios seguimos quando realizamos uma dada tarefa.

## **2.6 Conclusão**

Neste capítulo foram apresentados alguns aspectos considerados relevantes para a compreensão da locomoção humana. Por um lado, esta análise ajuda a identificar os problemas específicos dos sistemas bípedes (biológicos ou artificiais) e, por outro lado, reforça a necessidade de simplificar as soluções de projecto. Os protótipos experimentais descritos foram elegidos de acordo com critérios de inovação (técnica e científica) e proximidade em relação às aproximações usadas neste trabalho. Todos estes robôs exibem com sucesso padrões estáveis, mas nenhum representa uma solução geral cujo desempenho seja comparável aos seus parceiros naturais.

O capítulo termina com a descrição dos elementos e as estratégias que constituem a proposta de investigação. Os elementos chave a explorar estão relacionados com a natureza específica da locomoção bípede e com a dinâmica natural destes mecanismos. Neste quadro, faz sentido usar ferramentas diversas que proporcionem pontos de vistas distintos, sem previamente limitar ou promover qualquer deles.



# Capítulo 3

## Modelos de Locomoção Bípede

### 3.1 Introdução

Neste capítulo são abordados alguns aspectos relacionados com a modelização de sistemas de locomoção bípede. O conhecimento do comportamento dinâmico e a interpretação física dos fenómenos envolvidos são etapas essenciais para a implementação de algoritmos de controlo eficientes e robustos. Uma das formas possíveis de atingir este objectivo é o estudo de modelos e estruturas artificiais de complexidade sucessivamente crescente que exibam propriedades relevantes.

Nesta ordem de ideias, a Secção 3.2 começa com o estudo de modelos simples baseados no pêndulo invertido e, de seguida, evolui para estruturas mais complexas que aproximam o caminhar bípede. A questão principal reside na identificação dos mecanismos que influenciam a progressão deste tipo de sistemas. À semelhança da locomoção humana, um robô bípede pode ser visto como um mecanismo balístico em que o corpo é transportado pelas pernas que interagem com o ambiente a intervalos mais ou menos regulares. O padrão que se estabelece nos sucessivos contactos com o solo reflecte a forma de locomoção: salto, caminhada ou corrida. Apesar deste trabalho estar confinado ao caminhar, na Secção 3.3 pretende-se aprofundar as condições de transição entre estas formas e encontrar os factores que a influenciam. Para além destas características, o tipo de interacção que se estabelece entre o pé e o solo será também motivo de análise na Secção 3.4. Esta questão é importante uma vez que o equilíbrio do pé de suporte está profundamente ligado à estabilidade dinâmica do sistema. A perda de estabilidade postural pode ter consequências sérias que interessa prever e eliminar através da definição de critérios adequados.

## 3.2 Modelos Baseados no Pêndulo Invertido

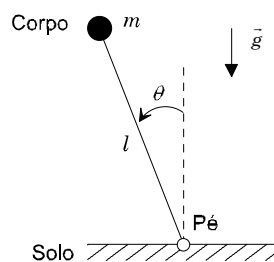
Tendo em conta a complexidade envolvida no tratamento de sistemas bípedes, o objectivo desta secção consiste em aproveitar a simplicidade de certos modelos para obter alguma intuição sobre o problema da locomoção, evitando eventuais dificuldades matemáticas. O modelo mais simples que pode representar alguma actividade locomotora é um elo mecânico de massa pontual modelizado por um pêndulo invertido. Apesar da sua simplicidade, este modelo fornece alguma informação útil e constitui a base de outros modelos mais detalhados. De seguida, os modelos estudados obedecem à seguinte convenção gráfica: o símbolo  $\circ$  indica uma junta rotacional não actuada e o símbolo  $\odot$  indica uma junta rotacional actuada.

### 3.2.1 Pêndulo Invertido

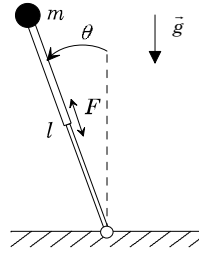
A Figura 3.1 representa um pêndulo invertido de comprimento  $l$  com uma massa pontual  $m$  colocada na sua extremidade. Supõem-se que o sistema está sujeito a um campo gravitacional e que a junta pontual da base não tem atrito. Matematicamente a equação do movimento vem:

$$\ddot{\theta} = \frac{g}{l} \sin \theta \quad (3.1)$$

O aspecto mais relevante deste modelo relaciona-se com a conservação da energia mecânica. Supondo que a massa se desloca da esquerda para a direita: 1) se a massa está do lado esquerdo do eixo, a velocidade diminui à medida que o pêndulo sobe convertendo energia cinética em energia potencial; 2) se a massa está do lado direito do eixo, a velocidade vai aumentar à medida que o pêndulo desce convertendo energia potencial em energia cinética.



**Figura 3.1** – Pêndulo simples invertido.



**Figura 3.2** – Pêndulo simples invertido com actuador linear.

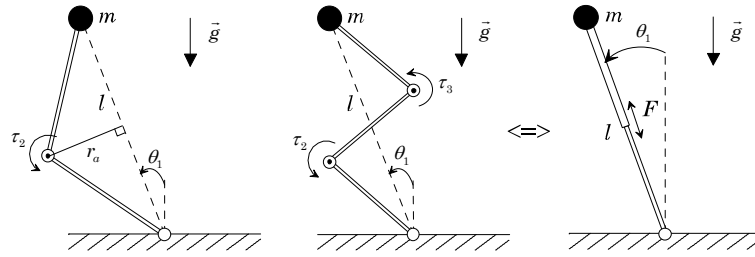
Ao adicionar um actuador linear ao longo do elo mecânico (Figura 3.2), a aceleração da massa na direcção radial dependerá da força produzida  $F$ , do efeito da gravidade  $g$  e das forças centrífugas relacionadas com o movimento de rotação do pêndulo. A dinâmica rotacional do pêndulo é independente do actuador linear sendo apenas função de  $\theta$ ,  $l$  e  $g$ :

$$ml^2\ddot{\theta} = mgl \sin \theta - 2ml\dot{l}\dot{\theta} \quad (3.2)$$

$$m\ddot{l} = F - mg \cos \theta + ml\dot{\theta}^2 \quad (3.3)$$

O único efeito que o actuador linear tem na dinâmica rotacional é o de permitir modificar o comprimento do pêndulo ( $l$ ) e da sua derivada ( $\dot{l}$ ). O efeito de compressão da massa resulta na aceleração do movimento, enquanto a extensão da massa faz diminuir a velocidade angular. As equações do movimento foram derivadas sabendo que o binário devido à gravidade é a única força que afecta o momento angular do sistema em torno do eixo. Deste modo, o pêndulo não será estabilizado na posição vertical pelo esforço do actuador linear. Do mesmo modo, será limitada a utilidade do movimento linear no controlo da rotação.

Para efeitos de comparação, foi investigado o efeito de ter uma ou mais juntas rotacionais, tal como ilustra o lado esquerdo da Figura 3.3. Neste caso, consideram-se dois modelos multi-junta de massa pontual, respectivamente, com uma e duas juntas actuadas. A dinâmica do modelo multi-junta é idêntica à de um pêndulo simples com actuador linear, desde que o primeiro não esteja numa configuração singular (*i.e.*, completamente esticado).



**Figura 3.3** – O modelo multi-junta com um ponto de massa é equivalente ao modelo com actuador linear.

Se considerar apenas uma junta actuada, o binário desta produz um resultado que é, do ponto de vista dinâmico, idêntico a aplicar uma força de valor:

$$F = \frac{\tau_2}{r_a} \quad (3.4)$$

em que  $r_a$  é o braço da alavanca calculado como a normal desde a junta até à linha que une a massa pontual com a junta da base.

Com mais de uma junta actuada, os dois sistemas são ainda equivalentes nas direcções radial e angular, contudo, o modelo multi-junta é redundante e pode ter um número infinito de configurações para cada  $l$  e  $\theta$ . Neste caso, as equações do movimento são dadas por:

$$ml^2\ddot{\theta}_1 = mgl \sin \theta_1 - 2ml\dot{l}\dot{\theta}_1 \quad (3.5)$$

$$m\ddot{l} = f(\tau_2, \tau_3, \theta_1, \theta_2, \theta_3) - mg \cos \theta_1 + ml\dot{\theta}_1^2 \quad (3.6)$$

onde  $f$  traduz o mapeamento não linear de binários das juntas para força efectiva ao longo da direcção radial.

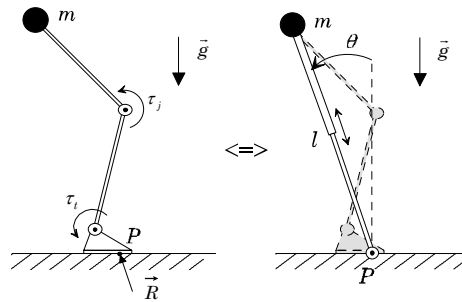
A dinâmica rotacional é ainda independente dos binários dos actuadores e é apenas influenciada pelas variações em  $l$  e  $\dot{l}$ . A gravidade continua a ser a única fonte a afectar o momento angular em torno do eixo e, por isso mesmo, o sistema não é ainda controlável. A conclusão que se pode desde já tirar é que com um pé pontual e um corpo de massa pontual, a dinâmica do robô na direcção rotacional  $\theta$  é independente do mecanismo e nada pode ser feito para controlar o movimento de rotação.

### 3.2.2 Efeito de Adicionar o Pé

Ao adicionar um pé ao modelo anterior passa a ser possível aplicar um momento ao solo e alterar de forma efectiva a localização da junta da base. O modelo da Figura 3.4

é actuado ao nível das juntas do joelho e do tornozelo e inclui ainda o pé. O ponto  $P$  representa o centro de pressão (CoP) onde actua a resultante das forças de reacção do solo,  $\vec{R}$ . Uma das propriedades do CoP é a possibilidade de substituir o pé por um contacto pontual obedecendo à mesma dinâmica. Esta equivalência é garantida desde que o CoP esteja dentro da superfície convexa formada pela área de contacto entre o pé e o solo (polígono de suporte). Esta questão será objecto de análise mais rigorosa na Secção 3.4.

As Equações 3.5 e 3.6 continuam a ser válidas com a vantagem de se poder mover a localização do ponto de contacto com o solo de acordo com as dimensões do pé. Por exemplo, se o centro de pressão se situa à direita (esquerda) do ponto de massa então este acelera para a esquerda (direita). Desde que seja possível ajustar a localização do centro de pressão existe alguma liberdade para controlar a dinâmica rotacional (*e.g.*, velocidade de rotação, equilíbrio do ponto de massa sobre o pé).



**Figura 3.4** – Modelo de uma perna actuada no joelho e tornozelo.

### 3.2.3 Modelo Bípede de Massa Concentrada

A partir das últimas conclusões, resultam naturais os passos com vista à obtenção de um modelo bípede. A Figura 3.5 apresenta um modelo simplificado de locomoção com um membro inferior de massa zero e um corpo de massa  $m$  e inércia  $J$ . O diagrama mostra as forças e binários equivalentes sobre o corpo. As equações de movimento são dadas pelas seguintes expressões:

$$ml^2\ddot{\theta} = mgl \sin \theta - 2ml\dot{\theta}^2 - lF_n \quad (3.7)$$

$$m\ddot{l} = ml\dot{\theta}^2 - mg \cos \theta + F_t \quad (3.8)$$

$$J\ddot{\theta}_b = \tau_b \quad (3.9)$$

em que

$$F_n = f_1(\tau_t, \tau_j, \tau_a, \theta_t, \theta_j, \theta_a) \quad (3.10)$$

$$F_t = f_2(\tau_t, \tau_j, \tau_a, \theta_t, \theta_j, \theta_a) \quad (3.11)$$

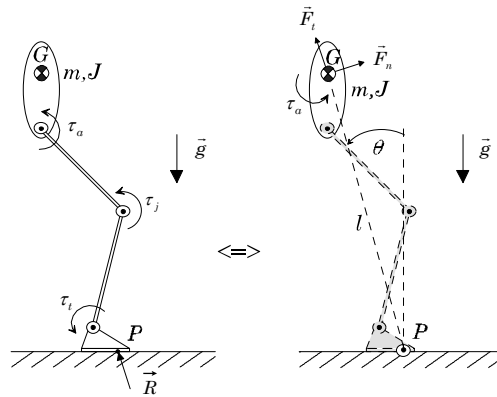
$$\tau_b = f_3(\tau_t, \tau_j, \tau_a, \theta_t, \theta_j, \theta_a) \quad (3.12)$$

As funções não lineares  $f_1$ ,  $f_2$  e  $f_3$  transformam os binários das juntas em forças aplicadas entre o centro de pressão  $P$  e o centro de massa  $G$  (CoM). Estas funções são complexas e podem ser ignoradas nesta fase. Mais importante é a restrição a impor sobre  $\tau_b$  e  $F_n$  de modo que o binário resultante no centro de pressão (ponto  $P$ ) seja nulo:

$$F_n = \frac{\tau_b}{l} \quad (3.13)$$

Deste modo, se existir um binário no corpo,  $\tau_b$ , existirá também uma força induzida,  $F_n$ , perpendicular à recta que une o centro de pressão ao centro de massa. A Equação 3.7 pode ser reescrita como sendo:

$$ml^2\ddot{\theta} = mgl \sin \theta - 2ml\dot{\theta} - J\ddot{\theta}_b \quad (3.14)$$



**Figura 3.5** – Modelo bípede de massa concentrada.

A expressão obtida permite concluir que existem três modos distintos de afectar a dinâmica rotacional do bípede em torno do centro de pressão. O primeiro método consiste em alterar a localização do ponto  $P$  e, por esse meio, redefinir directamente o ângulo  $\theta$ . Com este procedimento é possível controlar a velocidade de locomoção, desde que o CoP permaneça dentro da base de suporte. A segunda alternativa consiste



em acelerar rotacionalmente a inércia do corpo (inclinando para a frente ou para trás). Por último, é ainda possível puxar ou empurrar a massa variando o comprimento  $l$ .

### 3.2.4 Modelo Bípede de Massa Distribuída

O facto de o robô ter uma massa pontual e um único elemento inercial significa que apenas o binário devido à gravidade afecta o seu momento angular  $H_t$  em torno do centro de pressão:

$$\dot{H}_t = mgl \sin \theta \quad (3.15)$$

O momento angular do robô,  $H_t$ , consiste do momento angular do seu centro de massa em rotação em torno do centro de pressão,  $H_0$ , mais o momento angular das massas internas rodando em torno do centro de massa,  $H_{cm}$ :

$$H_t = H_0 + H_{cm} = ml^2 \dot{\theta} + H_{cm} \quad (3.16)$$

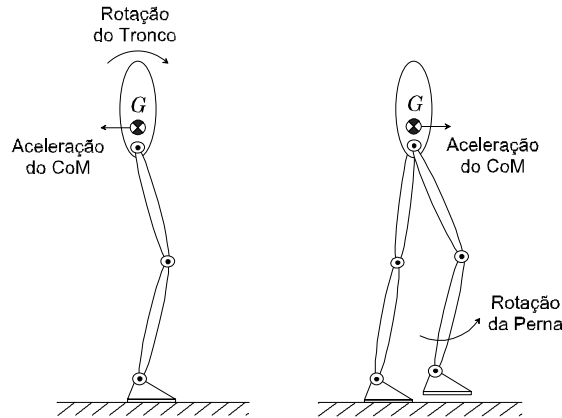
Derivando em ordem ao tempo vem:

$$\dot{H}_t = ml^2 \ddot{\theta} + 2ml\dot{l}\dot{\theta} + \dot{H}_{cm} \quad (3.17)$$

Para um bípede com massa distribuída os momentos das massas internas são dados pela expressão:

$$H_{cm} = \sum m_i (\vec{v}_i \times \vec{r}_i) + J_i \omega_i \quad (3.18)$$

sendo  $\vec{r}_i$  o vector com origem no centro de massa do robô até ao segmento  $i$  e  $\vec{v}_i$ ,  $J_i$  e  $\omega_i$ , respectivamente, a velocidade linear, a inércia e a velocidade angular desse segmento. Ignorando a gravidade, o resultado de alterar o momento  $H_{cm}$  é um contra momento na direcção oposta devida ao termo  $ml^2 \dot{\theta}$ .



**Figura 3.6** – Modelo do robô bípede com massa distribuída.

Esta é a característica que permite aos humanos readquirir o equilíbrio usando a perna livre como mecanismo. Uma das pernas deve ser lançada para diante para suportar o corpo e evitar a queda produzindo uma aceleração linear adequada. Para exemplificar este fenómeno, considere-se na Figura 3.6 um modelo bípede com massa distribuída. Ao lançar o tronco superior para a frente, rodando-o no sentido dos ponteiros do relógio, o centro de massa irá responder com uma aceleração na direcção contrária. Ao acelerar a perna livre para diante, rodando-a no sentido contrário aos ponteiros do relógio, o centro de massa irá acelerar no sentido dos ponteiros do relógio.

### 3.3 Limitações Específicas do Caminhar

A velocidade de movimentação encontra-se, desde sempre, associada à capacidade atlética e ao espírito competitivo do homem. Do mesmo modo, a velocidade máxima de operação é uma das medidas mais comuns na avaliação das capacidades de um robô. A construção e o controlo de robôs bípedes rápidos não só representam um desafio como, também, exigem uma melhor compreensão dos próprios problemas. Os robôs mais rápidos requerem um equilíbrio dinâmico mais sofisticado e maior robustez. Neste caso, qualquer perturbação tem um efeito dinâmico maior e o sistema tem menos tempo disponível para o corrigir.

É com base nesta filosofia que interessa identificar os factores que limitam a velocidade alcançada ao caminhar. Para melhor enquadrar este problema é conveniente distinguir as características específicas das três formas de locomoção humana: andar, saltar e correr. Em termos genéricos, as diferenças residem nos

padrões de contacto com o solo e nas implicações directas nos custos de energia. Por um lado, ao caminhar existe sempre, pelo menos, um pé em contacto com o solo. O corpo atinge a altura máxima e a velocidade mínima quando passa sobre o pé de suporte. Em oposição, a altura mínima e a velocidade máxima são atingidas na fase de duplo suporte quando o corpo se afasta do pé de suporte. Deste modo, a energia total do sistema é conservada pelo princípio do pêndulo: a energia potencial diminui à medida que a energia cinética aumenta e vice-versa.

Em contraste, ao correr ou saltar o corpo atinge a altura máxima quando ambos os pés saem do solo e a mínima quando passa sobre o(s) pé(s) de suporte. Este comportamento dá origem a que a energia cinética e a energia potencial diminuam e aumentem em simultâneo, pelo que a energia não pode ser conservada pelo princípio do pêndulo. Em termos ilustrativos, os actos de correr e saltar podem ser comparados com os saltos sucessivos de uma bola que choca contra uma superfície. Quando a bola atinge o solo reduz bruscamente a velocidade (perde energia cinética) à custa das forças de reacção do solo que contribuem, também, para a sua deformação (armazenando energia potencial). De forma similar, os humanos armazenam esta energia elástica no tendão de Aquiles e nos arcos formados no pé e, mais tarde, reconvertem-na em energia cinética usada no próximo salto. A maioria dos estudos realizados com máquinas de salto envolvem apenas uma perna, com destaque para os trabalhos realizados por Raibert [Raibert86].

Noutra vertente, Koechling e Raibert [Koechling88] estudaram os limites de velocidade de robôs bípedes em corrida. Os autores citam o comprimento da perna, a rigidez da perna, a força máxima, o ângulo de flexão da perna e os limites de velocidade nas juntas como os factores de limitação da velocidade de corrida. Contudo, esta análise é centrada na perna de suporte e não cita as limitações impostas pela perna livre. Resultados mais recentes [McMahon87][Pratt99] mostram que o padrão de corrida é usado quando se atinge o limite em que não é possível transportar a perna livre para a frente suficientemente depressa. A fase aérea assegura um maior comprimento do passo e proporciona mais tempo para oscilar a perna.

Concentrado a atenção no caminhar, é um dado adquirido que a velocidade média de locomoção é dada pelo comprimento do passo  $L_p$  dividido pelo tempo do passo  $T_p$ :

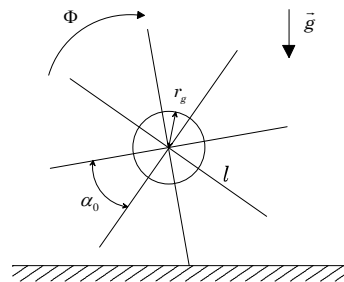
$$V_p = \frac{L_p}{T_p} \quad (3.19)$$

Assim, para aumentar a velocidade de progressão  $V_p$  pode-se optar por alongar o passo ou diminuir o tempo de execução (os humanos usam as duas estratégias). Nas próximas secções identificam-se os factores que limitam cada uma destas alternativas.

### 3.3.1 Limites no Comprimento do Passo

Uma vez que o processo de caminhar contém uma fase de duplo suporte, o máximo comprimento do passo é igual a duas vezes o comprimento das pernas mais a distância entre as ancas. Nesta situação limite, cada passo exige que a altura da anca desça ao nível do solo. A um ritmo normal os humanos usam um comprimento do passo de aproximadamente 0,9 do comprimento da perna. Contudo, à velocidade máxima este valor aumenta para aproximadamente 1,1 do comprimento da perna.

O modelo de locomoção usado por McGeer [McGeer90] ajuda a compreender os limites no comprimento do passo (Figura 3.7). Neste modelo a separação angular entre pernas é dada por  $\alpha_0$ ,  $l$  é o comprimento da perna e  $r_g$  é o raio de rotação em torno do eixo normalizado ao comprimento da perna.



**Figura 3.7** – Modelo de locomoção usado por McGeer.

Usando o princípio da conservação do momento angular, McGeer mostra que cada vez que um raio da roda bate no solo existe um impulso que reduz a velocidade de rotação da roda  $\Phi$  de acordo com a expressão (os símbolos + e – indicam os instantes imediatamente antes e depois do impacto):

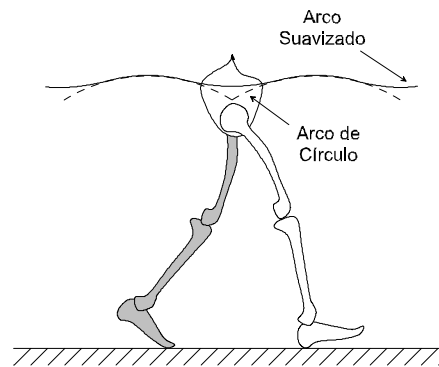
$$\frac{\Phi^+}{\Phi^-} = \frac{\cos \alpha_0 + r_g^2}{1 + r_g^2} \quad (3.20)$$

A maioria da massa que compõem o corpo humano encontra-se concentrada na secção superior que não roda do mesmo modo que o modelo anterior. Nestas condições,

o raio de rotação efectivo  $r_g$  é baixo e pode ser aproximado por zero. Para que após o impacto a roda não fique parada é preciso garantir que  $\alpha_0 < 90^\circ$ . Por sua vez, esta condição limita o comprimento máximo do passo a  $L_p < \sqrt{2}l$ . Nos humanos, o eixo efectivo (centro de pressão) encontra-se em qualquer ponto dentro da superfície de contacto pé/solo. Nesta abordagem, o limite superior do comprimento do passo deve incluir o comprimento do próprio pé  $l_b$ , ou seja:

$$L_p < \sqrt{2}l + l_b \quad (3.21)$$

A análise anterior é baseada num modelo humano em que a perna de suporte permanece esticada (tipo compasso), enquanto o corpo viaja ao longo de arcos de círculo centrados no pé. Como consequência, o calcanhar deve ser a primeira parte do pé a atingir o solo e os dedos do pé a última parte a deixar o solo. Tal como ilustra a Figura 3.8, este comportamento é compreensível pois permite suavizar a mudança de direcção entre arcos sucessivos. Aparentemente, ao suavizar a trajectória do centro de massa será possível alcançar maiores comprimentos do passo uma vez que é menor a energia perdida durante a fase de impacto pé/solo.



**Figura 3.8** – A forma de andar sobre o calcanhar e os dedos do pé suaviza as mudanças de direcção na anca.

### 3.3.2 Limites no Tempo do Passo

Do mesmo modo, existem vários factores que podem limitar o tempo mínimo para realizar um passo durante o caminhar:

- A altas velocidades, a força de reacção do solo pode tender para zero uma vez que a aceleração centrípeta do corpo não pode ser maior que a aceleração da gravidade.

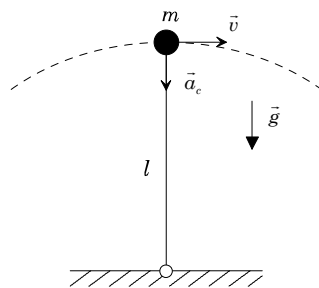
- A perna livre tem um tempo de oscilação mínimo devido à inércia da perna, largura de banda dos actuadores, robustez e coordenação.
- A robustez estrutural e a potência exigida à perna de suporte podem limitar a velocidade máxima de deslocamento do corpo.

O modelo do pêndulo simples (Figura 3.9) pode ser usado para estimar o limite de velocidade ao caminhar. Se o corpo de massa  $m$  tem um movimento circular com velocidade linear  $v$  sofre uma aceleração centrípeta que é dada por:

$$a_c = \frac{v^2}{l} \quad (3.22)$$

No ponto mais alto do arco esta aceleração é vertical e igual à aceleração da gravidade desde que se verifique a condição de  $v^2 = gl$ . Para esta velocidade limite a força de reacção no solo será zero. Apesar do centro de massa não seguir um arco perfeito este resultado pode ser usado para estimar a velocidade máxima. Por exemplo, para um indivíduo com um comprimento da perna de  $l = 1,0m$  a velocidade máxima na Terra será da ordem dos  $3,3m/s$ . Sendo esta uma limitação real e bem conhecida em situações de baixa gravidade (e.g., caminhar na Lua), algumas observações experimentais mostram não ser atingida durante o caminhar na Terra.

De facto, o tempo mínimo de oscilação da perna livre parece ser a condição determinante que impõem a transição para a situação de corrida. Ao mesmo tempo, ao caminhar a melhor estratégia não é, necessariamente, encontrar uma fase de oscilação balística dado que as diferenças de velocidade antes e depois do impacto dão origem a grandes perdas de energia.



**Figura 3.9** – Modelo do pêndulo permite estimar o limite de velocidade ao caminhar.

Assim, para a perna livre completar um passo é preciso acelerar, rodar e travar a respectiva coxa, perna e pé. As limitações de velocidade resultam da inércia da perna, da largura de banda dos actuadores e da coordenação da perna. No próximo capítulo será investigada a influência do movimento da perna livre no processo de optimização do desempenho global do sistema. Por último, os problemas com o dimensionamento estrutural do robô são os menos prováveis, não merecendo destaque neste trabalho.

### 3.4 Estabilidade Postural vs. Equilíbrio do Pé de Suporte

O problema do planeamento de trajectórias de robôs bípedes é fundamentalmente diferente do caso de manipuladores fixados a uma base. Um robô bípede pode ser visto como um mecanismo balístico que interage intermitentemente com o seu ambiente através do pé. A junta pé/solo é unilateral visto que não existem forças atractivas (*i.e.*, o pé só “empurra” o solo, mas não “puxa”) e não actuada dada a ausência de um controlo motor nesse ponto. De um modo formal, estes fenómenos constituem as características inerentes dos mecanismos de locomoção e, ao mesmo tempo, a causa principal para a sua instabilidade postural e eventual queda. Nesta conformidade, é essencial assegurar as condições de equilíbrio estático do pé de suporte. Esta situação obriga a uma análise cuidada para melhor prever e eliminar o escorregamento ao longo da superfície de contacto e a rotação em torno de um ponto limite.

No caso de um robô estacionário a postura é estável desde que a projecção vertical do centro de massa (PVCoM) permaneça dentro do polígono de suporte. O afastamento desta condição é equivalente à presença de um momento não compensado sobre o pé que causará a sua rotação em torno de um ponto nos limites do polígono. Para um robô em movimento, a posição da PVCoM deixa de ser suficiente para determinar a ocorrência de rotação do pé e a estabilidade do sistema. De facto, o PVCoM é um critério estático que exclui os efeitos inerciais do movimento que podem afectar o equilíbrio. Esta questão tem motivado a utilização de outros critérios que incorporam a dinâmica do robô e indicam a existência de momentos não compensados no pé. Os mais comuns são o centro de pressão CoP, o ponto de momento zero ZMP [Vukobratovic90] e o indicador de rotação do pé FRI [Goswami99a♦99b]. Estes critérios são frequentemente usados na avaliação e controlo da estabilidade postural da locomoção bípede [Hirai98][Shih90][Takanishi85].

Nesta secção, procura-se estabelecer a relação matemática entre o equilíbrio estático do(s) pé(s) de suporte e a dinâmica do robô. Nesta linha de ideias, as limitações físicas a impor às forças e momentos aplicados nos pés são expressas na forma de duas condições, designadas pela condição de atrito e condição de equilíbrio rotacional. Os resultados obtidos permitem compreender as propriedades dos três critérios acima referidos e conceber estratégias para a sua utilização.

### 3.4.1 Condição de Atrito

A força de atrito é uma força resistente dissipativa cuja existência é, contudo, fundamental no nosso processo de locomoção (entre outros). Com efeito, a força de reacção total  $\vec{R}$  deve satisfazer certas relações entre as suas componentes horizontal ( $\vec{R}_t$ ) e vertical ( $\vec{R}_n$ ). As características de atrito entre o pé e o solo podem ser representadas pelo cone de atrito ilustrado na Figura 3.10. Se a força de reacção total está dentro deste cone de ângulo  $2\gamma$ , a componente horizontal que se opõem ao escorregamento será suficientemente intensa para evitar qualquer movimento horizontal indesejável. Isto pode ser expresso pela inequação:

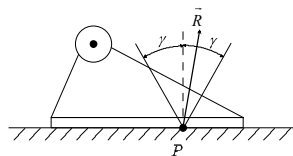
$$\frac{|\vec{R}_t|}{|\vec{R}_n|} \leq \text{tg}\gamma = \mu$$

em que  $\mu$  é o coeficiente de atrito estático entre as superfícies de contacto.

Ao longo do ciclo de locomoção as solicitações vão variando, mas a inclinação da linha de acção da reacção, em relação à normal, não pode exceder um valor limite  $\gamma$ . Nesta ordem de ideias, a não ocorrência de escorregamento é garantida desde que seja satisfeita a condição de atrito descrita pela expressão:

$$\mu_e = \max_t \left[ \frac{R_t(t)}{R_n(t)} \right] \leq \mu$$

em que  $\mu_e$  representa o coeficiente de atrito mínimo exigido.



**Figura 3.10** – Cone de atrito.



### 3.4.2 Condição de Equilíbrio Rotacional do Pé de Suporte

Para introduzir os critérios de estabilidade dinâmica, considera-se o caso geral de um robô bípede composto por  $n$  segmentos e estuda-se a sua resposta às forças/momentos externos. Na Figura 3.11 representa-se um robô bípede na fase de SS com as forças dinâmicas sobre o segmento  $i$ .

As forças externas que actuam sobre o robô são a resultante da força e momento de reacção no solo,  $\vec{R}$  e  $\vec{M}$ , e da força gravítica,  $m\vec{g}$ . A equação de equilíbrio rotacional é obtida notando que a soma dos momentos das forças externas que actuam sobre o robô, calculados no centro de massa (CoM) ou em qualquer ponto estacionário de referência, é igual à soma da taxa de variação do momento angular dos segmentos individuais em torno desse ponto. Calculando os momentos na origem  $O$ , obtém-se:

$$\vec{M} + \vec{OP} \times \vec{R} + \sum_{i=1}^n \vec{OG}_i \times m_i \vec{g} = \sum_{i=1}^n \vec{H}_{G_i} + \sum_{i=1}^n \vec{OG}_i \times m_i \vec{a}_i \quad (3.23)$$

sendo  $m_i$  a massa,  $G_i$  a localização do CoM,  $\vec{a}_i$  a aceleração linear do CoM e  $\vec{H}_{G_i}$  o momento angular em torno do centro de massa do segmento  $i$ .

Nesta abordagem, pretende-se focar toda a atenção no segmento do pé que interage com o ambiente. Este segmento está sujeito às forças de reacção do elo mecânico vizinho (perna), ao binário aplicado à junta do tornozelo, à força de gravidade e às forças de reacção do solo. Visto a partir do pé de suporte, a dinâmica do resto do robô pode ser representada pela força e binário no tornozelo, respectivamente,  $-\vec{R}_1$  e  $-\vec{\tau}_1$ .

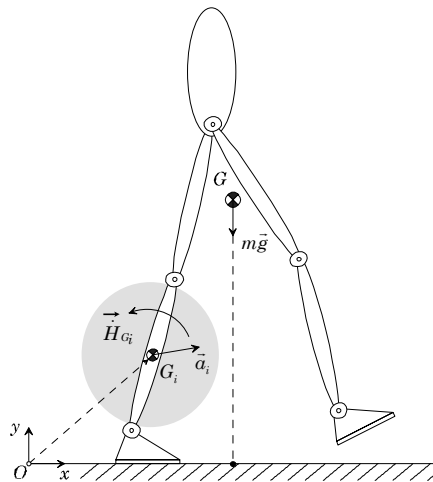
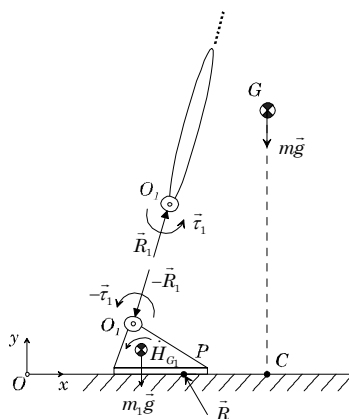


Figura 3.11 – Robô bípede na fase de suporte singular.



**Figura 3.12** – Forças e momentos aplicados no pé de suporte; o CoM, a PVCoM e o CoP estão representados, respectivamente, pelos pontos  $G$ ,  $C$  e  $P$ .

A Figura 3.12 ilustra as forças/momentos que intervêm no segmento do pé no caso de artificialmente se desligar do resto do robô. A equação de equilíbrio dinâmico do pé de suporte obedece à expressão:

$$\vec{M} + \vec{OP} \times \vec{R} + \vec{OG}_1 \times m_1 \vec{g} - \vec{\tau}_1 - \vec{OO}_1 \times \vec{R}_1 = \vec{H}_{G_1} + \vec{OG}_1 \times m_1 \vec{a}_1 \quad (3.24)$$

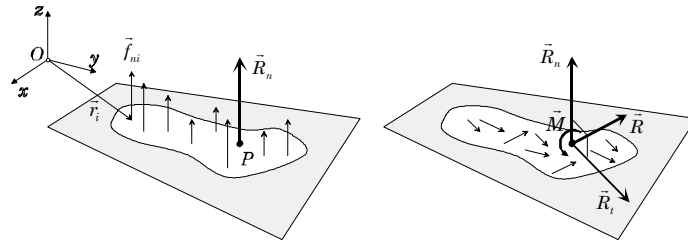
Por sua vez, a equação de equilíbrio estático é obtida igualando a zero os termos dinâmicos da equação anterior, ou seja:

$$\vec{M} + \vec{OP} \times \vec{R} + \vec{OG}_1 \times m_1 \vec{g} - \vec{\tau}_1 - \vec{OO}_1 \times \vec{R}_1 = \vec{0} \quad (3.25)$$

De salientar que para derivar a Equação 3.25 é possível calcular os momentos em qualquer outro ponto de referência estacionário (*e.g.*, o centro de pressão). Na Figura 3.13 ilustram-se os dois tipos de forças de interação que actuam entre o pé e o solo, isto é, as forças tangenciais  $\vec{f}_{ti}$  e as forças normais  $\vec{f}_{ni}$ . O CoP pode ser definido como o ponto  $P$  em que actua a resultante  $\vec{R}_n = \sum_i \vec{f}_{ni}$ . Em relação a um sistema de coordenadas de origem  $O$ , o CoP é definido pelo vector posição:

$$\vec{OP} = \frac{\sum_i \vec{r}_i f_{ni}}{\sum_i f_{ni}} \quad (3.26)$$

em que  $f_{ni}$  são os valores algébricos das forças e  $\vec{r}_i$  os vectores posição das origens.



**Figura 3.13** – Forças de reacção normais e tangenciais do solo sobre o pé de suporte.

Pela análise da Equação 3.26, verifica-se que o centro de pressão CoP está confinado ao polígono de suporte. Por outro lado, a resultante das forças tangenciais pode ser representada no ponto  $P$  pela força  $\vec{R}_t = \sum_i \vec{f}_{ti}$  e pelo momento  $\vec{M} = \sum_i \vec{r}_i \times \vec{f}_{ti}$ . O pé de suporte fica sujeito a uma força total de reacção do solo  $\vec{R} = \vec{R}_t + \vec{R}_n$  e um momento de reacção do solo  $\vec{M}$ . A força de reacção do solo,  $\vec{R}$ , combina a acção da gravidade sobre o sistema e as acelerações de todos os seus segmentos. A equação resultante tem a forma:

$$\vec{R} = \sum_{i=1}^n m_i (\vec{a}_i - \vec{g}) \quad (3.27)$$

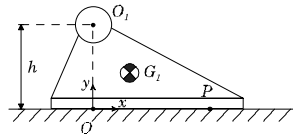
sendo  $\vec{a}_i$  o vector aceleração linear do segmento  $i$ .

Neste estudo ignora-se o momento resultante  $\vec{M}$  (*i.e.*, a rotação do pé em torno da normal ao solo) uma vez que não contribui para a perda de equilíbrio no plano sagital. Ao mesmo tempo, considera-se que o atrito pé/solo é suficientemente elevado para evitar quaisquer deslizamentos. Nesta ordem de ideias, o centro de pressão representa um ponto especial em que a Equação 3.25 pode ser reduzida a uma forma simples:

$$\vec{PG}_1 \times m_1 \vec{g} - \vec{\tau}_1 - \vec{PO}_1 \times \vec{R}_1 = \vec{0} \quad (3.28)$$

Em equilíbrio estático, a localização do CoP pode ser obtida a partir da Equação 3.28 mediante a substituição do termo  $\vec{R}_1 = \vec{R} + m_1 \vec{g}$ . Em relação ao referencial  $(O, x, y)$  da Figura 3.14, a coordenada do ponto  $P$ , segundo a direcção  $X$ , é dada por:

$$P_x = \frac{\tau_1 - hR_t + G_{1x}m_1g}{R_n} \quad (3.29)$$



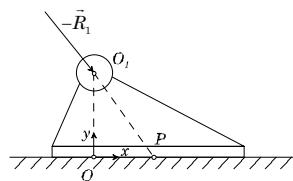
**Figura 3.14** – Sistema de coordenadas usado no cálculo do CoP.

No seguimento deste trabalho serão efectuadas algumas simplificações no cálculo do CoP que resultam da eliminação de algumas variáveis (Tabela 3.1).

PÉ DE SUPORTE ESTACIONÁRIO	
Simplificação	Coordenada do CoP
$h = 0$	$P_x = \frac{\tau_1 - G_{1x}m_1g}{R_n}$
$m_1 = 0$	$P_x = \frac{\tau_1 - hR_t}{R_n}$
$h = 0, m_1 = 0$	$P_x = \frac{\tau_1}{R_n}$
$\tau_1 = 0, m_1 = 0$	$P_x = \frac{-hR_t}{R_n}$

**Tabela 3.1** – Coordenada do CoP em relação ao referencial  $(O, x, y)$ .

É interessante verificar que nos robôs bípodes de tornozelos não actuados  $\tau_1 = 0$  (*i.e.*, puramente dinâmicos) o centro de pressão é o ponto que resulta da intersecção do prolongamento da linha de acção da força de reacção  $\vec{R}_1$  com o solo (Figura 3.15). Este resultado explica, em certa medida, o facto dos robôs puramente dinâmicos representarem um desafio acrescido ao nível do planeamento e controlo de estabilidade.



**Figura 3.15** – Centro de pressão para bípodes puramente dinâmicos.

Na presença de um momento não compensado sobre o pé, a Equação 3.28 deixa de ser satisfeita para qualquer ponto  $P$  dentro do polígono de suporte. Com o CoP situado num ponto fronteira é ainda possível encontrar um ponto  $F$ , fora destes limites, que satisfaça esta equação, ou seja:

$$\overrightarrow{FG}_1 \times m_1 \vec{g} - \vec{\tau}_1 - \overrightarrow{FO}_1 \times \vec{R}_1 = \vec{0} \quad (3.30)$$

O ponto  $F$  é designado por indicador de rotação do pé tendo sido definido por Goswami [Goswami99a♦99b] como: “o ponto na superfície de contacto pé/solo, dentro ou fora do polígono de suporte, no qual o momento resultante da força/binário imposto no pé é normal à superfície”. Esta força/binário imposto no pé é relativo à força/binário na junta do tornozelo mais o peso do pé e não às forças de reacção do solo. De forma semelhante ao CoP, a coordenada do ponto  $F$  pode ser calculada a partir da expressão:

$$F_x = \frac{\tau_1 - hR_t + G_{1x}m_1g}{R_n} \quad (3.31)$$

Em alternativa, uma expressão explícita para as coordenadas do ponto  $F$  pode ser obtida calculando a dinâmica do robô excepto o segmento do pé, ou seja:

$$\vec{\tau}_1 + \overrightarrow{FO}_1 \times \vec{R}_1 + \sum_{i=2}^n \overrightarrow{FG}_i \times m_i \vec{g} = \sum_{i=2}^n \vec{H}_{G_i} + \sum_{i=2}^n \overrightarrow{FG}_i \times m_i \vec{a}_i \quad (3.32)$$

Usando a Equação 3.32 em 3.30 é possível obter uma expressão final da forma:

$$F_x = \frac{m_1 \overline{OG}_{1x} g + \sum_{i=2}^n m_i \overline{OG}_{ix} (a_{iz} + g) - \sum_{i=2}^n m_i \overline{OG}_{iz} a_{ix} - \sum_{i=2}^n \dot{H}_{G_{iy}}}{m_1 g + \sum_{i=2}^n m_i (a_{iy} + g)} \quad (3.33)$$

Para além da complexidade dos cálculos, existem situações favoráveis à utilização de uma ou outra expressão. Por um lado, a expressão (3.31) é indicada como critério de estabilidade postural durante o controlo do robô. Algumas das propriedades importantes do FRI que podem ser exploradas no controlo são:

- A margem de estabilidade pode ser quantificada dado que a rotação iminente do pé é indicada pelo movimento do ponto  $F$  em direcção aos limites do polígono de suporte.

- A saída dos limites do pé de suporte indica a ocorrência de rotação do pé e a sua direcção (*i.e.*, sobre o calcanhar ou os dedos do pé).
- A magnitude do momento não compensado exercido sobre o pé é proporcional à distância entre o ponto  $F$  e um ponto  $A$  nos limites do polígono de suporte. O momento total  $\vec{M}_A$  devido à força/binário na junta do tornozelo e ao peso do pé, em torno de  $A$ , é dado por:

$$\vec{M}_A = \vec{AG}_1 \times m_1 \vec{g} - \vec{\tau}_1 - \vec{AO}_1 \times \vec{R}_1 = \vec{AF} \times (m_1 \vec{g} - \vec{R}_1) \quad (3.34)$$

Se o ponto  $F$  estiver situado dentro do polígono de suporte então  $\vec{M}_A$  é contra actuado pelo momento devido à força de reacção do solo  $\vec{R}$ , sendo a compensação efectiva. Caso contrário, o módulo de  $\vec{M}_A$  representa a magnitude do momento não compensado que dá origem à rotação do pé.

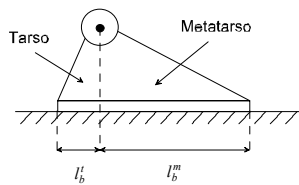
Por outro lado, a expressão (3.33) pode ser explorada no planeamento de trajectórias para estimar as maiores ou menores dificuldades que serão impostas ao controlador para assegurar a realização do movimento. Importa salientar este aspecto pelo facto de na literatura científica existir alguma falta de uniformidade em certos conceitos e, ao mesmo tempo, as implicações físicas serem pouco claras ou até algo imprecisas. De facto, uma forma simplificada da Equação 3.31 é frequentemente referida como uma condição de realizabilidade (admissibilidade) física do padrão de locomoção desejado. Esta imposição não faz sentido dado não ser lícito separar o planeamento do movimento da estrutura de controlo. Deste modo, no âmbito do controlo inteligente, desde que se assegure a capacidade de controlo, o planeamento de trajectórias não compromete a estabilidade dinâmica do sistema.

Por outro lado, a observação da locomoção humana comprova que partes significativas do ciclo envolvem a rotação do pé (referir à Secção 2.2.5). Esta situação contrasta com a de outros animais bípedes em que a planta do pé assenta no solo, enquanto flectem a perna de suporte. Como veremos mais adiante, ao longo deste trabalho privilegia-se esta última opção que permite evitar o tratamento da singularidade com a perna totalmente esticada e simplificar os aspectos de controlo. Uma comparação mais exaustiva entre os vários critérios abordados (PVCoM, CoP, ZMP e FRI) pode ser encontrada no Apêndice A.

Se a altura do tornozelo ao solo  $h$  e a massa do pé são ambas nulas, então a condição de estabilidade rotacional do pé assume a seguinte forma:

$$-l_b^t R_n < \tau_1 < l_b^m R_n$$

em que  $l_b^t$  e  $l_b^m$  são, respectivamente, os comprimentos da parte do pé que correspondem às regiões do tarso e do metatarso (Figura 3.16). O facto desta condição ser satisfeita é equivalente a dizer que o CoP permanece dentro dos limites definidos pelo polígono de suporte. Por outro lado, na fase de duplo suporte este ponto pode estar em qualquer sítio dentro da área delimitada pelos pés. Assim, enquanto decorre a transferência de suporte (mudança do CoP entre pés), a condição de estabilidade deve ser alargada de forma a contemplar ambos os pé.



**Figura 3.16** – Divisão do pé em duas regiões: tarso e metatarso.

### 3.5 Conclusões

Este capítulo começou por estabelecer uma comparação entre modelos bípedes envolvendo actuadores rotacionais ou lineares. Este estudo afigura-se útil para compreender os mecanismos específicos da locomoção que poderão ser explorados na formulação de estratégias de controlo. São várias as conclusões retiradas deste estudo, nomeadamente:

- Se o momento do robô em torno do seu centro de massa e a distância do centro de pressão ao centro de massa não variam, então a dinâmica do robô obedece à de um pêndulo simples  $\ddot{\theta} = \frac{g}{l} \sin \theta$ .
- O centro de pressão localizado debaixo do pé pode mover-se de forma a alterar o ponto efectivo de base do pêndulo invertido.
- Ao adicionar inércia, as dinâmicas radial e rotacional tornam-se acopladas uma vez que o momento total inclui o momento da massa em torno do eixo e o momento de inércia em torno do centro de massa.
- A variação do momento das inércias internas (*e.g.*, perna livre) causa uma variação igual e oposta no momento do CoM em torno do ponto de base do pêndulo.

Deste modo, para controlar a progressão do robô durante a fase de suporte singular existem vários mecanismos. Um deles consiste em mover directamente o centro de pressão, localizado debaixo do pé, com o auxílio de um actuador no tornozelo. Por exemplo, o deslocamento do CoP para diante fará com que o robô viaje a menor velocidade do que aconteceria no caso contrário. Do mesmo modo, a inclinação posterior (anterior) do corpo permite que o centro de massa do robô se mova para diante (trás) tornando-o mais rápido (lento) do que no caso de permanecer na vertical. Por último, é possível impelir uma parte da massa interna para alterar a aceleração angular. Este é o caso particular da perna livre cujo movimento para diante provoca a aceleração do corpo. A alteração na velocidade horizontal, ao longo de um ciclo, dependerá da percentagem de tempo que o centro de massa está à frente do centro de pressão em oposição ao período em que está atrás. Deste modo, é possível alterar a velocidade do robô ao longo de vários ciclos através da especificação dos valores inicial e final de  $\theta$  (supondo um pêndulo invertido).

Adicionalmente, são investigadas limitações específicas da locomoção com pernas e que resultam na distinção entre o caminhar e o correr. Em termos qualitativos, destacam-se as imposições no comprimento do passo e no tempo necessário à sua execução:

- O comprimento do passo é limitado pela velocidade máxima a que o corpo se pode mover enquanto é suportado por um pé. Esta velocidade máxima está relacionada com o comprimento da perna e outros factores geométricos e dinâmicos.
- O tempo do passo é limitado pela velocidade máxima da perna livre em oscilação de um extremo ao outro. Esta velocidade máxima está relacionada com a inércia da perna, a largura de banda dos actuadores e a coordenação da perna.

Este capítulo termina com o problema do equilíbrio estático do pé de suporte e as implicações na estabilidade postural durante a fase de suporte singular. A rotação do pé é uma indicação de instabilidade postural, devendo ser tratada cuidadosamente em locomoção dinâmica estável e, por outro lado, devendo ser totalmente evitada em locomoção estaticamente estável. Em contraste com a PVCoM, que é um critério estático, o FRI incorpora a dinâmica do robô. Em oposição ao CoP (equivalente ao ZMP), que não pode sair da área de suporte, o FRI indica o ponto no qual a resultante



da força de reacção deve actuar para manter o pé estacionário. As propriedades do FRI podem beneficiar a monitorização do estado do robô:

- A estabilidade estática do pé durante o ciclo completo.
- A margem de estabilidade ou a severidade da instabilidade.

Ainda que a estabilidade postural de um robô bípede (ou ser humano) esteja relacionada de perto com a estabilidade estática do seu pé, a relação entre estabilidade do pé e a estabilidade global do sistema não é ainda clara. De facto, a simples observação da locomoção humana revela que uma parte significativa do ciclo envolve a rotação do pé.

Como comentário final, é de referir que todos os modelos implementados ao longo deste trabalho foram restritos ao plano sagital. Sendo a aceleração lateral da perna livre útil para manter o equilíbrio, apenas no caso de haver movimento simultâneo nos planos sagital e lateral (*e.g.*, andar em círculos) o acoplamento é então significativo [Chew00][Fowble96][Kuo99][Raibert86]. Deste modo, no tratamento das tarefas de caminhar, já referenciadas, este acoplamento será desprezado. De qualquer modo, quer o tratamento matemático dado ao equilíbrio rotacional do pé quer, mais tarde, os algoritmos de controlo são facilmente aplicados ao plano lateral.



# Capítulo 4

## Análise Cinemática e Dinâmica

### 4.1 Introdução

De uma observação atenta da actividade locomotora humana sobressaem as capacidades de adaptação e aprendizagem num meio ambiente complexo, as enormes possibilidades sensoriais e uma variedade de respostas às mais diversas situações. Apesar destas características, uma das propriedades mais notáveis do corpo humano reside na invariância das suas estruturas e operações. Estes aspectos motivaram o desenvolvimento de vários robôs bípedes experimentais em que o processo de projecto é baseado na reprodução de estruturas e funções encontradas nos respectivos parceiros biológicos. Nesta perspectiva, uma das ideias mais divulgadas é a utilização de dados da locomoção humana para gerar soluções artificiais. Estas aproximações culminaram com o aparecimento dos robôs da Honda cuja destreza parece resultar da utilização de registos de trajectórias do andar humano (*e.g.*, em superfícies planas, sob escadas, etc) devidamente optimizados. Os resultados apresentados são assinaláveis e as demonstrações convincentes. Contudo, esta metodologia não permite explicar o “porquê” de uma dada trajectória funcionar melhor que outra, não fornece qualquer indicação acerca do modo de seleccionar, encadear e combinar vários comportamentos para efectuar a locomoção em terrenos desconhecidos para os quais não existem exemplos prévios.

Nesta ordem de ideias, o Capítulo 4 propõem uma metodologia com o objectivo de privilegiar o conhecimento do comportamento inerente à locomoção bípede. Nesta abordagem pretende-se avaliar o desempenho das pernas englobando os três níveis conceptuais de descrição dos fenómenos envolvidos, ou seja, planeamento, cinemática

e dinâmica. Uma das questões mais pertinentes, que permanece actual no campo da biomecânica, pode ser colocada nos seguintes termos: “o que é otimizado no movimento muscular?”. Para algumas actividades motoras (*e.g.*, saltar em altura, correr em velocidade, rematar) com critérios de desempenho claramente definidos é possível formular uma descrição matemática dos objectivos. Contudo, para a maioria dos movimentos associados ao caminhar este problema torna-se complicado devido ao facto de ser provável a existência de certos critérios que competem entre si e de outros que se complementam. Em contraste com uma filosofia de optimização, a estratégia adoptada visa formar uma representação de comportamentos globais de uma estrutura bípede, assim como as amplitudes de estados possíveis. A metodologia tem como base a definição de um conjunto de parâmetros coerentes com o processo de locomoção e cuja influência no desempenho deve ser analisada à luz de diferentes perspectivas. Os resultados alcançados constituem uma base de conhecimento de grande utilidade no projecto do controlador fornecendo, entre outras, pistas para reflexão sobre as diferenças de desempenho entre os movimentos robótico e biológico.

A Secção 4.2 descreve o modelo bípede adoptado em termos de geometria, parâmetros e simplificações usadas. Na Secção 4.3 discute-se o problema do planeamento de trajectórias baseado em ciclóides e outras formas sinusoidais. O comportamento cinemático é analisado na Secção 4.4, incluindo a definição de vários critérios de desempenho e a apresentação de resultados de simulações numéricas. Por outro lado, a Secção 4.5 centra-se na compreensão dos mecanismos de locomoção de natureza dinâmica. Por último, a Secção 4.6 apresenta as conclusões mais importantes e procura estabelecer a conexão com estratégias de controlo simples e intuitivas.

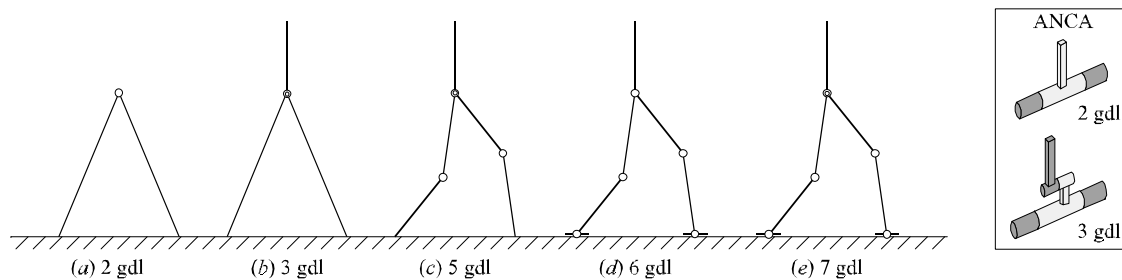
## 4.2 Modelo Bípede Planar

Apesar da simplicidade dos modelos analisados no capítulo anterior, as observações decorrentes revelaram propriedades importantes que ajudam a fomentar algumas respostas. Na maior parte dos estudos encontrados na bibliografia, a escolha da configuração bípede prende-se com um critério que reflecte o compromisso entre a complexidade envolvida e o nível de detalhe em estudo. O modelo com dois graus de liberdade (tipo compasso) representa o formato mais elementar de locomoção bípede.

Na Figura 4.1(a) está representado o modelo de 2 gdl. As pernas rígidas, desprovidas de joelhos e pés, estão interligadas através da anca. A respectiva trajectória Cartesiana consiste de uma série de arcos de círculo centrados em torno do ponto de contacto da perna de suporte com o solo e com um raio igual ao comprimento da perna. Este modelo pode ser estendido a 3 gdl com a inclusão de um tronco, tal como ilustra a Figura 4.1(b). Convém salientar que estes modelos tipo compasso não existem, quer na forma biológica quer na robótica, pois a perna livre não se pode elevar acima do solo, dada a ausência de um joelho. Este problema é normalmente evitado com a inclusão de uma junta prismática.

O nível seguinte de complexidade envolve a articulação do joelho. O modelo com 5 gdl (Figura 4.1(c)) permite considerar a maior parte dos detalhes importantes, incluindo a elevação do solo e a configuração de aterragem. A complexidade pode ser estendida a uma estrutura com 6 e 7 gdl com a inclusão dos pés (Figura 4.1(d-e)). Neste caso, é possível modificar a localização do centro de pressão e conceder alguma liberdade extra ao controlo dinâmico do movimento. Em termos comparativos, a inclusão dos pés deverá modificar as forças de controlo de forma significativa uma vez que proporciona uma grande parte da energia necessária para impelir o bípede para diante. Ao mesmo tempo, requer a monitorização e controlo da localização do centro de pressão de forma a assegurar que este permanece dentro dos limites definidos pelo polígono de suporte em todos os instantes.

Seria possível continuar a aumentar a complexidade do modelo até níveis próximos do humano. Contudo, um modelo entre 5 e 7 gdl representa um compromisso adequado para ilustrar as características chave da locomoção bípede. De acordo com os objectivos traçados, o modelo adoptado neste estudo é composto por 6 gdl (*i.e.*, três em cada perna). A diferença entre um pélvis alongado (2 gdl) e um tronco (3 gdl) é a possibilidade de realizar movimentos independentes (ver o lado direita da Figura 4.1).



**Figura 4.1** – Modelos bípede com diferentes graus de liberdade (anca: ○ – 2 gdl; ⊕ – 3 gdl).

### 4.2.1 Terminologia e Definições

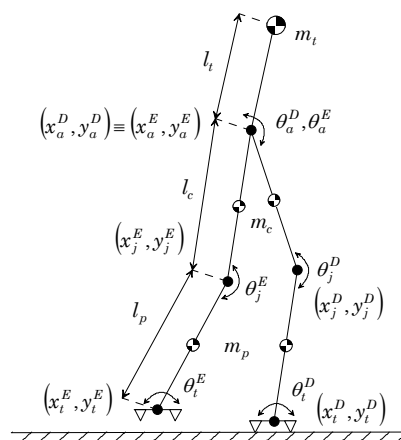
A analogia entre a locomoção humana e o padrão típico de robôs experimentais torna conveniente o uso de terminologia desenvolvida e utilizada na área da biomecânica. Na Tabela 4.1 são apresentadas algumas dessas definições e termos mais comuns.

TERMO	DEFINIÇÃO
Padrão simétrico	Se quaisquer dois passos consecutivos são indistinguíveis, <i>i.e.</i> , se todos os parâmetros espaço-temporais se repetem.
Padrão periódico	Se todos os parâmetros espaço-temporais se repetem após cada $p$ passos. Para padrões simétricos $p$ toma o valor 1.
Ciclo do padrão	No caso de um padrão $p$ -periódico o ciclo consiste em $p$ passos sucessivos.
Cadência	Número de passos num intervalo de tempo padrão.

**Tabela 4.1** – Definição de alguns termos adotados da biomecânica.

### 4.2.2 Pressupostos e Simplificações de Modelização

A Figura 4.2 representa o modelo bípede planar e algumas das notações usadas ao longo deste trabalho. O modelo é constituído por 7 elos mecânicos e 6 gdl que aproximam características de locomoção similares às dos membros inferiores do corpo humano (*i.e.*, tronco, coxa, perna e pé). Por questão de simplicidade, o pélvis alongado é referido como o tronco. Os vários segmentos são representados como corpos rígidos de parâmetros concentrados conectados pelas articulações da anca, do joelho e do tornozelo. O índice “D” designa a perna direita e o “E” a perna esquerda.



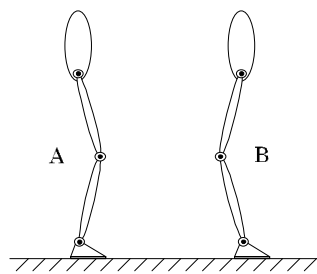
**Figura 4.2** – Modelo bípede planar.

Na Tabela 4.2 apresenta-se de forma resumida os pressupostos e simplificações de modelização usados na formulação matemática de cada componente.

COMPONENTE	LIMITAÇÃO
Massa	As massas estão concentradas na extremidade do tronco ( $m_t$ ) e a meio de cada segmento da perna ( $m_c, m_p$ ); a massa dos pés é considerada nula ( $m_b = 0$ ). Nas simulações numéricas a massa total da perna $M_t = m_c + m_p$ permanece constante, enquanto a relação de massas $R_m = \frac{m_c - m_p}{M_t}$ poderá variar.
Perna	As pernas são idênticas e têm um comprimento máximo $L_t = l_c + l_p$ constante. Nas simulações numéricas a relação de comprimentos $R_l = \frac{l_c - l_p}{L_t}$ poderá variar.
Joelho	A configuração do joelho assemelha-se à dos humanos (Figura 4.3).
Actuação	O robô está equipado com fontes de binário ideais.
Solo	O robô anda sobre uma superfície plana e infinitamente rígida, sendo o coeficiente de atrito suficientemente elevado para evitar escorregamentos.
Padrão	O padrão é periódico e simétrico; o ciclo é dividido em fases de suporte singular (SS) e duplo suporte (DS).

**Tabela 4.2** – Pressupostos de modelização.

Numa situação prática os parâmetros internos do modelo devem ser medidos ou estimados de alguma forma. Neste caso, os parâmetros são considerados ideais e invariantes, não se dando ênfase a procedimentos de calibração.



**Figura 4.3** – Configuração do joelho: (A) tipo humano; (B) comum nas aves.

### 4.3 Planeamento do Movimento

Um dos tópicos de maior interesse na área dos sistemas artificiais de pernas é a síntese de padrões de locomoção. Em trabalhos precursores na área dos bípedes, a determinação das trajectórias de referência era largamente efectuada com base na experiência e intuição. Mais recentemente, as aproximações encontradas na bibliografia giram em torno de dois argumentos principais. Por um lado, é atractivo do ponto de vista de autonomia de um sistema mecânico a minimização do custo energético. Por outro lado, é essencial considerar algumas restrições a que estes sistemas estão sujeitos, com destaque para a estabilidade rotacional do pé de suporte e os requisitos de atrito (discutido na Secção 3.4).

Um dos trabalhos mais notáveis que mostra o potencial de padrões envolvendo um mínimo de energia deve-se a McGeer. No artigo [McGeer90] o autor apresenta um padrão natural de locomoção gerado pela interacção passiva da gravidade e da inércia ao longo de um plano inclinado. Tendo em vista a extensão do método a solos planos, Channon *et al.* [Channon92], Rostami *et al.* [Rostami98] e Roussel *et al.* [Roussel98] propuseram métodos de geração de trajectórias que minimizam funções de custo baseadas no consumo de energia. Na mesma direcção, Chevallereau, *et al.* [Chevallereau98] exploram uma estratégia baseada em movimentos naturais e controlo impulsivo para gerar referências de baixa energia. Contudo, nestes trabalhos raramente se faz alusão a considerações de estabilidade na geração dos respectivos padrões. Neste sentido, será questionável o desempenho de um controlador que aplique estas trajectórias como variáveis de referência.

Para assegurar a estabilidade dinâmica, Takanishi *et al.* [Takanishi85], Shih [Shih97] e Hirai *et al.* [Hirai98] propuseram métodos baseados no conceito de ZMP (*zero moment point*). Basicamente, estes métodos definem inicialmente a evolução desejada para o ZMP (*e.g.*, usando dados da locomoção humana) e para as trajectórias dos membros inferiores, derivando em seguida o movimento necessário para a secção do tronco. Como é compreensível nem todas as trajectórias desejadas para o ZMP são realizáveis, pelo facto de as alterações produzidas devido ao movimento do tronco serem limitadas. Mais ainda, para alcançar a trajectória desejada para o ZMP o movimento do tronco pode ter de variar significativamente. O facto da massa do sistema estar, normalmente, concentrada no tronco sugere um aumento no custo de energia e, simultaneamente, uma maior exigência imposta ao controlador.



Em contraste com estas aproximações, a estratégia adoptada evidencia a importância dos padrões comportamentais que caracterizam a estrutura bípede em estudo. A metodologia proposta tem como base a definição de um conjunto de parâmetros coerentes com o processo de locomoção e cuja influência no desempenho global do sistema será analisada à luz de diferentes perspectivas. O estudo paramétrico subsequente fornecerá a representação de comportamentos globais dentro da amplitude de estados possíveis.

### 4.3.1 Parâmetros de Locomoção

Do ponto de vista prático, as trajectórias são definidas em termos de um conjunto de parâmetros que procuram explorar as propriedades e subtilidades inerentes ao modelo bípede com 6 gdl. Neste contexto, o planeamento do movimento é acompanhado pela especificação das trajectórias Cartesianas da anca, pé livre e secção do tronco.

O movimento resultante é caracterizado em termos do seguinte conjunto de parâmetros de locomoção (Figura 4.4): comprimento do passo  $L_p$ , altura média da anca  $A_h$ , amplitude e ângulo de fase da oscilação vertical da anca  $(A_r, FA_r)$ , ângulo de inclinação do tronco  $\alpha_t$ , amplitude e ângulo de fase da oscilação do tronco  $(\alpha_r, F\alpha_r)$ , velocidade média de progressão  $V_p$ , amplitude e ângulo de fase da oscilação horizontal da anca  $(V_r, FV_r)$ , máxima elevação do pé  $P_e$  e instante em que ocorre este valor máximo  $T_{me}$ .

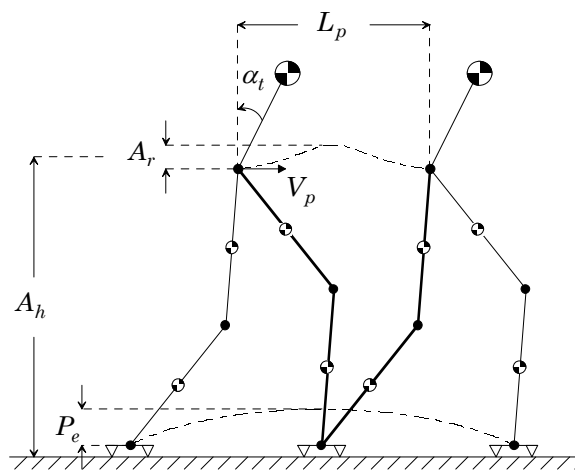


Figura 4.4 – Descrição dos parâmetros de locomoção.

A Tabela 4.3 apresenta a definição exacta dos parâmetros de locomoção que, por sua vez, aparecem divididos de acordo com a sua influência no padrão final.

PARÂMETRO	DEFINIÇÃO
<u>PASSO</u> $L_p$	Distância percorrida pela secção do tronco no fim de cada ciclo.
<u>VELOCIDADE</u> $V_p$ $V_r$ $FV_r$	Velocidade média de progressão (medida na anca) ao longo do ciclo. Amplitude pico-a-pico da oscilação em torno da velocidade média. Ângulo de fase da oscilação em torno da velocidade média.
<u>ANCA</u> $A_h$ $A_r$ $FA_r$	Altura média da anca ao longo do ciclo. Amplitude pico-a-pico da oscilação em torno da altura média. Ângulo de fase da oscilação em torno da altura média.
<u>TRONCO</u> $\alpha_l$ $\alpha_r$ $F\alpha_r$	Inclinação média do tronco em relação à vertical ao longo do ciclo. Amplitude pico-a-pico da oscilação em torno da inclinação média. Ângulo de fase da oscilação em torno da inclinação média.
<u>PÉ</u> $P_e$ $T_{me}$	Máxima elevação do pé livre em relação ao solo. Instante de máxima elevação em percentagem da fase aérea.

**Tabela 4.3** – Definição dos parâmetros de locomoção.

O período do passo vem expresso em função do comprimento do passo e da velocidade de progressão de acordo com  $T_p = L_p/V_p$ . Para um padrão simétrico é suficiente considerar o movimento ao longo de um único passo. Este intervalo de tempo é dividido em fase de suporte singular (SS) e de duplo suporte (DS), tal que  $T_p = T_{ss} + T_{ds}$ . O impacto da perna livre com o solo é inelástico e não ocorrem deslizamentos. Deste modo, durante uma transição instantânea de suporte (*i.e.*,  $T_{ds} = 0$ ) a configuração do robô não sofrerá alteração. Mais ainda, o momento angular do robô em torno do pé que sofre o impacto, bem como, o momento angular da perna de suporte antes do impacto em torno da anca são conservados. Esta lei de conservação dá origem a descontinuidades nas variáveis de velocidade.

### 4.3.2 Gerador de Trajectórias: Anca, Tronco e Pé

Desde que as trajectórias Cartesianas da anca, tronco e pé livre sejam conhecidas, então, todas as variáveis das juntas podem ser determinadas. A especificação destas trajectórias é feita considerando que a perna de suporte se encontra firmemente em contacto com o solo. Neste contexto, cabe ao gerador de trajectórias a tarefa de sincronizar e coordenar as pernas com base em perfis ciclóides e outras funções sinusoidais.

À semelhança do que sucede na locomoção humana, pretende-se aprofundar a importância da velocidade de progressão no desempenho do sistema. Para o efeito, a componente horizontal (direcção do movimento) de velocidade na anca deverá variar à medida que o robô se desloca. Por sua vez, existem várias estratégias de implementação do movimento vertical, tais como:

- Manter uma altura constante acima do solo.
- Manter constante o comprimento total da perna de suporte (arcos de círculo).
- Aplicar uma oscilação em torno do valor médio.

Em princípio as duas últimas alternativas são mais eficientes do ponto de vista energético, apresentando similaridades com o caminhar biológico. Nestes casos, é possível explorar o facto das energias potenciais e cinéticas estarem em oposição de fase, enquanto a energia mecânica total permanece aproximadamente constante. A trajectória tipo compasso, em que a perna de suporte está totalmente esticada, apresenta um desafio adicional em termos de controlo. O sistema exhibe, tipicamente, um comportamento instável com sucessivas inflexões do joelho. Uma técnica usada para estabilizar o sistema é a inclusão de um mecanismo tipo rótula. Nesta conformidade, foi privilegiada a terceira opção de forma a evitar a configuração singular e, ao mesmo tempo, permitir uma visão intuitiva sobre a funcionalidade pretendida. As equações paramétricas que descrevem a trajectória a implementar na anca são dadas por:

$$\begin{aligned} x_a(t) &= x_a^0 + V_p t + \frac{V_r}{2\omega_p} [\sin(FV_r) - \sin(\omega_p t + FV_r)] \\ y_a(t) &= A_h - \frac{A_r}{2} \cos(\omega_p t + FA_r) \end{aligned} \quad (4.1)$$

em que  $\omega_p = 2\pi f_p$  representa a frequência angular do passo.

Na Secção 3.5 foi salientado o papel que o movimento do tronco pode ter no desempenho global do sistema (*e.g.*, controlo da velocidade de progressão). Para além de se poder especificar uma inclinação constante é acrescentada a possibilidade do tronco seguir uma dada trajectória. O modo com estes parâmetros influenciam o comportamento do sistema está dependente da posição do centro de massa em relação à anca. A trajectória angular do tronco  $\alpha(t)$ , em relação à vertical, é derivada em função dos parâmetros  $\alpha_l$ ,  $\alpha_r$  e  $F\alpha_r$ , de acordo com a equação:

$$\alpha(t) = \alpha_l + \frac{\alpha_r}{2} \sin(\omega_p t + F\alpha_r) \quad (4.2)$$

A implementação de um padrão simétrico e periódico impõe restrições ao movimento da perna livre na direcção do próximo ponto de apoio. Durante a fase aérea, o comportamento da perna pode ser estabelecido usando uma das seguintes aproximações:

- Especificação prévia da trajectória no espaço das juntas ou Cartesiano como função do tempo ou como função da outra perna.
- Adopção de um movimento parcialmente passivo com a adição de energia em instantes particulares de forma a explorar a sua dinâmica natural.

A segunda opção é apelativa na medida em que se alguma lei de controlo activa reproduzir de perto o comportamento passivo garantem-se certas propriedades tais como optimalidade energética, periodicidade e estabilidade. Contudo, na fase de transição o sistema pode sofrer impactos e incorrer em acelerações adicionais que influenciam a velocidade de progressão. Para evitar estas situações, a estratégia adoptada ao longo deste capítulo consiste na especificação prévia da trajectória em função do tempo. Nesta situação, é preciso impor um conjunto de condições (condições de impacto) sobre as velocidades e as acelerações de transição, de forma a assegurar a respectiva continuidade. Os instantes de transição correspondem às situações em que as pernas alternam da fase de suporte para a fase aérea e vice-versa. Para uma transição de suporte suave é preciso que as velocidades e acelerações angulares, antes e depois, sejam idênticas, isto é ( $i = 1, \dots, 6$ ):

$$\begin{aligned} \dot{\theta}_i(t_1^-) &= \dot{\theta}_i(t_1^+) \\ \ddot{\theta}_i(t_1^-) &= \ddot{\theta}_i(t_1^+) \end{aligned} \quad (4.3)$$

em que  $t_1^-$  e  $t_1^+$  são os instantes imediatamente antes e depois da transição.

As relações de cinemática foram estabelecidas, juntamente com as condições de continuidade, para se concluir que o pé deve levantar e aterrar com velocidade e aceleração zero. Nesta ordem de ideias, a equação para o tornozelo do pé livre ao longo da direcção  $X$  é dada por:

$$x_t(t) = \begin{cases} x_t^0 + 2L_p \left[ \frac{t}{T_{ss}} - \frac{1}{2\pi} \sin\left(\frac{2\pi}{T_{ss}} t\right) \right] & t \leq T_{ss} \\ x_t^0 + 2L_p & t > T_{ss} \end{cases} \quad (4.4)$$

enquanto para a direcção  $Y$  vem:

$$y_t(t) = \begin{cases} P_e \left[ \frac{t}{T_{me}} - \frac{1}{2\pi} \sin\left(\frac{2\pi}{T_{me}} t\right) \right] & t < T_{me} \\ -P_e \left[ \frac{t - T_{ss}}{T_{ss} - T_{me}} - \frac{1}{2\pi} \sin\left(\frac{2\pi}{T_{ss} - T_{me}} (-t + T_{ss})\right) \right] & T_{me} \leq t \leq T_{ss} \\ 0 & t > T_{ss} \end{cases} \quad (4.5)$$

Finalmente, o pé livre deve manter uma postura horizontal ao longo de todo o ciclo. Isto significa que se ignoram as fases de contacto inicial com o calcanhar e de elevação do calcanhar em apoio que caracterizam a locomoção humana.

### 4.3.3 Análise do Espaço de Trabalho

Conhecidos os parâmetros de locomoção, uma questão que envolve o planeamento de trajectórias é a determinação daquelas que são fisicamente realizáveis. Os parâmetros dominantes para avaliação do espaço de trabalho válido são o comprimento do passo e a altura da anca. O espaço de trabalho, assim definido, pode ser investigado resolvendo as equações de cinemática inversa e tendo em atenção dois tipos de restrições:

- O tipo de trajectórias definidas para a anca e o pé livre (baseadas em sinusóides) podem dar origem a conflitos de coordenação.
- O movimento do joelho está limitado pela existência da superfície plana, enquanto a articulação do joelho deve manter a configuração típica dos humanos.

Na Figura 4.5 ilustra-se o espaço de trabalho disponível ( $\square$ ) juntamente com as zonas de restrição sinusoidal (+) e do joelho ( $\times$ ). Da análise dos resultados sobressai o facto de para alturas da anca  $A_h < 0,5m$  o espaço válido ser muito limitado. Deste modo, o valor de  $0,5m$  será o menor valor considerado em qualquer simulação numérica que inclua o parâmetro altura da anca.

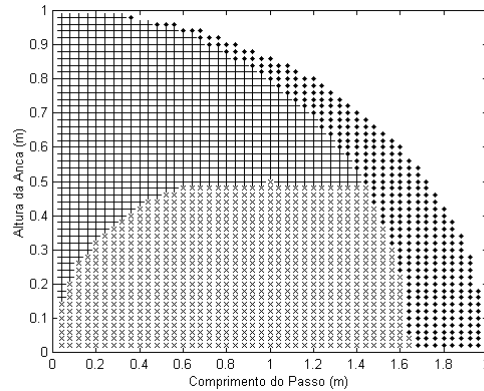


Figura 4.5 – Avaliação do espaço de trabalho.

#### 4.4 Avaliação do Desempenho Cinemático

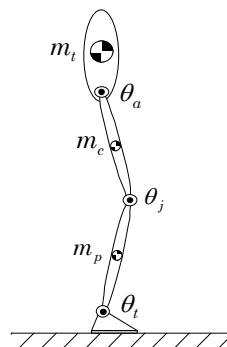
Em termos de locomoção bípede, a comparação do desempenho dos sistemas artificiais e dos sistemas biológicos revela que o segundo é superior na maioria dos aspectos, tais como a adaptabilidade, a mobilidade e a velocidade máxima. Na realidade, os robôs experimentais actuais são mais o resultado da aplicação de regras elementares e do bom senso, do que o produto de um estudo sistemático dos diversos factores em jogo. Todavia, uma estratégia global de optimização do desempenho de estruturas bípedes deve englobar os vários níveis de descrição dos fenómenos envolvidos: cinemática, dinâmica e controlo. Deve, desde logo, notar-se que o estudo das propriedades cinemáticas tem sido algo menosprezado e raramente se encontram referências na literatura científica. Ainda assim, a análise cinemática de estruturas bípedes revela-se um problema exigente visto o movimento ser caracterizado por padrões com complexidade de muitos graus de liberdade. Estes factos levam a questionar até que ponto a eficiência e destreza do sistema depende de factores cinemáticos e quais as estratégias a adoptar com vista à sua optimização.

Nesta ordem de ideias, esta secção relata o estudo do desempenho cinemático de um bípede com referência à estrutura planar com 6 gdl. Motivada por esta análise, são propostos três critérios de avaliação quantitativa do desempenho: locomobilidade cinemática, resposta ao ruído e resposta em frequência. Do ponto de vista matemático, estas medidas de desempenho são globais no sentido em que reflectem as capacidades evidenciadas ao longo do um ciclo completo. De seguida, as medidas de desempenho são discutidas e comparadas em função dos parâmetros de locomoção. Com base neste levantamento, estabelece-se a correlação entre diferentes pontos de vista e identificam-se características invariantes ao processo de locomoção.

#### 4.4.1 Medida de Locomobilidade

Apesar deste estudo se centrar na locomoção em superfícies planas, uma das exigências impostas a estes mecanismos é o elevado grau de mobilidade. Esta mobilidade deve ser encarada segundo a perspectiva da tarefa a realizar e das próprias características do ambiente (*e.g.*, saltar, correr, subir/descer escadas ou planos inclinados). Tendo por inspiração o conceito de manipulabilidade [Yoshikawa85], introduz-se agora o termo locomobilidade para designar a capacidade de um robô bípede para transportar a secção superior do corpo no espaço envolvente.

A matriz Jacobiano pode ser usada de várias formas para descrever as características de um sistema em termos de locomobilidade. Neste caso, o Jacobiano será usado para avaliar o movimento do centro de massa do sistema em relação à rotação individual das juntas, considerando um modelo simplificado com apenas 3 gdl que inclui a perna de suporte e o tronco (Figura 4.6).



**Figura 4.6** – Modelo com 3 segmentos de massa pontual (massa do pé nula).

Em relação ao sistema de coordenadas de referência, a posição do centro de massa do sistema pode ser representada na forma vectorial por:

$$r_{cm} = f(q) \quad (4.6)$$

em que  $q$  é o vector das juntas  $q = [\theta_t \quad \theta_j \quad \theta_a]^T$ .

O Jacobiano da função  $f$  obedece a uma expressão da forma:

$$J_{cm} = \frac{\partial f(q)}{\partial q} = \begin{bmatrix} J_{xt} & J_{xj} & J_{xa} \\ J_{yt} & J_{yj} & J_{ya} \end{bmatrix} \quad (4.7)$$

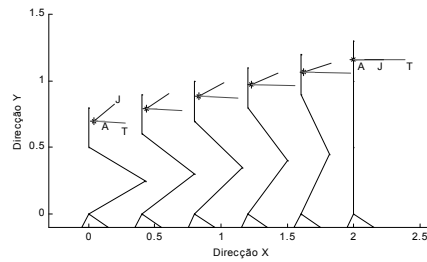
Existem vários modos de usar o Jacobiano para descrever como as alterações no ângulo das juntas produzem modificações na posição do centro de massa. Por exemplo, as colunas do Jacobiano ilustram a amplitude e a direcção da variação do centro de massa em resposta a uma variação unitária em cada junta. Nas simulações seguintes, o valor das massas e o comprimento dos elos (Tabela 4.4) é “inspirado” em dados antropométricos [Winter90].

PARÂMETRO	PERNA	COXA	TRONCO
Massas	$m_p = 4,0Kg$	$m_c = 7,5Kg$	$m_t = 47,0Kg$
Comprimentos	$l_p = 0,5m$	$l_c = 0,5m$	$l_t = 0,3m$

**Tabela 4.4** – Parâmetros de massa e comprimento dos elos usados na análise cinemática.

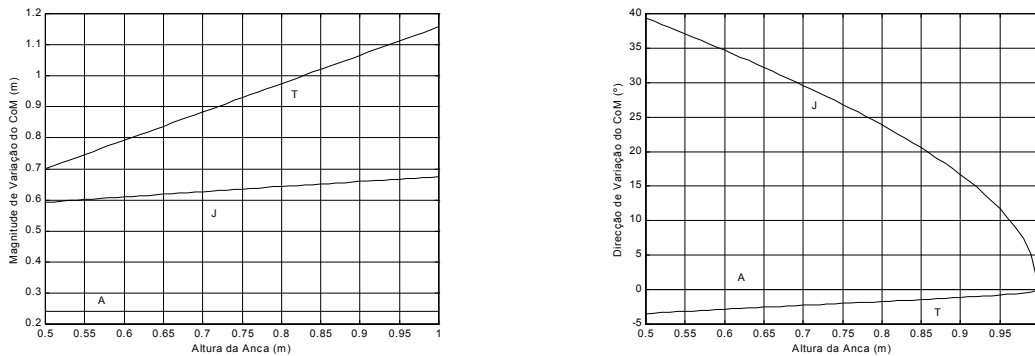
Desde logo, pode questionar-se as vantagens e os inconvenientes de adoptar uma dada altura da anca de acordo com as condições impostas pela tarefa. Na Figura 4.7 encontram-se representados, para várias alturas da anca, os três vectores correspondentes a cada coluna de  $J_{cm}$  com origem no centro de massa. Os resultados mostram que, quando o corpo está agachado, uma variação unitária em cada junta dá origem a movimentos específicos do centro de massa em três direcções distintas (medidas em relação à horizontal). À medida que se eleva o corpo estas direcções tendem a alinhar horizontalmente. Isto significa que serão necessárias variações angulares maiores para alcançar o mesmo deslocamento vertical do centro de massa. Este efeito é compensado pelo facto dos movimentos horizontais se tornarem mais amplos.





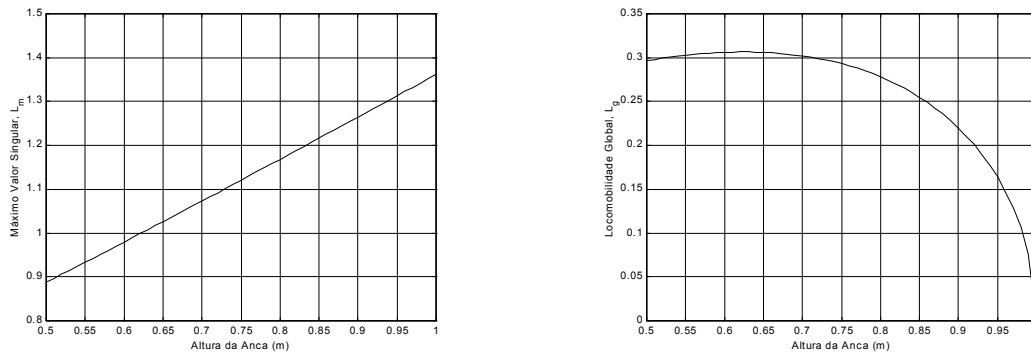
**Figura 4.7** – Movimento do CoM: efeito da altura da anca.

Os gráficos de amplitude e direcção de variação do centro de massa (CoM) são apresentados na Figura 4.8. É interessante verificar o papel dominante do tornozelo (junta mais afastada) em termos de amplificação horizontal e a importância do joelho em termos de variação vertical. Este resultado coincide com a observação da locomoção humana em que a flexão dos joelhos predomina nas tarefas que requerem deslocamentos verticais (e.g., subir escadas). Um modo de resumir numericamente o efeito conjunto das juntas é através da representação do valor singular máximo e do produto dos valores singulares da matriz  $J_{cm}$  [Yoshikawa85].



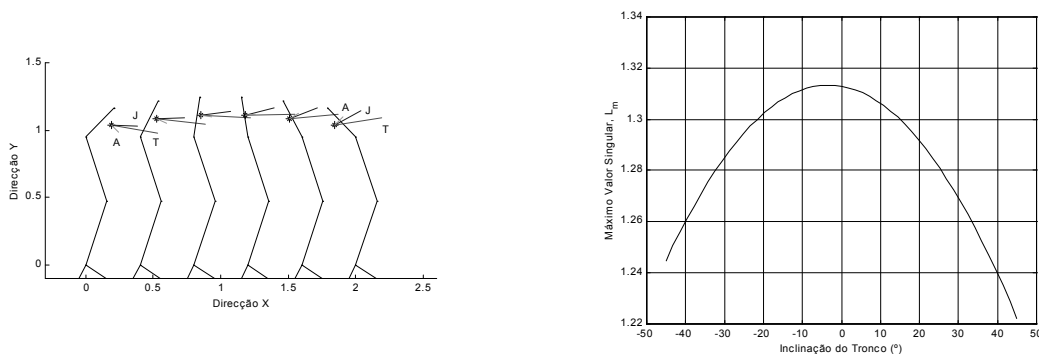
**Figura 4.8** – Magnitude e direcção da variação no CoM para uma variação unitária em cada junta (T - tornozelo; J - joelho; A - anca).

O valor singular máximo,  $L_m = \max(\sigma_1, \sigma_2)$ , descreve o mais amplo movimento que pode ter lugar para uma dada variação angular. Todavia, este índice não descreve o compromisso entre a amplitude do movimento e a direcção. Uma forma de obter uma medida global de locomobilidade é calcular o produto dos valores singulares  $L_g = \sigma_1 \sigma_2$ . Os resultados obtidos estão ilustrados na Figura 4.9.



**Figura 4.9** – Máximo valor singular  $L_m$  e produto dos valores singulares  $L_g$ .

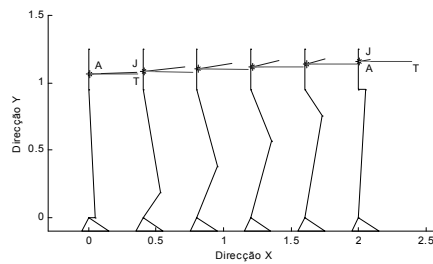
Por um lado, a amplitude máxima do movimento cresce de forma quase linear com a altura da anca. Por outro lado, a locomobilidade global permanece quase constante na condição de  $A_h < 0,75m$  e tende a decrescer rapidamente à medida que o sistema se aproxima da configuração singular. Deste modo, uma configuração semelhante à adoptada na locomoção humana parece ser aquela que se revela com maiores potencialidades para o movimento no plano. Outra característica da locomoção humana é a adopção de uma postura erecta para o tronco. Assim, na próxima simulação procede-se de forma idêntica em relação à inclinação do tronco, mantendo uma altura da anca de  $A_h = 0,95m$ .



**Figura 4.10** – Movimento do CoM: efeito da inclinação do tronco e máximo valor singular  $L_m$ .

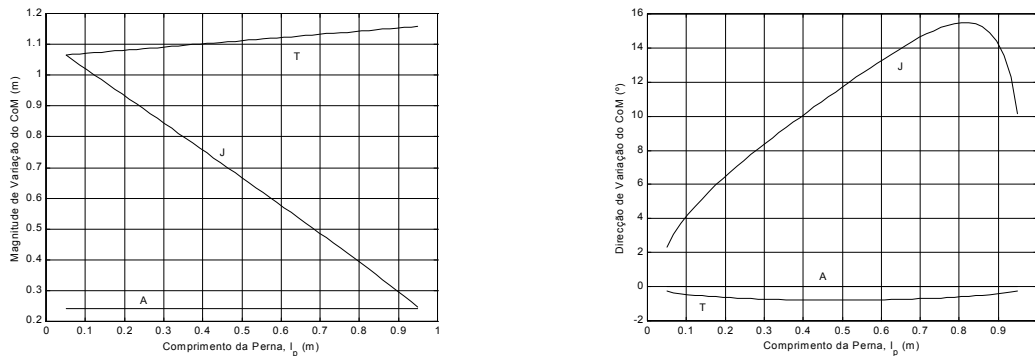
A Figura 4.10 mostra o diagrama de vectores individuais e a medida de locomobilidade  $L_m$ . A partir destes gráficos observa-se que a locomobilidade assume uma forma simétrica com um máximo para um ângulo de inclinação próximo de zero. Como veremos mais adiante, o modo como este parâmetro influencia o comportamento dinâmico do sistema depende da posição do centro de massa em relação à anca.

Um dos factores a ter em conta na fase de projecto de um robô bípede é a escolha do comprimento das pernas. Se reduzirmos a perna humana a um mecanismo de dois elos mecânicos, verifica-se que esta satisfaz aproximadamente a relação  $l_c = l_p$ . Antes de adoptar esta solução, pretende-se analisar a importância dos comprimentos  $l_c$  e  $l_p$  na locomobilidade dos sistema considerando um comprimento total constante (Figura 4.11).

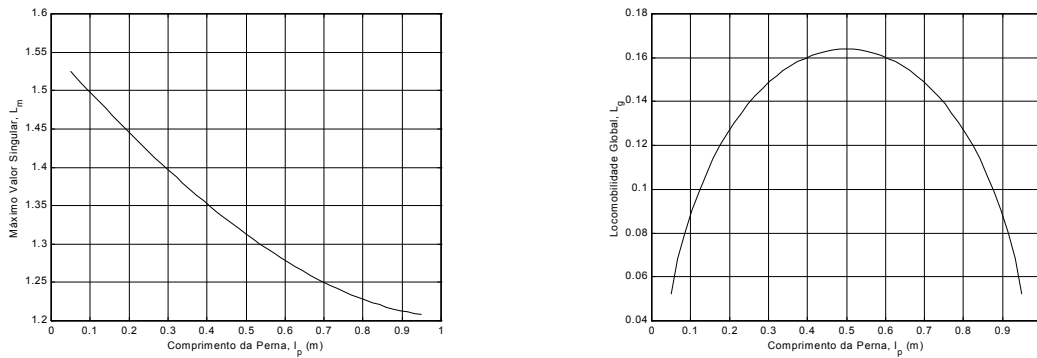


**Figura 4.11** – Movimento do CoM: efeito do comprimento dos elos ( $l_p + l_c = 1,0m$ ).

Pode observar-se, a partir da Figura 4.12, que apenas a articulação do joelho sofre uma variação acentuada. Por um lado, a magnitude de variação no CoM decresce à medida que o joelho se aproxima da anca. Ao mesmo tempo, aumenta a eficiência do joelho já que os movimentos verticais vêm amplificados. A solução pode ser interpretada como um compromisso necessário entre a eficiência direccional e a mobilidade exigida. De referir que esta mobilidade deve incluir também o movimento da perna livre. A elevação do pé é essencial para evitar o contacto acidental com o solo ou para evitar outros obstáculos.



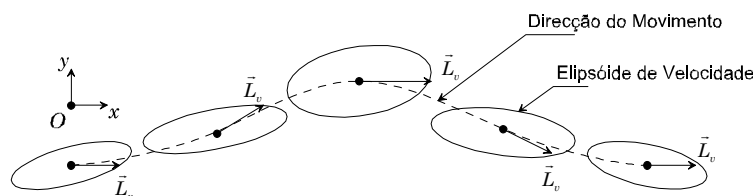
**Figura 4.12** – Magnitude e direcção da variação no CoM para uma variação unitária em cada junta (T - tornozelo; J - joelho; A - anca).



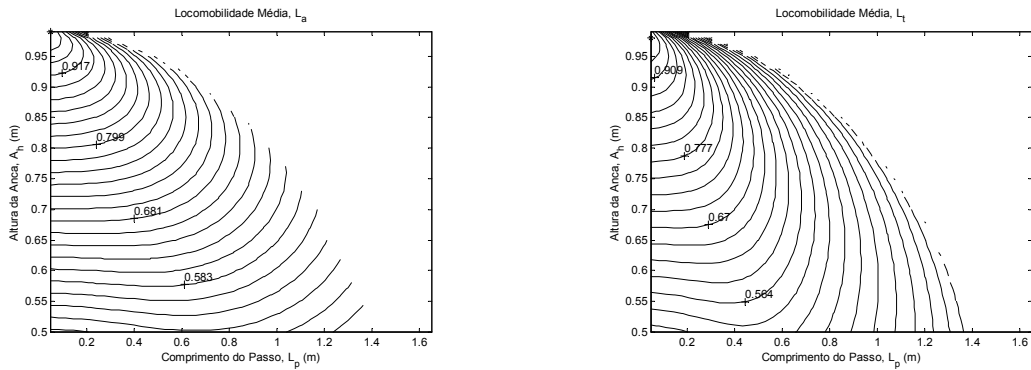
**Figura 4.13** – Máximo valor singular  $L_m$  e produto dos valores singulares  $L_g$ .

No tocante à locomobilidade global (Figura 4.13) verifica-se que atinge um valor máximo quando os elos têm exactamente o mesmo comprimento. Deste modo, conclui-se que, sob o ponto de vista cinemático, a exigência de valores elevados de  $l_c$  ou  $l_p$  é de evitar pois conduz a situações pouco adaptadas às exigências de locomobilidade colocadas pelas tarefas a realizar.

Convém notar que as duas medidas propostas,  $L_m$  e  $L_g$ , representam índices de desempenho locais. Para o tipo de sistema em estudo, torna-se evidente que a avaliação do desempenho passa pela definição de índices de desempenho que englobem o movimento ao longo do ciclo completo. Neste sentido, é proposta uma formulação geométrica de locomobilidade global baseada no elipsóide de velocidade de Yoshikawa [Yoshikawa85]. O objectivo é seleccionar um índice escalar que possa ser interpretado como um ganho direcciona a aplicar ao longo da trajectória da anca e do pé livre. Em cada instante define-se um vector  $\vec{L}_v$  com origem no centro do elipsóide de velocidade e com a direcção do movimento em causa. Na Figura 4.14 ilustra-se o procedimento quando aplicado à trajectória da anca.



**Figura 4.14** – Avaliação de  $\vec{L}_v$  a partir do elipsóide de velocidade e da direcção do movimento.



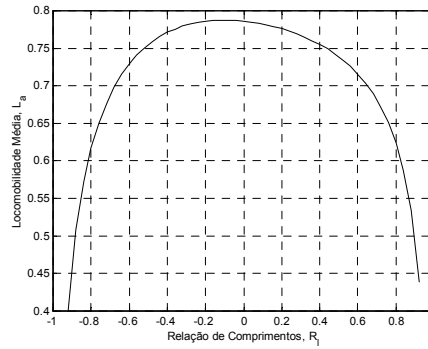
**Figura 4.15** – Efeito de  $L_p$  e  $A_h$  na medida de locomobidade, ao longo da trajectória da anca e do tornozelo livre, para  $V_p = 1,0m/s$  (o símbolo \* assinala a situação em que ocorre o máximo).

O índice global é obtido como a média da magnitude deste vector ao longo de um ciclo completo, ou seja:

$$L = \frac{1}{T} \int_0^T |\vec{L}_v| dt \quad (4.8)$$

Para ilustrar este índice cinemático, avalia-se o desempenho do sistema em relação ao comprimento do passo e à altura da anca (para elos de igual comprimento  $l_p = l_c = 0,5m$ ). Nesta fase, é introduzida uma simplificação adicional de tal forma que o pé livre permanece em contacto com o solo (*i.e.*, a uma distância infinitamente pequena para ser válido ignorar os atritos). Os gráficos da Figura 4.15 correspondem à avaliação da medida de locomobidade ao longo da trajectória da anca e do pé livre. O resultado principal é que, para maximizar  $L$ , a altura da anca deve ser superior a 95% do valor máximo. Por outro lado, à medida que a altura da anca decresce é possível identificar patamares com um desempenho invariante para uma gama crescente de comprimentos do passo.

De seguida investiga-se o papel do comprimento dos segmentos da perna e da coxa, mantendo constante  $l_p + l_c = 1,0m$ . Para a mesma velocidade de progressão, selecciona-se uma altura da anca  $A_h = 0,95m$  e um comprimento do passo  $L_p = 0,4m$ . A Figura 4.16 descreve a evolução da locomobidade medida ao longo da trajectória da anca em função da relação de comprimentos  $R_l$ . A solução óptima ocorre para um comprimento do segmento tornozelo Joelho ligeiramente inferior ao do segmento Joelho-anca.



**Figura 4.16** – Efeito de  $R_l$  na medida de locomoção, ao longo da trajectória da anca, para  $V_p = 1,0m/s$ ,  $L_p = 0,4m$  e  $A_h = 0,95m$ .

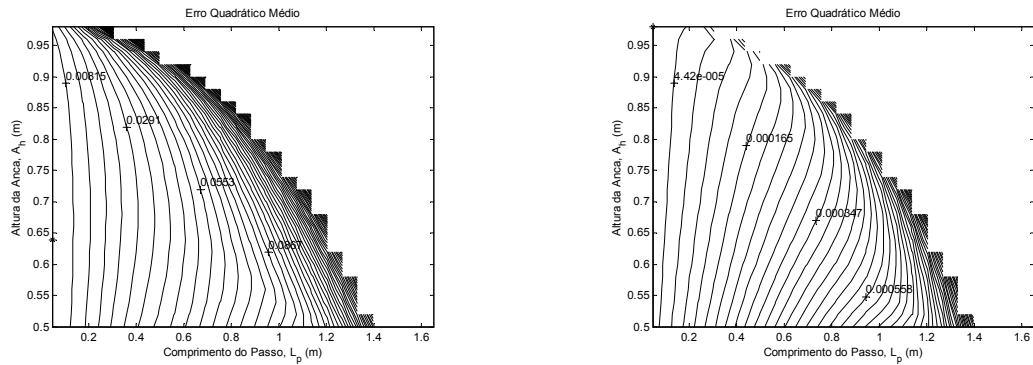
#### 4.4.2 Resposta ao Ruído

Na maioria dos casos práticos, o sistema robótico é “ruidoso”, isto é, está sob influência de perturbações internas ou externas aleatórias. A partir deste facto, foi implementado um procedimento para avaliar o melhor modo de o robô se adaptar a estas variações. Primeiro as trajectórias das juntas são calculadas usando um algoritmo de cinemática inversa. Em seguida, o vector de acelerações angulares são “corrompidos” por ruído aditivo. Por razões de simplicidade, o ruído apresenta uma distribuição de probabilidades uniforme com média nula. Como resultado, as trajectórias da anca sofrem um desvio e só podem aproximar as desejadas. Usando a cinemática directa do mecanismo determina-se um índice estatístico bidimensional baseado na média do erro quadrático médio e definido por:

$$\xi_x = \frac{1}{N_S} \sum_{i=1}^{N_S} \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T [\dot{x}_b^i(t) - \dot{x}_b^d(t)]^2 dt} \quad (4.9)$$

$$\xi_y = \frac{1}{N_S} \sum_{i=1}^{N_S} \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T [y_b^i(t) - y_b^d(t)]^2 dt} \quad (4.10)$$

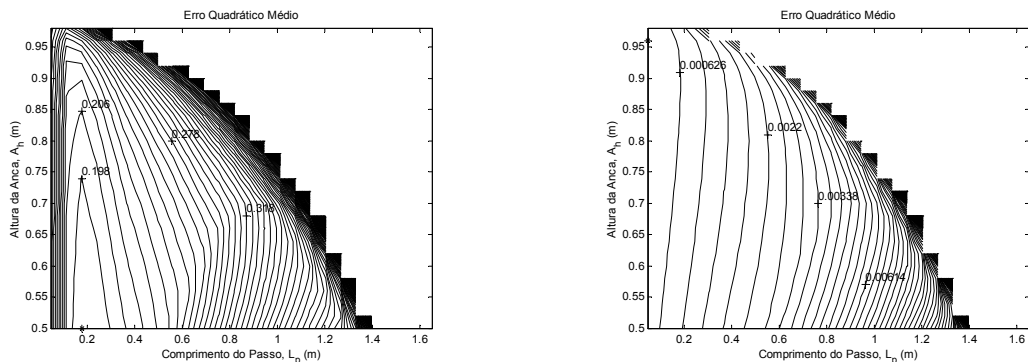
Aqui,  $N_S$  é o número total de passos considerados na média,  $\dot{x}_b^i$  e  $\dot{x}_b^d$  representam a velocidade de progressão desejada e real da  $i^a$  amostra medidas na anca,  $y_b^i$  e  $y_b^d$  representam a trajectória vertical desejada e real das  $i^a$  amostras medidas na anca. Neste método, a perturbação estocástica penaliza o desempenho do sistema pelo que o objectivo será minimizar ambos os índices  $\xi_x$  e  $\xi_y$ .



**Figura 4.17** – Efeito de  $L_p$  e  $A_h$  no erro quadrático médio  $\xi_x$  e  $\xi_y$ , ao longo da trajectória da anca, para  $V_p = 1,0m / s$ .

Mais uma vez, a resposta ao ruído é analisada através de uma avaliação exaustiva em torno dos dois parâmetros  $L_p$  e  $A_h$ . Em primeiro lugar, considera-se os erros quadráticos  $\xi_x$  e  $\xi_y$  para as coordenadas da anca (Figura 4.17). Destes gráficos conclui-se que, do ponto de vista do ruído, o aspecto fundamental será a escolha do comprimento do passo. Na verdade, são pouco significativas as alterações verificadas no desempenho em função da variação na altura da anca (excepto nos casos de valores limites).

Relativamente ao comportamento exibido pelas coordenadas do tornozelo livre (Figura 4.18), verifica-se uma alteração significativa relacionada com o comprimento do passo. De facto, em termos de comportamento na direcção horizontal existe uma zona de mínimo para  $L_p \approx 0,2m$ . Na direcção vertical,  $\xi_y$  é minimizado numa zona de máxima altura da anca e mínimo comprimento do passo.



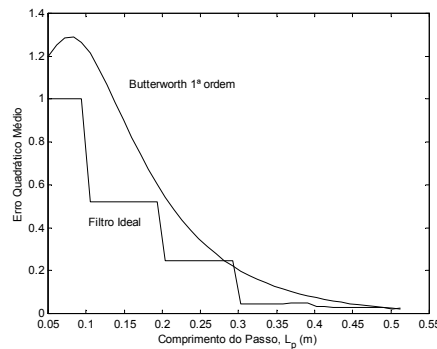
**Figura 4.18** – Efeito de  $L_p$  e  $A_h$  no erro quadrático médio  $\xi_x$  e  $\xi_y$ , ao longo da trajectória do tornozelo livre, para  $V_p = 1,0m / s$ .

### 4.4.3 Resposta em Frequência

Em robótica, o sistema electromecânico que regula o movimento (*e.g.*, actuadores e amplificadores de potência) estão limitados pela respectiva largura de banda. Um aspecto importante a salientar é que a largura de banda limita a velocidade máxima com que o sistema responde a comandos de entrada. Deste modo, as condições práticas de controlo motor devem ser consideradas na avaliação do desempenho do sistema.

Nesta perspectiva, as acelerações nas juntas são expandidas em série de Fourier e os sinais no domínio do tempo são descritos pelos coeficientes dos seus harmónicos. De seguida, estas séries são truncadas pela aplicação de um filtro passa baixo que permite a passagem de uma dada porção do espectro, enquanto despreza os harmónicos mais elevados. Como consequência, a resposta do sistema tenderá a afastar-se em relação ao comportamento de referência. Mais uma vez, as trajectórias desejadas e as reais referentes à anca são comparadas usando como figura de mérito o erro quadrático médio descrito pelas equações (4.9) e (4.10) para  $N_S = 1$ .

A Figura 4.19 descreve os efeitos da aplicação desta filtragem passa baixo sobre as coordenadas de velocidade horizontal da anca. Assim, compara-se a evolução do erro quadrático médio  $\xi_x$  usando um filtro ideal e um filtro de Butterworth de 1ª ordem com frequência de corte  $f_c = 5Hz$ . Em contraste com a análise anterior, estes resultados sugerem uma melhoria do desempenho para passos maiores. As descontinuidades que resultam da aplicação do filtro ideal dependem apenas do número de termos harmónicos acima de  $f_c$  (cresce com  $L_p$ ). Este método, baseado na análise no domínio da frequência é menos geral que a análise em resposta ao ruído visto exigir o conhecimento prévio acerca da natureza dos actuadores robóticos.



**Figura 4.19** – Efeito de  $L_p$  no erro quadrático médio  $\xi_x$ , ao longo da trajectória da anca, para  $V_p = 1,0m/s$  e  $A_h = 0,95m$ .



## 4.5 Avaliação do Desempenho Dinâmico

O movimento de um sistema bípede é um processo complexo tanto do ponto de vista cinemático como dinâmico. O papel dominante da dinâmica é justificado pelo facto de a informação acerca dos binários nas juntas e das forças de reacção debaixo do pé ser determinante na avaliação do comportamento do sistema. Do ponto de vista mecânico, o movimento do robô pode ser interpretado como o resultado de modificações nas condições de equilíbrio dentro do campo de forças em que o sistema se encontra. Por um lado, as forças externas como a gravidade e as forças de reacção do solo e, por outro lado, as forças internas geradas pelos actuadores.

Esta secção apresenta o estudo dinâmico tendo como base um conjunto de critérios de desempenho que permitem uma análise à luz de diferentes perspectivas. A intenção é estabelecer uma correlação entre a dinâmica do sistema e os parâmetros de locomoção, com particular ênfase na existência de relações causa e efeito. Como resultado, pretende-se criar uma base de dados que possa contribuir para a selecção dos padrões mais apropriados à realização de uma dada tarefa. Este estudo é baseado no pressuposto que uma maior eficiência no processo de locomoção requer uma aproximação aos movimentos naturais de um sistema mecânico devidamente ajustado. Em particular, o nível de actuação poderá ser minimizado se o sistema de controlo operar em torno de um estado dinâmico apropriado, em vez de ser forçado a um outro comportamento. Assim, entre os vários factores em jogo são valorizados os relacionados com o consumo de energia e a estabilidade dinâmica do bípede. Por um lado, a economia de energia é um requisito importante na perspectiva de um sistema autónomo. Além do mais, vários estudos experimentais da locomoção humana suportam a hipótese que a escolha de um padrão é influenciada por considerações energéticas (o artigo [Heglund88] explora a relação entre dados reais de energia e o movimento humano). Noutra perspectiva, a locomoção bípede sobressai pelo facto de durante uma parte significativa do ciclo o movimento não estar em equilíbrio estático (*i.e.*, PCoM fora dos limite de suporte). Nestas condições, o equilíbrio rotacional do(s) pé(s) de suporte é essencial para assegurar a estabilidade postural do robô e, ao mesmo tempo, para legitimar uma avaliação comparativa do desempenho de vários movimentos previamente planeados.

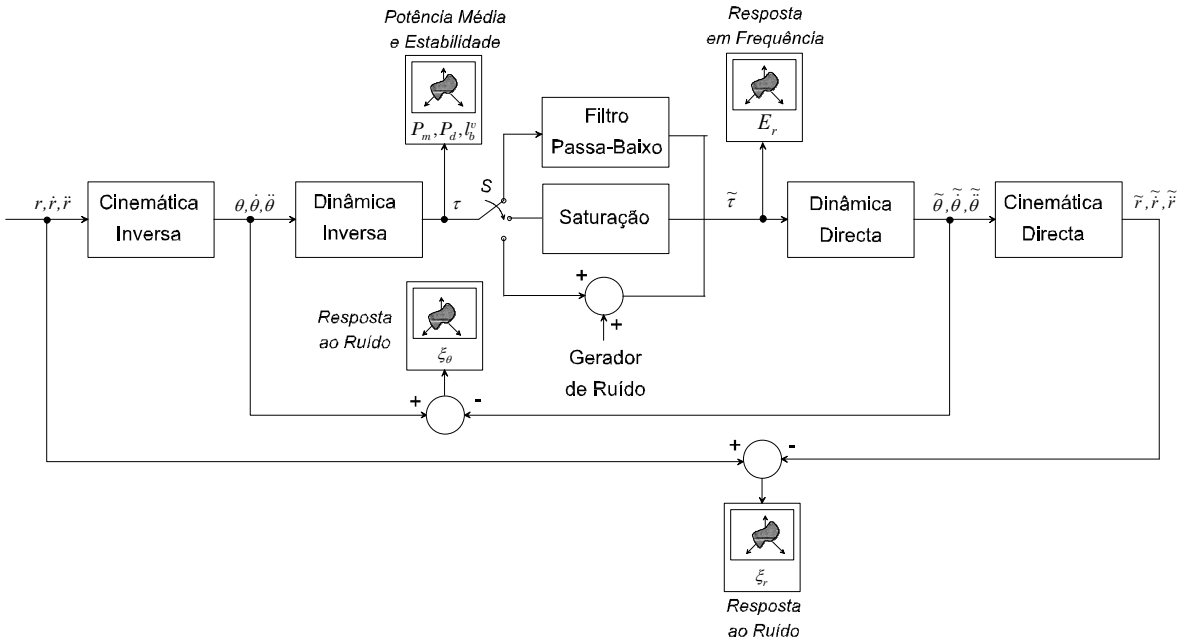
A resposta a algumas destas questões será obtida através da formulação do modelo matemático do robô com 6 gdl (no plano sagital) e da análise das suas propriedades.

As fases de suporte singular (SS) e duplo suporte (DS) são ambas modelizadas, enquanto nos instantes de transição as velocidades e acelerações são nulas de forma a evitar forças impulsivas. Dada a complexidade e a dimensão elevada do problema, o estudo paramétrico proposto apresenta como característica principal o facto de não incluir explicitamente as inequações e os constrangimentos associados à locomoção bípede. Algumas destas restrições foram enunciadas anteriormente na forma de condições, como sejam, a condição de atrito, a condição de equilíbrio estático do pé e a condição de impacto. Adicionalmente, a componente normal das forças de reacção do solo deve permanecer positiva de forma a evitar a elevação prematura da respectiva perna. O problema dominante da análise dinâmica é a dificuldade em estabelecer *a priori* a relação entre um determinado padrão estacionário e os condicionalismos mencionadas. Assim, em contraponto com a ideia de procurar as características funcionais do padrão que satisfazem certas restrições, a análise dinâmica é alargada a qualquer movimento substituindo estas últimas por critérios.

Nesta ordem de ideias, as simulações são realizadas no pressuposto de, por um lado, o coeficiente de atrito ser suficientemente elevado e, por outro, o pé (de massa zero) ter uma dimensão arbitrária que compensa a dinâmica do sistema em quaisquer circunstâncias. De seguida, o ZMP (ou CoP) é usado como critério de estabilidade com o intuito de comparar os requisitos de um dado padrão face às exigências de um pé de dimensão normal. Entende-se por dimensão normal um valor próximo do humano, de tal forma que sejam realçadas as propriedades dinâmicas do movimento (em detrimento das estáticas). De modo semelhante, a relação entre as componentes horizontal e vertical da força de reacção será avaliada para se obter uma estimativa dos requisitos de atrito entre o pé e o solo.

#### 4.5.1 Critérios de Desempenho

O diagrama de blocos da Figura 4.20 ilustra a sequência de procedimentos que levam à implementação dos diferentes critérios de desempenho: estabilidade, potência média, resposta ao ruído e resposta em frequência. A análise do desempenho energético é efectuada tendo em mente dois objectivos. Em primeiro lugar, identificar os parâmetros de locomoção que minimizem funções de custo relacionadas com a potência média. Em simultâneo, assegurar que esta eficiência obedece a um critério de estabilidade dinâmica que deverá prevalecer sobre qualquer outro.



**Figura 4.20** – Diagrama de blocos englobando os vários critérios de desempenho.

Neste âmbito, as equações de dinâmica inversa, derivadas considerando o contacto de ambas as pernas com o solo, assumem a forma diferencial:

$$\tau = H(q)\ddot{q} + C(q, \dot{q}) + G(q) - J_R^T f^R - J_L^T f^L \tag{4.11}$$

onde  $\tau$  é o vector coluna,  $n$ -dimensional, dos binários fornecidos pelos actuadores,  $H(q)$  é a matriz quadrada, de ordem  $n$ , dos coeficientes inerciais,  $C(q, \dot{q})$  e  $G(q)$  são os vectores coluna,  $n$ -dimensionais, das forças Coriolis/centrípetas e gravitacionais, respectivamente.

Nesta fase são usadas duas técnicas de optimização dos critérios de desempenho: busca exaustiva e procura na superfície de desempenho. Uma vez que não existe disponível qualquer descrição das superfícies de desempenho, foi implementado um algoritmo de procura através do teste de ajustes representativos em torno de um ponto de partida. Este algoritmo evolui na direcção de uma solução óptima graças à forma das superfícies que, regra geral, são monótonas.

Em contraste, a resposta ao ruído e a resposta em frequência são métodos de “segunda ordem” que avaliam a sensibilidade do sistema em resposta a perturbações aplicadas em torno da trajectória desejada. A introdução deste tipo de perturbações pode dar origem a situações nas quais o pé livre deixa de estar acima do solo, enquanto decorre o movimento na fase de SS. Todavia, estes fenómenos de colisão não são contabilizados ao longo desta fase de estudo. Para além destas características, é

necessário proceder ao cálculo da dinâmica directa de um sistema multi-corpo que sofre forças de contacto:

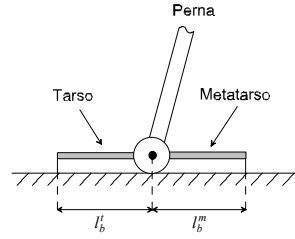
$$\ddot{\theta} = H^{-1}(\tau + J_c^T f^c - C - G) \quad (4.12)$$

A dinâmica do sistema, composto de vários elos interligados por juntas rotacionais, obedece às leis da mecânica clássica e, deste modo, é estudada com base em métodos teóricos bem conhecidos. A derivação das equações correspondentes à dinâmica inversa foram obtidas com base no formalismo de Lagrange e de Newton-Euler. A complexidade do modelo com 6 gdl impôs a adopção de um pacote de manipulação simbólica (AppleV). Por outro lado, a avaliação da dinâmica directa requer a integração numérica das equações diferenciais ordinárias em (4.12). A bibliografia apresenta uma vasta panóplia de métodos de integração numérica e, em contraste, um número reduzido de critérios para a selecção do método mais apropriado. Os tópicos que merecem maior destaque são a comparação do custo computacional, da velocidade de convergência e do erro da trajectória [Tenreiro95]. Neste trabalho considera-se apenas a classe de métodos de Runge-Kutta (RK) de passo fixo. As experiências realizadas permitiram estabelecer um compromisso entre os requisitos de precisão, o número de passos ( $t_s = 0,1ms$ ) e a ordem do método ( $n = 4$ ). Adicionalmente, foram desenvolvidos algoritmos recursivos para determinar as forças de contacto e as acelerações generalizadas  $\ddot{\theta}$  resultantes.

#### 4.5.1.1 Análise do Equilíbrio Estático do Pé

Como vimos na Secção 3.4, para que se verifiquem as condições de equilíbrio estático do pé é preciso evitar, simultaneamente, o escorregamento indesejável e a rotação em torno de um ponto limite. Tendo em atenção estas limitações são definidos critérios de avaliação do desempenho do sistema sujeito a este tipo de fenómenos. Por um lado, o coeficiente de atrito mínimo entre as superfícies de contacto,  $\mu_e$ , que assegura a não ocorrência de escorregamento obedece a uma expressão da forma:

$$\mu_e = \max_{t \in [0, T_p]} \left[ \frac{R_t(t)}{R_n(t)} \right] \quad (4.13)$$



**Figura 4.21** – Configuração do pé dividido em região do tarso e metatarso.

Por outro lado, a partir da avaliação do ZMP obtém-se uma medida da dimensão mínima do pé que satisfaz a condição de estabilidade. No prosseguimento deste trabalho considera-se que o pé está dividido em duas regiões (tarso e metatarso) unidas pela articulação do tornozelo (Figura 4.21). Mais ainda, as duas regiões têm igual comprimento  $l_b^t = l_b^m$ , proporcionando uma base de apoio suficiente a uma postura estática e cinética. O critério de estabilidade rotacional, designado por comprimento virtual do pé, é obtido mediante a equação:

$$l_b^v = \max_{t \in [0, T_p]} [ZMP(t)] \quad (4.14)$$

Para uma dada dimensão de referência,  $l_b^r$ , a margem de estabilidade é uma medida local e adimensional definida por:

$$ME = \frac{l_b^r - l_b^v}{l_b^r} \quad (4.15)$$

#### 4.5.1.2 Análise de Energia

Uma das medidas mais comuns é a potência mecânica média que será calculada no pressuposto que não há regeneração de potência nos motores que realizam trabalho negativo. Assim, para uma dada junta  $j$  e perna  $i$ , a potência mecânica é o valor absoluto do produto do binário motor pela velocidade angular. O índice global é obtido avaliando a potência ao longo do ciclo  $T$ :

$$\bar{P}_m = \frac{1}{T} \sum_{i,j} \int_0^T |\tau_{ij} \dot{\theta}_{ij}| dt \quad (4.16)$$

Na perspectiva de um sistema actuado por motores eléctricos é conveniente quantificar a potência dissipada no processo de transmissão ao longo do ciclo. Para aproximar, razoavelmente, esta medida é definida a seguinte função de custo:

$$\bar{P}_d = \frac{1}{T} \int_0^T \tau^T \tau dt \quad (4.17)$$

Neste caso, um conjunto de unidades mais desejável para expressar o custo é normalizar as medidas à distância percorrida em vez do tempo decorrido. As novas medidas de desempenho relacionam-se com as expressões anteriores pelas equações:

$$P_m = \frac{\bar{P}_m}{V_p} \text{ e } P_d = \frac{\bar{P}_d}{V_p} \quad (4.18)$$

sendo  $V_p$  a velocidade média de progressão.

#### 4.5.1.3 Sensibilidade às Perturbações

Tal como na secção anterior, analisa-se o comportamento do sistema sujeito à influência do ruído. Para tal, o vector dos binários é corrompido com ruído aditivo usando uma distribuição de probabilidades uniforme com média zero. Procede-se ao cálculo da dinâmica directa e da cinemática directa para obter dois índices estatísticos baseados no erro quadrático médio:

$$\xi_\theta = \frac{1}{N_s} \sum_{i=1}^{N_s} \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T [\theta_i^r(t) - \theta_i^d(t)]^2 dt} \quad (4.19)$$

$$\xi_r = \frac{1}{N_s} \sum_{i=1}^{N_s} \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T [r_i^r(t) - r_i^d(t)]^2 dt} \quad (4.20)$$

em que  $N_s$  é o número total de passos considerados em termos de média,  $\theta_i^r$  e  $\theta_i^d$  ( $r_i^r$  e  $r_i^d$ ) são a  $i^{\text{a}}$  amostra do deslocamento angular (linear) real e desejado, respectivamente. Em alternativa ao ruído, propõem-se ainda o uso de um bloco de saturação com incidência directa na limitação das amplitudes dos binários. Em qualquer dos casos, a perturbação introduzida penaliza o desempenho do sistema e requer a minimização de ambos os índices  $\xi_\theta$  e  $\xi_r$ .

#### 4.5.1.4 Resposta em Frequência

Para além de fenómenos como o ruído e a saturação, os sistemas práticos enfrentam problemas relacionados com os limites de largura de banda. Uma vez mais, interessa estudar em que situações as consequências desta limitação são mais ou menos sentidas. Primeiro, os sinais de binário são expandidos em série de Fourier e

expressos em função dos termos harmónicos. De seguida, estas séries são processadas pelo mesmo filtro passa baixo. A degradação que ocorre é avaliada usando, como figura de mérito, a relação entre as energias do sinal filtrado  $E_f$  e original  $E_s$ , isto é:

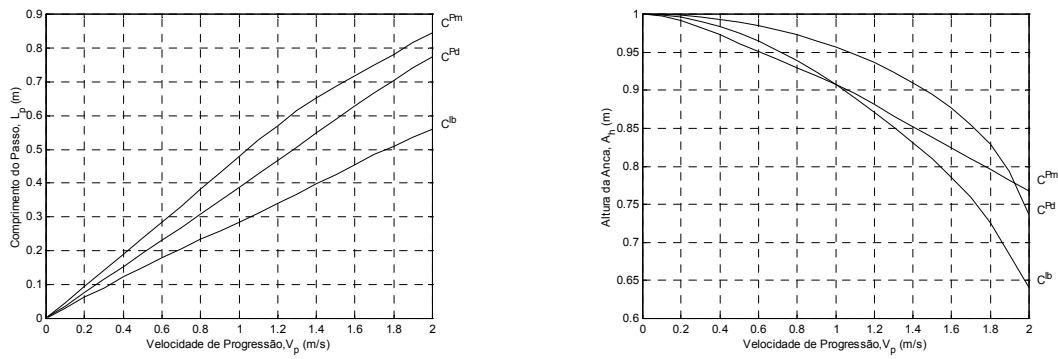
$$E_r = \frac{E_f}{E_s} \quad (4.21)$$

#### 4.5.2 Influência da Velocidade de Progressão

Uma das propriedades da locomoção humana é a quase invariância do padrão adoptado e a capacidade para se reorganizar de acordo com a cadência imposta. Esta reorganização é centrada em dois parâmetros de locomoção: o comprimento do passo  $L_p$  e a altura da anca  $A_h$ . Este raciocínio será confirmado nas próximas experiências efectuadas com o modelo de 6 gdl. Neste caso, pretende-se otimizar os movimentos do robô bípede em função da velocidade média de progressão  $V_p$ . Ao mesmo tempo, impõem-se as seguintes simplificações: a secção superior do corpo mantém uma postura erecta ( $\alpha_t = 0^\circ$ ), a anca mantém uma altura constante ( $A_r = 0m$ ), a velocidade de progressão permanece constante ( $V_p = 1,0 m/s$  e  $V_r = 0m/s$ ) e o pé livre move-se sobre a superfície plana ( $P_e = 0m$ ) com atrito nulo. Os critérios de optimização usados na avaliação do desempenho incidem na análise de potência e de estabilidade. Para além das indicações sobre a escolha dos parâmetros  $L_p$  e  $A_h$ , importa conhecer o compromisso entre a optimização energética e a exequibilidade necessária. Mais uma vez, o valor da massa e do comprimento dos elos (Tabela 4.5) são baseados em dados antropométricos [Winter90]. Assim, o pé tem o comprimento total  $l_b = 0,24m$ , ao qual corresponde a dimensão de referência  $l_b^r = 0,12m$ .

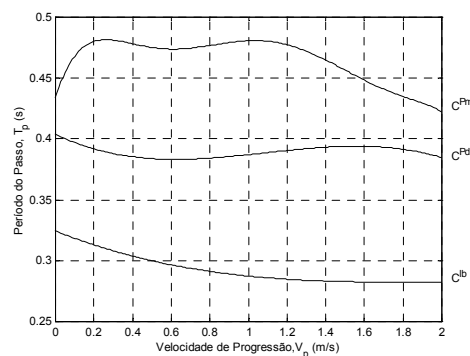
PARÂMETRO	PÉ	PERNA	COXA	TRONCO
Massa	$m_b = 0,0Kg$	$m_p = 4,0Kg$	$m_c = 7,5Kg$	$m_t = 47,0Kg$
Comprimento	$l_b = 0,24m$	$l_p = 0,5m$	$l_c = 0,5m$	$l_t = 0,3m$

**Tabela 4.5** – Parâmetros de massa e comprimento dos elos usados na simulação da dinâmica inversa: massa total  $M_t = 70,0Kg$  e altura máxima da anca  $A_h^{\max} = 1,0m$ .



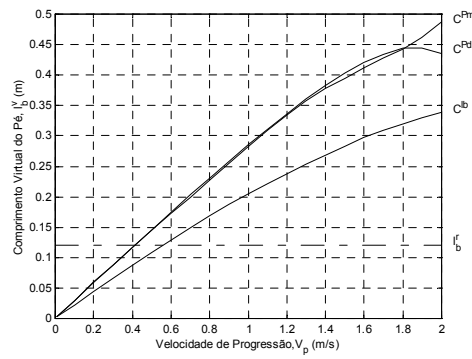
**Figura 4.22** – Comparação dos valores de  $L_p$  e  $A_h$ , em função de  $V_p$ , usando como critérios a potência mecânica ( $C^{Pm}$ ), a potência dissipada ( $C^{Pd}$ ) e o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ).

Nas próximas simulações considera-se que a fase de duplo suporte é instantânea. Neste caso, para manter a estabilidade dinâmica é suposto o CoP mover-se para o pé dianteiro de forma também instantânea. Como é evidente, esta situação ideal não é praticável já que origina descontinuidades no instante de transição. Todavia, a análise do comportamento ao longo da fase de SS mantém-se válida, eliminando-se assim a previsível correlação entre a duração da fase de duplo suporte e a velocidade de progressão. A Figura 4.22 ilustra a evolução óptima para o comprimento do passo e a altura da anca em função da velocidade de progressão. Apesar do andamento ser semelhante, a melhor solução varia de acordo com o critério de otimização implementado. À medida que  $V_p$  cresce o comprimento do passo aumenta de forma quase linear, enquanto a altura da anca desce de forma acentuada. Por outro lado, a Figura 4.23 apresenta a evolução do período do passo. Estes resultados sugerem que a diminuição de  $T_p$  está relacionada com vantagens de estabilidade, as quais são reflectidas em termos de potência mecânica para velocidades  $V_p > 1,2m/s$ .



**Figura 4.23** – Comparação dos valores de  $T_p$ , em função de  $V_p$ , usando como critérios a potência mecânica ( $C^{Pm}$ ), a potência dissipada ( $C^{Pd}$ ) e o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ).

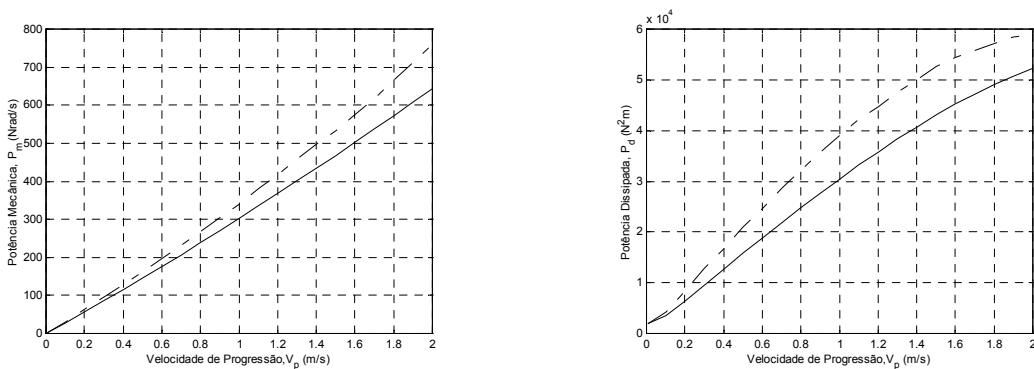




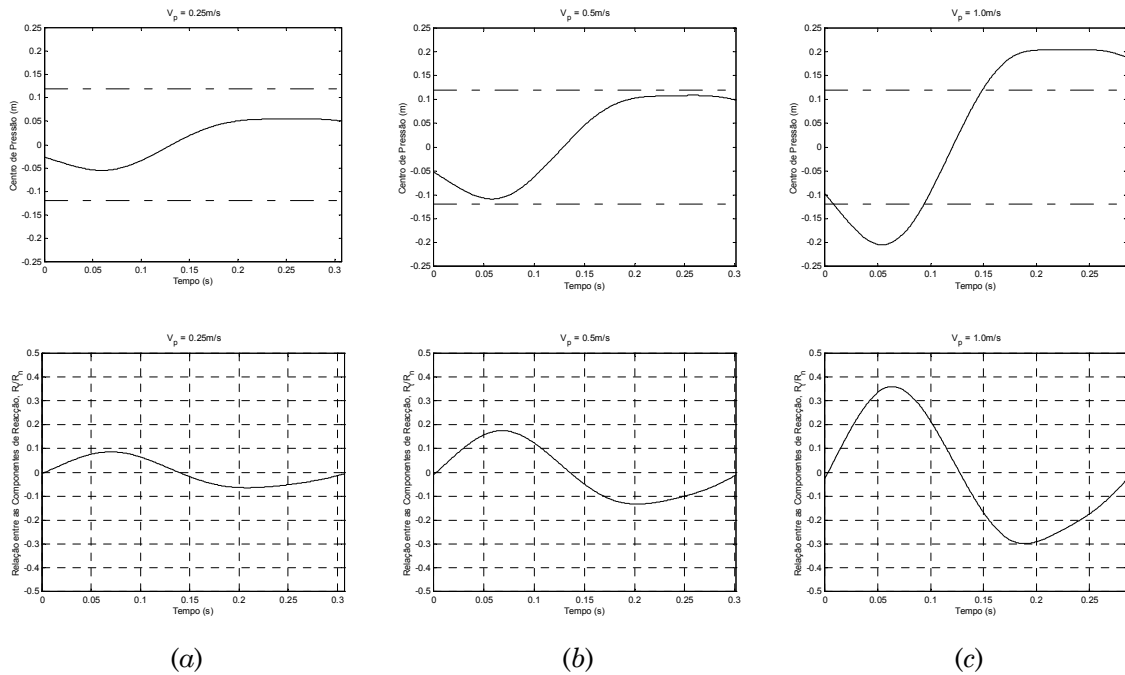
**Figura 4.24** – Comparação dos valores de  $l_b^v$ , em função de  $V_p$ , usando como critérios a potência mecânica ( $C^{Pm}$ ), a potência dissipada ( $C^{Pd}$ ) e o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ).

Na Figura 4.24 apresentam-se os resultados da avaliação da dimensão mínima do pé (comprimento virtual) necessária à estabilidade do movimento. Um aspecto que ressalta é a semelhança dos resultados obtidos usando a minimização das potências mecânica ( $C^{Pm}$ ) e dissipada ( $C^{Pd}$ ). A análise dos resultados revela a grande dependência destes valores com a velocidade. Na condição de  $l_b^v = 0,12m$ , a velocidade máxima de progressão não pode exceder  $V_p = 0,41 m/s$  e  $V_p = 0,55 m/s$  usando, respectivamente, os critérios relacionados com potência e estabilidade.

Deste processo de otimização resultam ainda os gráficos (Figura 4.25) de potência mecânica e dissipada normalizada à distância percorrida. A tracejado representam-se as curvas de potência que resultam da adoção da estabilidade dinâmica ( $C^{lb}$ ) como critério de desempenho. Antes de mais, é notória a forma monótona crescente destas curvas indicando que a potência mínima ocorre para velocidades mínimas.

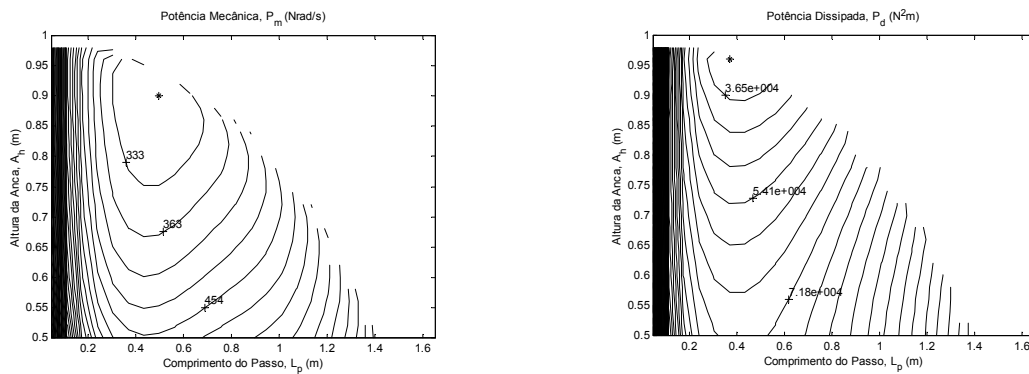


**Figura 4.25** – Comparação dos valores de  $P_m$ , em função de  $V_p$ , usando como critérios a potência mecânica (traço contínuo) e o comprimento virtual do pé (a tracejado); e comparação dos valores de  $P_d$ , em função de  $V_p$ , usando como critérios a potência dissipada (traço contínuo) e o comprimento virtual do pé (a tracejado).

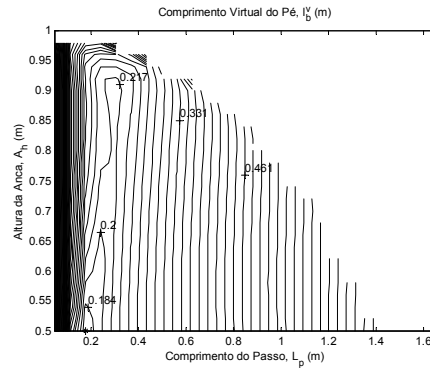


**Figura 4.26** – Evolução temporal do centro de pressão (a tracejado os limites imposto por  $l_b^v = 0,12m$ ) e da relação entre as componentes tangencial  $R_t$  e normal  $R_n$  da reacção do solo para diferentes velocidades: (a)  $V_p = 0,25 m/s$ ; (b)  $V_p = 0,5 m/s$ ; (c)  $V_p = 1,0 m/s$ . A cada velocidade correspondem valores de  $L_p$  e  $A_h$  que minimizam o critério de estabilidade,  $l_b^v$ .

No sentido de aprofundar a análise das condições de estabilidade e atrito procede-se à representação da evolução temporal do CoP e da relação  $R_t / R_n$  para diferentes velocidades (Figura 4.26). Fica claro que as crescentes exigências colocadas implicam a introdução de novos gdl (*i.e.*, parâmetros de locomoção). Para complementar este raciocínio, avalia-se a sensibilidade do sistema em relação a variações do comprimento do passo  $L_p$  e da altura da anca  $A_h$  em torno da solução óptima (Figura 4.27).



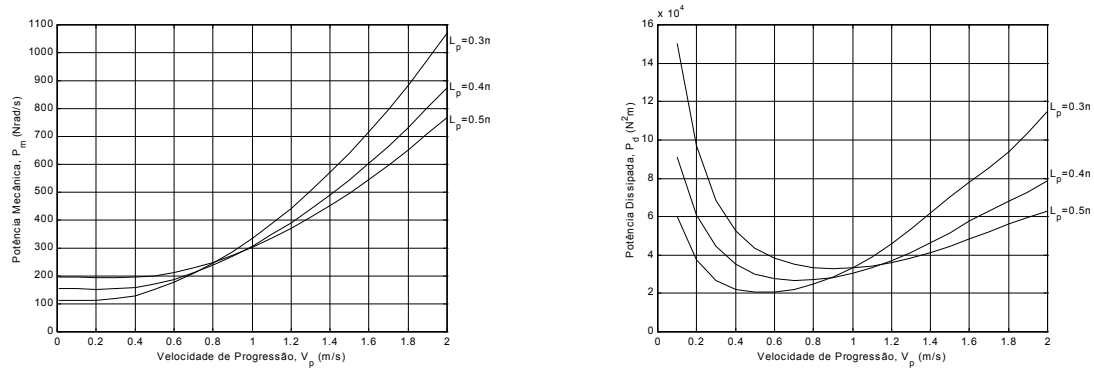
**Figura 4.27** – Efeito de  $L_p$  e  $A_h$  na potência mecânica e dissipada para  $V_p = 1,0 ms^{-1}$  (o símbolo \* assinala a situação em que ocorre o custo mínimo).



**Figura 4.28** – Efeito de  $L_p$  e  $A_h$  na medida de estabilidade para  $V_p = 1,0 \text{ ms}^{-1}$  (o símbolo \* assinala a situação em que ocorre o custo mínimo).

Ambos os gráficos de contorno revelam a existência de uma gama de valores em torno da qual a variação do desempenho é pouco significativa. Correspondem a valores de altura da anca acima de 90% do máximo e comprimentos do passo  $0,3\text{m} < L_p < 0,6\text{m}$ . Por outro lado, para passos muito pequenos verifica-se uma penalização significativa que resulta das elevadas frequências de operação. No tocante ao critério de estabilidade (Figura 4.28), existe um “vale” acentuado que espelha uma menor dependência em relação à altura da anca. Na verdade, algumas das soluções obtidas anteriormente representam ótimos locais, na medida em que traduzem o valor obtido usando como ponto de partida a altura máxima da anca. Esta opção está aliás de acordo com a necessidade de se definir um compromisso entre o custo de energia e os benefícios de estabilidade.

Alguns estudos experimentais [Basmajian85] revelam que, se um indivíduo caminha sem a imposição de uma dada cadência, então este selecciona um passo de forma a minimizar a actividade muscular. Esta velocidade característica dos humanos (designada como a velocidade “natural”), sugere a existência de um valor óptimo a adoptar para cada comprimento do passo. A Figura 4.29 mostra a evolução da potência mecânica e dissipada em função da velocidade para diferentes passos. Ao escolher a potência mecânica como função de custo resulta uma curva bastante plana na zona do mínimo ( $V_p < 0,5\text{m/s}$ ), valor a partir do qual a alteração é significativa. Por outro lado, a curva de potência dissipada *versus* velocidade de progressão tem a mesma forma qualitativa que a observada nos humanos [Basmajian85]. Contudo, na forma hiperbólica obtida a potência mínima ocorre para velocidades ligeiramente menores do que no caminhar humano que ronda os  $0,9\text{m/s} < V_p < 1,3\text{m/s}$ .



**Figura 4.29** – Comparação dos valores de  $P_m$  e  $P_d$ , em função de  $V_p$ , para diferentes  $L_p$  e usando como critérios de otimização a potência mecânica ( $C^{Pm}$ ) e dissipada ( $C^{Pd}$ ).

No tocante aos resultados das últimas simulações, podem-se avançar com alguns comentários principais:

- 1) O desempenho dinâmico do sistema pode ser significativamente afectado pela escolha do comprimento do passo e da altura da anca.
- 2) Na situação mais comum, em que se especifica uma velocidade de progressão, é importante a selecção do comprimento do passo  $L_p$  e da altura da anca  $A_h$ , de forma a compatibilizar as especificações energéticas e de estabilidade.
- 3) Os dois parâmetros  $L_p$  e  $A_h$  são, só por si, insuficientes para assegurar a condição de estabilidade se a velocidade ultrapassar o limite  $V_p > 0,5m/s$ .
- 4) Os resultados obtidos aproximam-se de dados da observação biológica. Em primeiro lugar, o comprimento do passo tende a ser proporcional à cadência imposta. Ao mesmo tempo, se não há uma imposição na velocidade de progressão existem vantagens energéticas se adoptar uma velocidade “natural”.
- 5) Nos gráficos da Figura 4.29, ocorrem cruzamentos entre as diferentes curvas de comprimento do passo que indiciam uma relação não linear entre o comprimento do passo e a velocidade de progressão.

É com base nestes argumentos que se pretende dar continuidade a este estudo avaliando, por um lado, a influência da fase de DS na geração de padrões estáveis e, por outro, a importância dos restantes parâmetros de locomoção. Entre todos merecem especial destaque aqueles que se relacionam com a secção superior do corpo.

#### 4.5.2.1 Influência do Movimento da Perna Livre

O processo de locomoção dá origem a transições periódicas entre a condição de movimento livre e constrangido e, deste modo, à geração de forças de reacção indesejáveis sempre que ocorrem variações abruptas de uma condição para outra. Nos humanos, os corpos acomodativos e as enormes capacidades sensoriais parecem adaptados aos choques e às acelerações que ocorrem. Vários estudos experimentais mostram as excelentes propriedades elásticas do pé humano (o tendão de Aquiles e os arcos do pé) que permitem poupar uma percentagem significativa de energia. Em certa medida, a dificuldade para replicar este desempenho usando tecnologia actual tem condicionado as opções de projecto de robôs bípedes. O procedimento mais comum é considerar um conjunto de factores que permitem minimizar o efeito dos impactos, tais como a redução da velocidade de impacto e a minimização da massa e da rigidez localizada na vizinhança do ponto de impacto.

Perante o espectro de soluções possíveis, privilegiou-se ao longo deste trabalho uma estratégia de minimização dos impactos. Tendo em atenção que os modelos em estudo tratam os elos como elementos rígidos, esta minimização passa pelo controlo de toda a fase aérea da perna de forma a reduzir a velocidade imediatamente antes da ocorrência do impacto e imediatamente após a elevação do pé. Em consequência, a perna livre terá fases de aceleração e desaceleração cujos efeitos se fazem sentir nas amplitudes dos termos inerciais e nas exigência de largura de banda dos actuadores. Estas considerações levam a questionar sobre as vantagens e inconvenientes da opção tomada e quais as estratégias a adoptar com vista à sua optimização. No sentido de dar resposta a estas questões simula-se o movimento do robô usando os parâmetros descritos na Tabela 4.6. O único factor a variar é o tipo de trajectória do tornozelo livre (Apêndice B), nas suas componentes horizontal  $x_t$  e vertical  $y_t$ . Para além da trajectória definida anteriormente que assegura a continuidade nas velocidades e nas acelerações (tipo X3Y3), consideram-se funções cuja continuidade é limitada às velocidades (tipo 2) e outras às posições (tipo 1). A máxima elevação do pé verifica-se para o valor de  $P_e = 0,02m$  e ocorre a meio do período do passo ( $T_{me} = 50\%$ ).

$V_p$ (m)	$L_p$ (m)	$A_h$ (m)	$A_r$ (m), $V_r$ (m/s)	$\alpha_l$ , $\alpha_r$ (°)	$P_e$ (m)
1,0	0,4	0,9	0,0	0,0	0,02

**Tabela 4.6** – Parâmetros de locomoção usados na simulação da dinâmica inversa.

Esta análise é baseada na divisão do robô em três partes: 1) a perna de suporte composta pelas juntas do tornozelo e joelho; 2) a secção do tronco composta pela junta da anca de suporte; 3) a perna livre composta pelas juntas da anca, joelho e tornozelo. O primeiro objectivo é quantificar a repartição de potências na realização de um determinado movimento. A Tabela 4.7 apresenta a forma como as potências mecânica  $P_m$  e dissipada  $P_d$  são divididas entre as três componentes de acordo com a selecção do tipo de trajectória do pé. Estes resultados merecem alguns comentários:

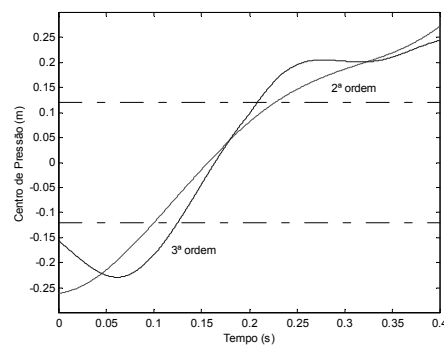
- Sendo o custo relativo à perna de suporte o mais significativo, as variações são as menores pois  $130,0Nrad/s \leq P_m \leq 184,1Nrad/s$  e  $22015N^2m \leq P_d \leq 29962N^2m$ .
- À medida que aumentam as restrições da fase aérea os custos energéticos crescem devido, sobretudo, à perna livre e, a um nível inferior, à secção do tronco.
- Os custos energéticos e a sua repartição pelos diferentes subsistemas são determinados em função da componente horizontal da trajectória.
- Uma observação atenta dos resultados revela uma diferença entre os dois índices avaliados: o peso relativo da perna de suporte é consideravelmente maior no caso da potência dissipada  $P_d$  do que na potência mecânica  $P_m$ .

TIPO DE TRAJECTÓRIA	POTÊNCIA MÉDIA	PERNA DE SUPORTE	SECÇÃO DO TRONCO	PERNA LIVRE
$x_i : X1$ $y_i : Y1$	$P_m = 151,3Nrad/s$ $P_d = 22236N^2m$	85,9% 99,0%	7,2% 0,44%	6,9% 0,56%
$x_i : X1$ $y_i : Y2$	$P_m = 156,3Nrad/s$ $P_d = 22435N^2m$	85,3% 98,8%	7,3% 0,54%	7,4% 0,66%
$x_i : X2$ $y_i : Y2$	$P_m = 253,5Nrad/s$ $P_d = 32271N^2m$	68,4% 88,6%	11,7% 5,5%	19,9% 5,9%
$x_i : X2$ $y_i : Y3$	$P_m = 253,2Nrad/s$ $P_d = 32369N^2m$	68,4% 88,4%	11,6% 5,6%	20,0% 6,0%
$x_i : X3$ $y_i : Y2$	$P_m = 319,0Nrad/s$ $P_d = 35991N^2m$	57,8% 83,1%	14,0% 8,2%	28,2% 8,7%
$x_i : X3$ $y_i : Y3$	$P_m = 317,6Nrad/s$ $P_d = 36122N^2m$	58,0% 82,9%	13,6% 8,3%	28,4% 8,8%

**Tabela 4.7** – Comparação de desempenhos em função da trajectória do pé livre  $x_i(t)$  e  $y_i(t)$ ; as potências médias  $P_m$  e  $P_d$  são distribuídas, na forma de percentagem, pela perna de suporte, pela secção do tronco e pela perna livre.

Este último aspecto evidencia a enorme importância da recuperação de energia nos diferentes actuadores, independentemente da potência dissipada em cada um deles. Assim, torna-se aparente a necessidade do desenvolvimento de novos actuadores que se assemelhem ao sistema muscular humano (músculos artificiais).

Uma segunda fase deste estudo consiste na comparação das trajectórias do CoP virtual (Figura 4.30), ao longo de um passo, em duas situações distintas:  $x_t(t)$  e  $y_t(t)$  simultaneamente do tipo 2 (X2Y2) e do tipo 3 (X3Y3). A conclusão que se pode retirar é que o movimento da perna livre não é o elemento chave que determina os hipotéticos problemas de estabilidade dinâmica.



**Figura 4.30** – Evolução temporal do centro de pressão, para uma velocidade  $V_p = 1,0 \text{ m/s}$ , considerando dois tipos de trajectórias do pé livre: X2Y2 e X3Y3 (a tracejado os limites impostos por  $l_b^i = 0,12 \text{ m}$ ).

### 4.5.3 Inclusão da Fase de Duplo Suporte

Um robô bípede pode ser visto como um mecanismo balístico sujeito a transições sucessivas de suporte entre as suas pernas. Esta é uma característica típica dos sistemas que usam múltiplos membros para se mover e que dá origem a dois tipos de problemas – os efeitos dos impactos e a suavidade na transição. Nesta fase do trabalho, o problema do impacto é eliminado pelo planeamento apropriado da trajectória do pé livre. Assegura-se uma transição contínua entre as fases de SS e DS e reduz-se o problema inicial à questão da suavidade na troca de papel entre as pernas. Durante o período de tempo de duplo suporte o CoP deve mover-se do pé traseiro para o dianteiro à medida que esta perna aceita, gradualmente, o peso do robô (*i.e.*, a força de reacção de uma perna cresce à medida que a outra decresce).

Em consequência das redundâncias presentes na fase de DS, pode não haver um único conjunto de binários e forças de reacção associado a um determinado movimento. A questão essencial é saber como distribuir as forças de reacção entre as

duas pernas de forma a maximizar a suavidade. Apesar das vantagens que poderiam advir, privilegia-se uma abordagem mais simples tendo em atenção os curtos períodos de tempo associados a esta fase. Por exemplo, se a o intervalo de tempo da fase de DS é demasiado grande, será difícil ao robô andar a velocidades elevadas. A solução implementada passa pela especificação da força de reacção (usando uma aproximação linear) de uma das pernas e resolvendo a equação em relação à outra perna.

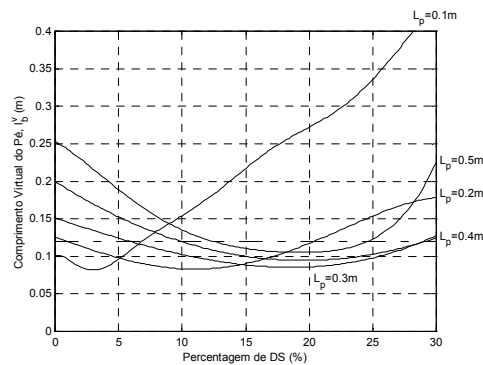
#### 4.5.3.1 Influência da Inclinação do Tronco

O objectivo desta subsecção é determinar a duração óptima da fase de DS de acordo com uma determinada velocidade de progressão ( $V_p = 1,0m/s$ ). Para o efeito, faz-se variar a percentagem do período do passo dedicado à transição de suporte entre 0% e 30%. Para cada percentagem de DS, procuram-se os valores óptimos da amplitude e ângulo de fase da oscilação no tronco ( $\alpha_r, F\alpha_r$ ) de forma a minimizar o critério de estabilidade ( $l_b^v$ ). Os restantes parâmetros de locomoção tomam os valores descritos na Tabela 4.8.

$V_r$ (m/s)	$A_h$ (m)	$A_r$ (m)	$A_d$ (m)	$\alpha_t$ (°)	$P_e$ (m)
0,0	0,9	0,0	0,0	0,0	0,0

**Tabela 4.8** – Parâmetros de locomoção usados na simulação da dinâmica inversa.

A Figura 4.31 ilustra a forma como evolui o comprimento virtual do pé em função da percentagem da fase de DS, usando diferentes valores de  $L_p$ . Para efeitos de comparação sobrepõem-se, a tracejado, o valor usado como referência  $l_b^r = 0,12m$ .



**Figura 4.31** – Comparação dos valores de  $l_b^v$ , em função da percentagem de DS, para diferentes  $L_p$  e usando como critério de otimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ).



Os últimos resultados merecem alguns comentários gerais. Primeiro, demonstram o potencial inerente à otimização do movimento do tronco como factor de estabilidade dinâmica. Segundo, a combinação desse movimento com a fase de DS contribui para um acréscimo na margem de estabilidade. A Tabela 4.9 resume os resultados obtidos em termos da percentagem óptima  $DS^{opt}$ , da margem de estabilidade  $ME$  e da gama de percentagens em torno do óptimo que verificam  $l_b^v \leq l_b^r, \Delta ME$ .

$L_p$ (m)	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
$DS^{opt}$ (%)	3,0	11,0	18,6	19,6	19,4
$ME$ (%)	31,9	30,9	29,0	21,3	12,5
$\Delta ME$ (%)	6,8	19,2	22,8	19,0	12,0

Tabela 4.9 – Otimização da fase de duplo suporte em função do comprimento do passo.

Por um lado, a  $ME$  aumenta para comprimentos do passo pequenos e, por outro lado, a forma da curva tende a “afunilar” nos casos extremos. Assim, um valor intermédio representará uma solução com mais potencial tendo em conta o necessário compromisso a estabelecer com a eficiência energética. Entretanto, é interessante verificar a evolução no movimento do tronco, em torno da postura vertical ( $\alpha_t = 0^\circ$ ), como resultado da optimização. A capacidade de compensação exercida pelo tronco exige o ajuste dos respectivos parâmetros de acordo com a Figura 4.32. Em termos de amplitude,  $\alpha_r$  aumenta com o comprimento do passo, se bem que, os aspectos que sobressaem são, para cada  $L_p$ , os pequenos ângulos envolvidos e a sua invariância.

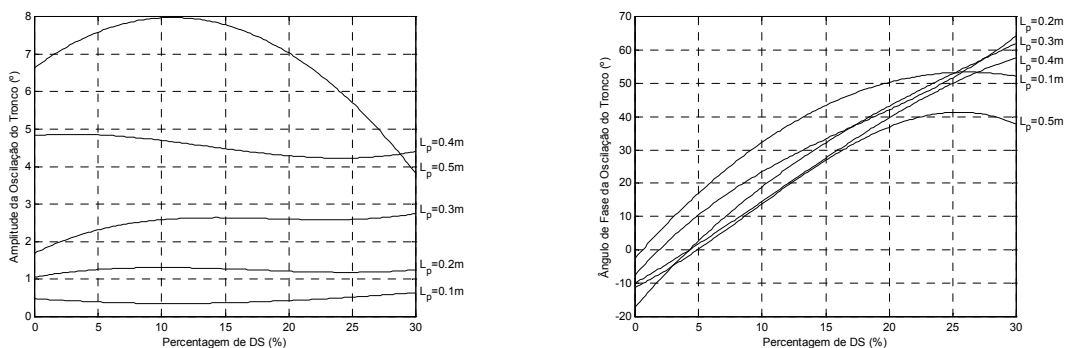
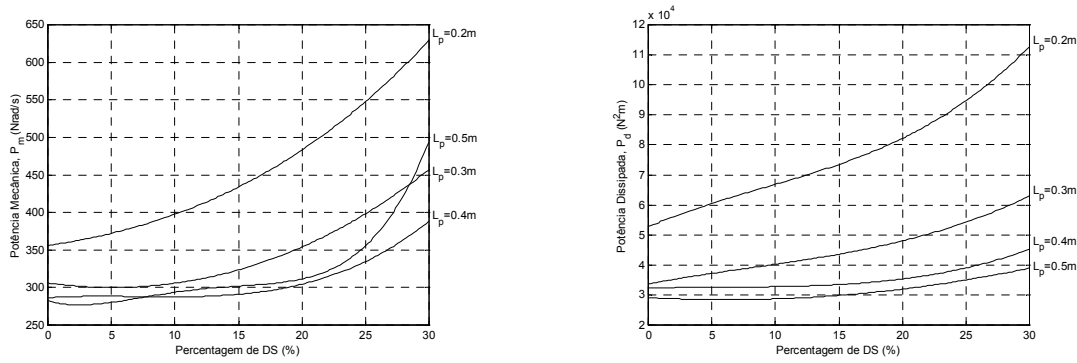


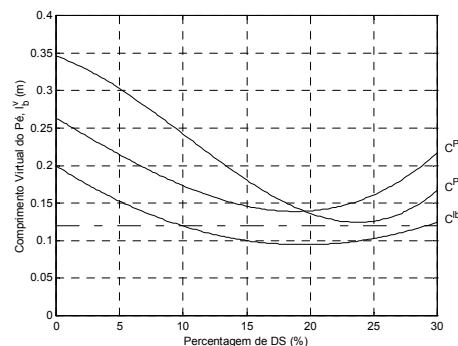
Figura 4.32 – Comparação dos valores de  $\alpha_r$  e  $F\alpha_r$ , em função da percentagem de DS, para diferentes  $L_p$  e usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ).



**Figura 4.33** – Comparação dos valores de  $P_m$  e  $P_d$ , em função da percentagem de DS, para diferentes  $L_p$  e usando como critério de otimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ).

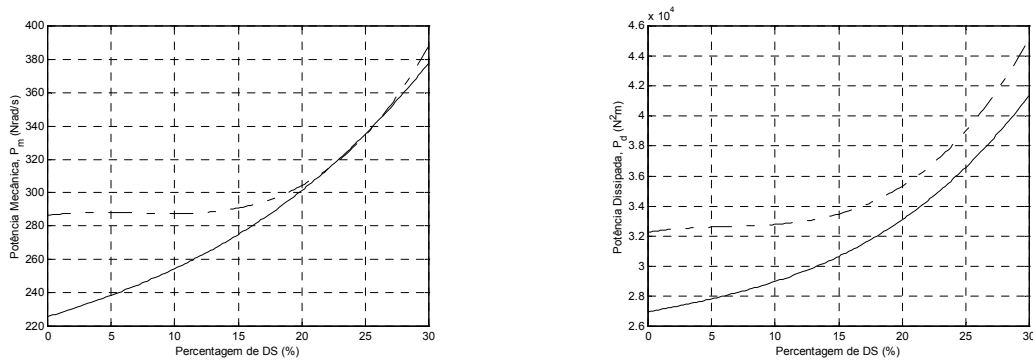
À medida que se alonga o passo estas características deixam de ser válidas, sendo a sua interpretação mais difícil. Em relação ao ângulo de fase,  $F\alpha_r$ , verifica-se uma evolução praticamente linear e independente do comprimento do passo.

Tendo em consideração que estes resultados foram obtidos usando como critério de otimização a estabilidade, interessa agora conhecer a evolução dos índices de potência. Na Figura 4.33 consideram-se as potências mecânica  $P_m$  e dissipada  $P_d$  *versus* a percentagem de DS. Em qualquer caso constata-se uma forte penalização como resultado da aplicação da fase de DS. Da observação destes resultados constata-se a reduzida eficiência energética se  $L_p < 0,3m$  e, no caso contrário, a existência de uma gama de valores em que o desempenho tem uma variação mínima. A questão que importa aprofundar tem a ver com a escolha do melhor compromisso entre o custo energético e a estabilidade. Para o efeito, compara-se na Figura 4.34 a evolução do comprimento virtual do pé usando os três critérios  $C^{Pm}$ ,  $C^{Pd}$  e  $C^{lb}$  ( $L_p = 0,4m$ ).



**Figura 4.34** – Comparação dos valores de  $l_b^v$ , em função da percentagem de DS, usando como critérios de otimização a potência mecânica ( $C^{Pm}$ ), a potência dissipada ( $C^{Pd}$ ) e o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ).

Na realidade, a minimização do custo de energia para  $L_p = 0,4m$  torna impossível alcançar uma margem de estabilidade positiva. Em contrapartida, esta situação conduz a desempenhos energéticos muito superiores tal como ilustra a Figura 4.35. No tocante aos benefícios energéticos estes são evidentes sobretudo quando a percentagem de DS é inferior a 10%. Deste modo conclui-se que, sob o ponto de vista dinâmico, existem três factores a conciliar e que requerem uma escolha ajustada: o comprimento do passo, a percentagem da fase de DS e a margem de estabilidade.

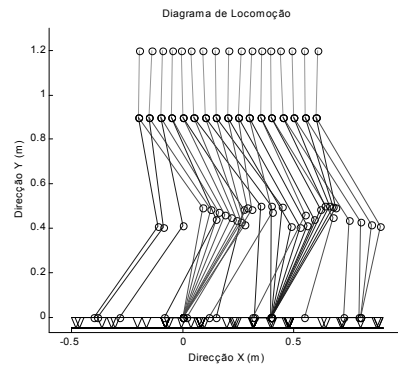


**Figura 4.35** – Comparação dos valores de  $P_m$ , em função da percentagem de DS, usando como critérios a potência mecânica (traço contínuo) e o comprimento virtual do pé (a tracejado); comparação dos valores de  $P_d$ , em função da percentagem de DS, usando como critérios a potência dissipada (traço contínuo) e o comprimento virtual do pé (a tracejado).

Esta metodologia de compensação reflecte as capacidades evidenciadas pelo sistema levando em conta o movimento do tronco. Estas características permitem melhorar o desempenho do sistema, mas a optimização desejada será, antes de mais, o resultado da conjugação de numerosos outros factores. De facto, verificou-se que a velocidade máxima de progressão que assegura a estabilidade dinâmica não pode exceder os  $1,3m/s$ . O passo seguinte é realizar a simulação do movimento do robô bípede de forma a aprofundar o conhecimento dos fenómenos envolvidos. A selecção dos parâmetros de locomoção (referir à Tabela 4.10) obedeceu a um critério de equilíbrio entre as considerações de estabilidade e a penalização energética, conduzindo a uma percentagem de DS de 16% (*i.e.*,  $T_{ds} = 0,16T_p$ ).

$V_p$ (m/s)	$V_r$ (m/s)	$L_p$ (m)	$A_h$ (m)	$\alpha_r$ (°)	$F\alpha_r$ (°)
1,0	0,0	0,4	0,9	4,5	30,0

**Tabela 4.10** – Parâmetros de locomoção usados na simulação da dinâmica inversa.

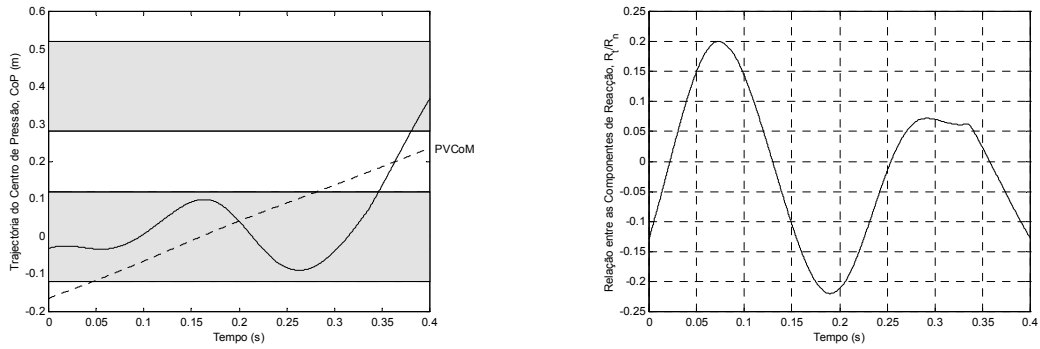


**Figura 4.36** – Diagrama de locomoção em resultado da optimização do movimento do tronco.

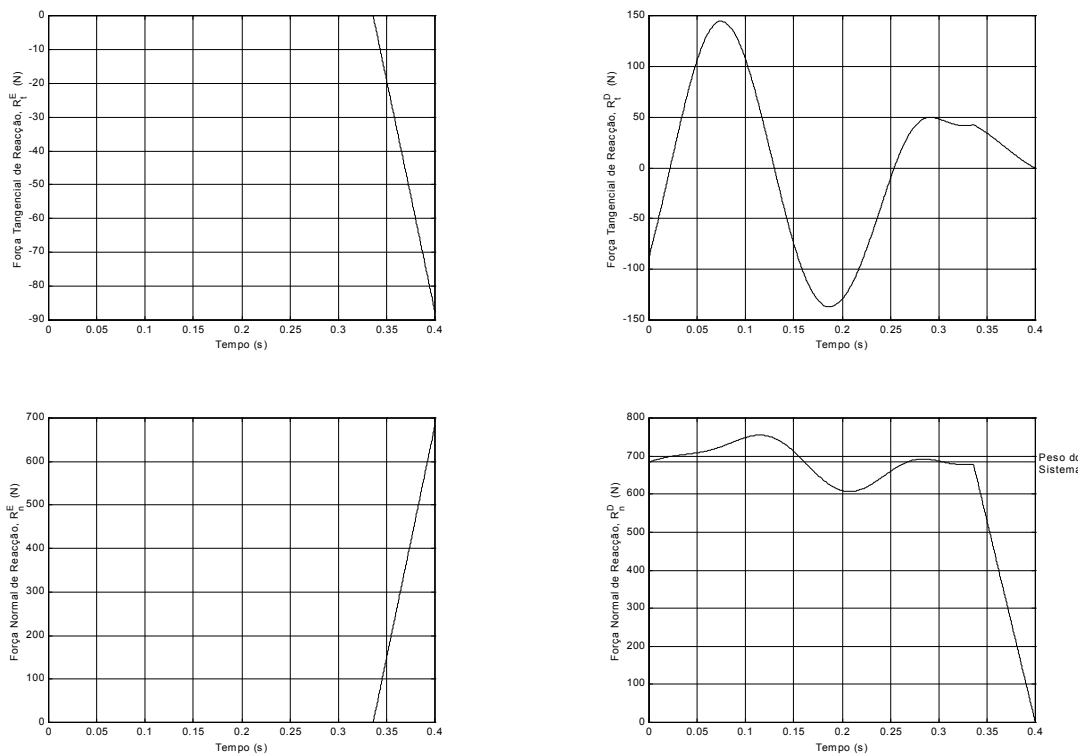
Tomando por base esta configuração efectuou-se a simulação da dinâmica inversa ao longo de um passo. A fase de SS inicia no instante  $t = 0s$  com o movimento para diante da perna livre (perna esquerda). Entretanto, o pé correspondente percorre a distância de  $2L_p$  ao fim de  $0,34s$ , dando então início à fase de DS que preenche 16% do período do passo. O diagrama de locomoção da Figura 4.36 facilita a visualização das características mais relevantes do movimento. Em termos globais, os factores mais salientes são aqueles que se relacionam com o equilíbrio estático do pé de suporte, a variação das forças de reacção do solo e a evolução temporal dos binários nas juntas. Relativamente ao centro de pressão (Figura 4.37), constata-se que este permanece debaixo do polígono de suporte durante a fase de SS e, posteriormente, move-se de forma contínua desde o pé de trás até ao pé da frente durante a fase de DS. Por sua vez, as exigências a impor no coeficiente de atrito mínimo são estimadas com base na relação entre as componentes tangencial e normal da força de reacção. A comparação destes resultados com os obtidos na Figura 4.22 demonstra bem os benefícios alcançados.

A força de reacção do solo é igual em módulo e oposta na direcção à força que o sistema exerce sobre a superfície de suporte através do pé. O vector resultante  $\vec{R}$  é o reflexo das acelerações do centro de massa do sistema, combinando os efeitos gravitacionais com o movimento do corpo. Estas características transformam as forças de reacção no alvo das próximas considerações (Figura 4.38). As acelerações e desacelerações verticais do CoM dão origem a oscilações da componente normal em torno do peso total do sistema. Apesar da altura da anca permanecer constante, é possível distinguir um pico acima do peso total ao qual corresponde uma fase de aceleração vertical do corpo, seguida de uma descida acentuada quando o joelho da

perna livre flecte. Ao mesmo tempo, o sinal da componente tangencial indica a função do atrito. Por exemplo, logo após o contacto o valor é negativo indicando a existência de uma força de atrito que se opõem ao movimento. Em seguida, a reacção tangencial  $R_t$  torna-se positiva indicando que o solo contribui para a impulsão para diante.

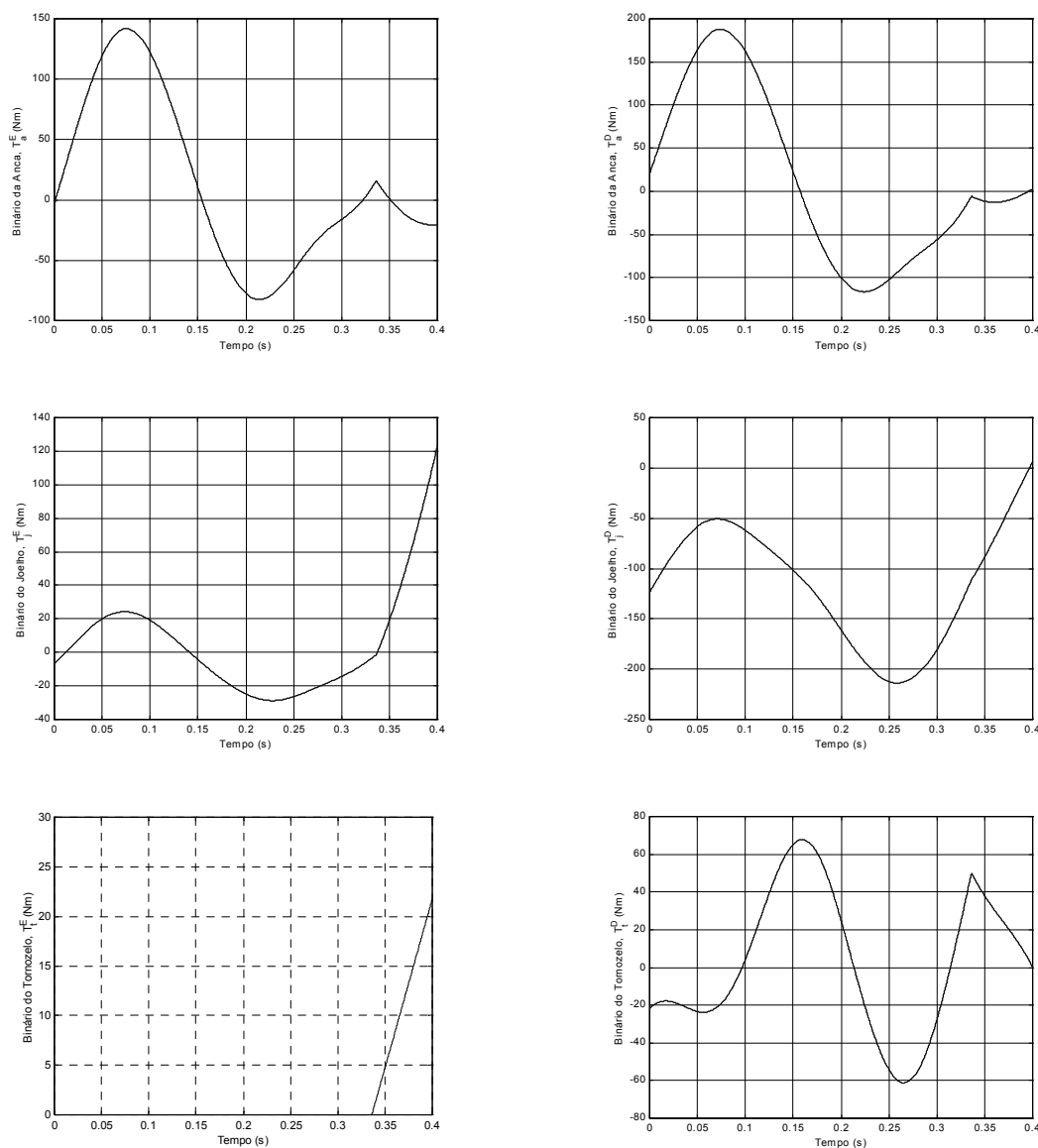


**Figura 4.37** – Evolução temporal do centro de pressão CoP com a delimitação das bases de suporte (a tracejado representa-se a projecção do centro de massa) e estimativa do coeficiente de atrito mínimo ao longo de um passo.



**Figura 4.38** – Componente tangencial (em cima) e normal (em baixo) da força de reacção do solo sobre a perna direita (à direita) e a perna esquerda (à esquerda). Para a perna direita (perna de suporte) representa-se a tracejado o peso total do sistema.

A Figura 4.39 apresenta um conjunto de gráficos relativos à evolução temporal dos binários na anca, joelho e tornozelo de cada uma das pernas. Na perna de suporte (direita) pode observar-se uma distribuição igualitária dos binários máximos entre as juntas da anca e do joelho. Os valores obtidos na anca são, em parte, justificados pela compensação exercida em contraponto ao movimento da perna livre. Os binário do tornozelo são mais moderados, enquanto os picos têm uma correspondência temporal com os observados na trajetória do CoP. Por outro lado, a suavidade do movimento planeado para a perna livre (condição de impacto zero) repercute-se no binário da respectiva anca  $T_a^E$ .



**Figura 4.39** – Evolução temporal dos binários nas juntas da anca, joelho e tornozelo (de cima para baixo) da perna direita (à direita) e da perna esquerda (à esquerda).

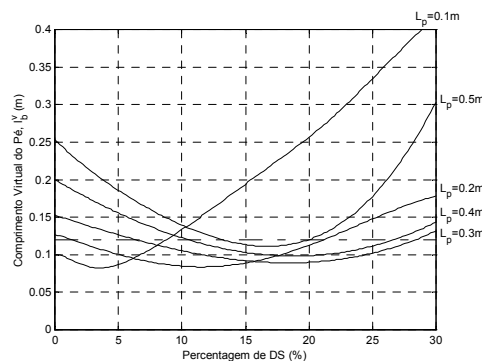
#### 4.5.3.2 Influência do Movimento Horizontal da Anca

Na secção anterior delimitou-se a análise do desempenho à influência dos parâmetros relacionados com a inclinação do tronco, tendo-se confirmado a existência de uma interdependência com a estabilidade. Todavia, existe um outro conjunto de parâmetros que merece destaque. À semelhança da locomoção humana, importa explorar o efeito da alteração da velocidade de progressão ao longo do ciclo. Nesta conformidade, esta subsecção debruça-se sobre as hipotéticas vantagens que advêm da optimização dos parâmetros  $V_r$  e  $FV_r$ . De modo a permitir estabelecer termos de comparação, é atribuído o mesmo grau de importância a estes parâmetros considerando-se, para tal, uma velocidade média de progressão  $V_p = 1,0m/s$  e uma postura vertical do tronco (Tabela 4.11).

$A_h$ (m)	$A_r$ (m)	$A_d$ (m)	$\alpha_t$ (°)	$\alpha_r$ (°)	$P_e$ (m)
0,9	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0

**Tabela 4.11** – Parâmetros de locomoção usados na simulação da dinâmica inversa.

A comparação entre os resultados apresentados na Figuras 4.40 com os da Figura 4.31 permite retirar de imediato algumas ilações. Em primeiro lugar, a compensação da margem de estabilidade que resultou anteriormente do movimento do tronco é em tudo idêntica à obtida agora com a especificação da velocidade de progressão. Este mecanismo dual de estabilidade sugere a análise dos seus efeitos combinados e, a um nível mais avançado, a investigação de estratégias que explorem esta redundância na realização de tarefas com um elevado grau de exigência.



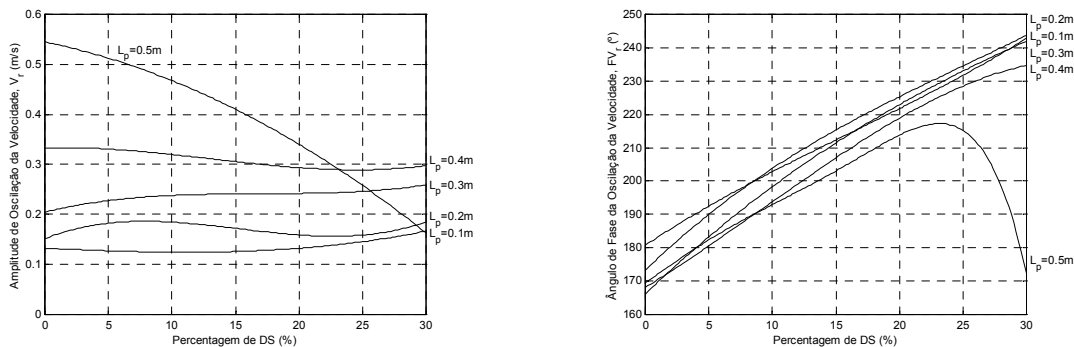
**Figura 4.40** – Comparação dos valores de  $l_p^v$ , em função da percentagem de DS, para diferentes  $L_p$  e usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ).

A Tabela 4.12 resume um conjunto de resultados que, se confrontados com os obtidos anteriormente (Tabela 4.9), permitem aferir a validade do último argumento.

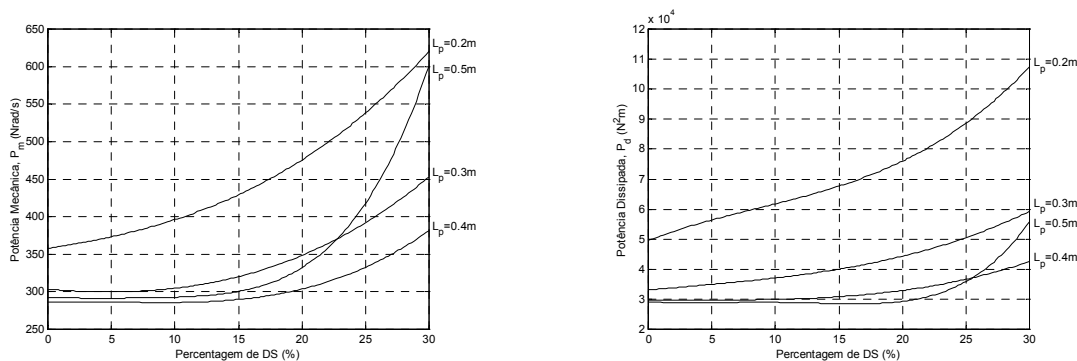
$L_p$ (m)	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
$DS^{opt}$ (%)	3,4	11,6	18,4	18,8	16,8
$ME$ (%)	31,4	30,2	25,7	18,1	7,3
$\Delta ME$ (%)	8,6	19,6	21,8	16,0	6,6

**Tabela 4.12** – Optimização da fase de duplo suporte em função do comprimento do passo.

Deste processo de minimização do comprimento virtual do pé resultaram os valores óptimos para os parâmetros  $V_r$  e  $FV_r$  (Figura 4.41). Para cada comprimento do passo, a amplitude de oscilação  $V_r$  permanece quase constante, enquanto o ângulo de fase  $FV_r$  evolui de forma aproximadamente linear. Finalmente, a evolução das potências mecânica e dissipada, em função da percentagem de DS, é ilustrada na Figura 4.42.

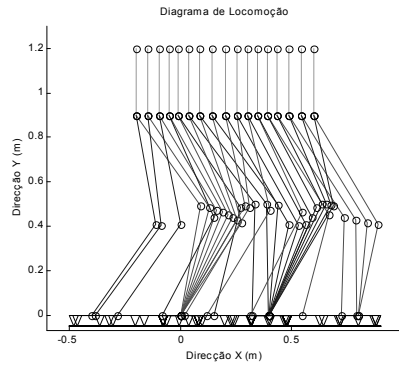


**Figura 4.41** – Comparação dos valores de  $V_r$  e  $FV_r$ , em função da percentagem de DS, para diferentes  $L_p$  e usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ).



**Figura 4.42** – Comparação dos valores de  $P_m$  e  $P_d$ , em função da percentagem de DS, para diferentes  $L_p$  e usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ).





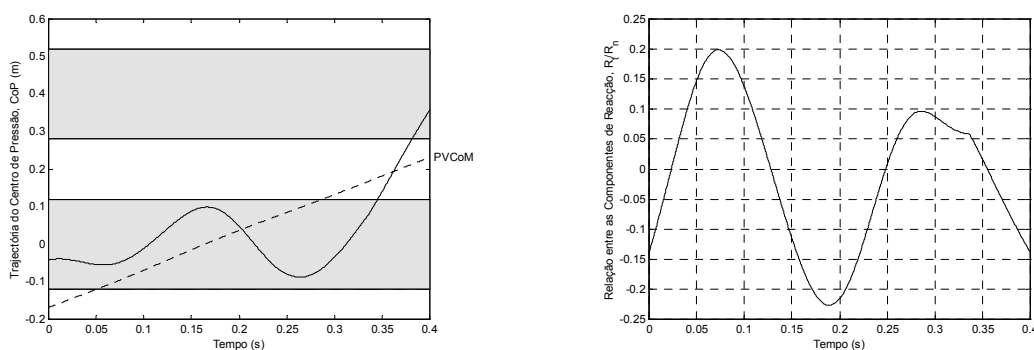
**Figura 4.43** – Diagrama de locomoção que resulta da optimização da velocidade de progressão.

No sentido de melhor compreender os fenómenos envolvidos, procedeu-se, ainda, à simulação da dinâmica inversa (Figura 4.43) usando os parâmetros de locomoção descritos na Tabela 4.13. Esta selecção de parâmetros sub-óptimos ocorre para uma percentagem de DS de 16% (*i.e.*,  $T_{ds} = 0,16T_p$ ).

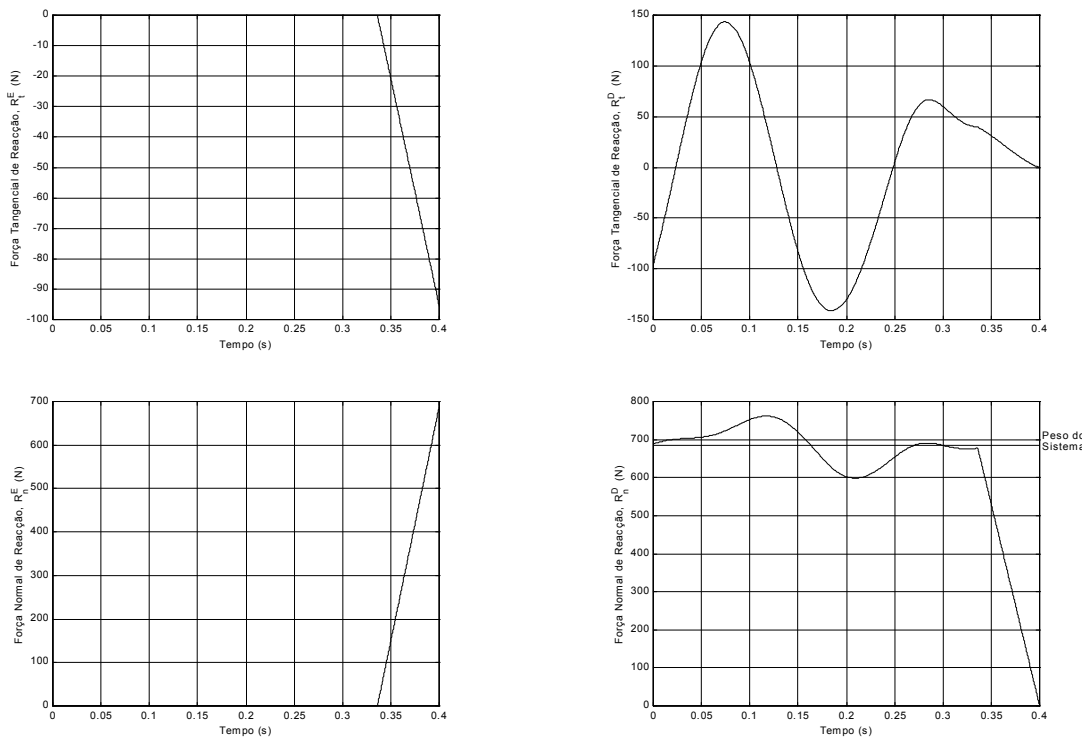
$V_p$ (m/s)	$V_r$ (m/s)	$FV_r$ (°)	$L_p$ (m)	$A_h$ (m)	$\alpha_r$ (°)
1,0	0,3	-150,0	0,4	0,9	0,0

**Tabela 4.13** – Parâmetros de locomoção usados na simulação da dinâmica inversa.

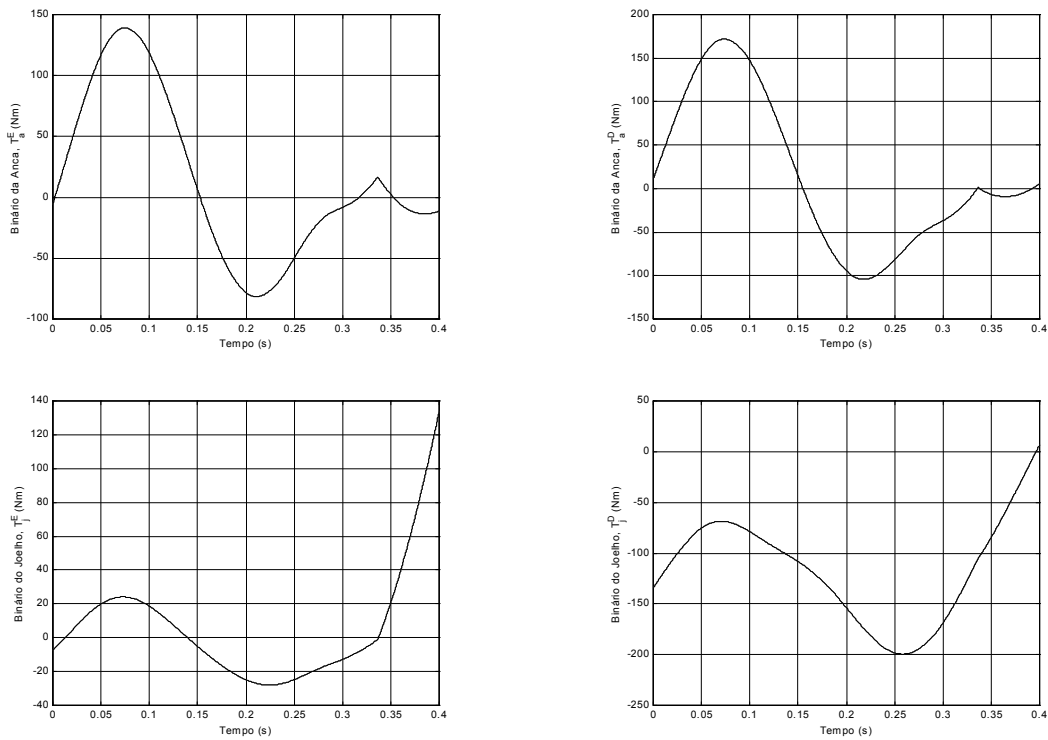
A comparação dos desempenhos assenta nas propriedades de estabilidade (Figuras 4.37 e 4.44), nas forças de reacção do solo (Figuras 4.38 e 4.45), e nos binários das juntas (Figuras 4.39 e 4.46). Como se pode observar, existe uma proximidade evidente entre os resultados qualquer que seja o ponto de vista de análise.



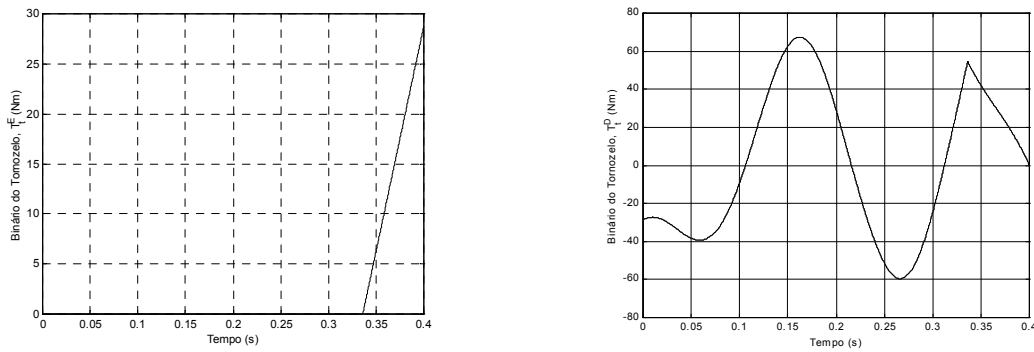
**Figura 4.44** – Evolução temporal do centro de pressão com a delimitação das bases de suporte (a tracejado representa-se a projecção do centro de massa) e estimativa do coeficiente de atrito mínimo ao longo do passo.



**Figura 4.45** – Componente tangencial (em cima) e normal (em baixo) da força de reacção do solo sobre a perna direita (à direita) e a perna esquerda (à esquerda). Para a perna direita (perna de suporte) representa-se a tracejado o peso total do sistema.



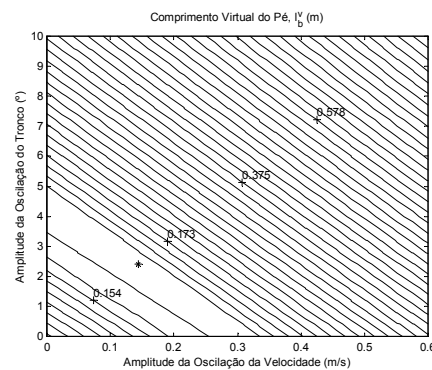
**Figura 4.46(a)** – Evolução temporal dos binários nas juntas da anca e joelho (de cima para baixo) da perna direita (à direita) e da perna esquerda (à esquerda).



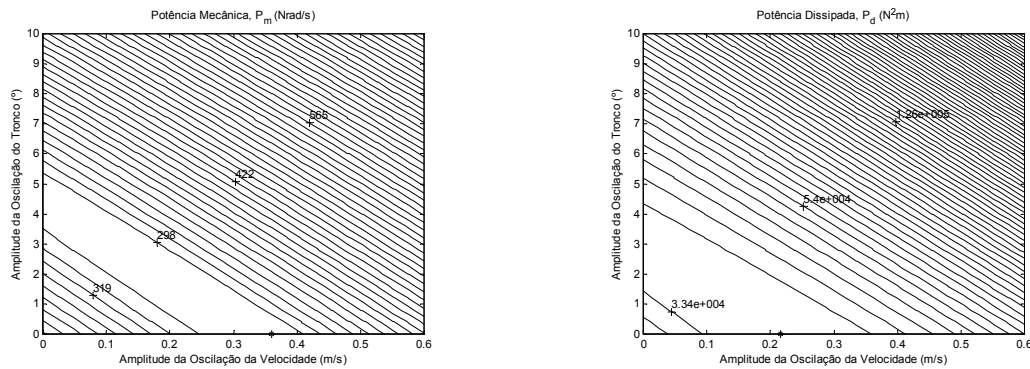
**Figura 4.46(b)** – Evolução temporal dos binários na junta do tornozelo da perna direita (à direita) e da perna esquerda (à esquerda).

### 4.5.3.3 Influência Conjunta do Tronco e da Anca

Tal como se verificou anteriormente, existem duas estratégias de compensação da estabilidade dinâmica (reflectindo o equilíbrio estático do pé). Nesta secção, procura-se compreender quais as vantagens em combinar o movimento do tronco com a oscilação em torno da velocidade média de progressão. Tendo em atenção a complexidade do espaço dimensional, procedeu-se à optimização das amplitudes de oscilação  $V_r$  e  $\alpha_r$ , em detrimento dos ângulos de fase que têm um valor constante ( $FV_r = -150^\circ$ ,  $F\alpha_r = 30^\circ$ ). A Figura 4.47 representa o gráfico de contorno relativo ao comprimento virtual do pé que resulta desta combinação de factores. Relativamente à gama de valores mínimos, verifica-se que esta ocorre dentro de uma linha imaginária que liga as duas soluções óptimas já obtidas:  $V_r = 0,3m/s$ ,  $\alpha_r = 0^\circ$  e  $V_r = 0m/s$ ,  $\alpha_r = 4,5^\circ$ . Pode concluir-se, assim, que a acção coordenada deste conjunto de sub-acções mais simples (anca e tronco) não conduzem necessariamente a melhorias do desempenho.



**Figura 4.47** – Efeito de  $V_r$  e  $\alpha_r$  no comprimento virtual do pé para  $V_p = 1,0\text{ ms}^{-1}$  (o símbolo \* assinala a situação em que ocorre o custo mínimo).

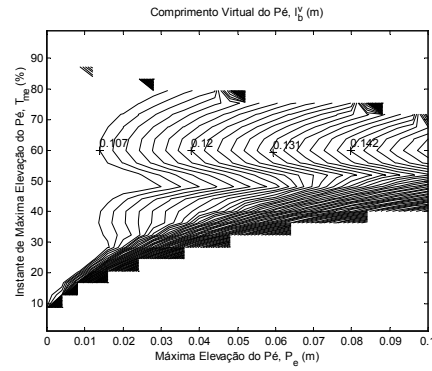


**Figura 4.48** – Efeito de  $V_r$  e  $\alpha_r$  nas potências mecânica  $P_m$  e dissipada  $P_d$  para  $V_p = 1,0 \text{ ms}^{-1}$  (o símbolo \* assinala a situação em que ocorre o custo mínimo).

O mesmo tipo de resultado é bastante claro nos gráficos da Figura 4.48 que reflectem o comportamento dos índices de potência. Todavia, a importância destes resultados não fica diminuída, antes pelo contrário, esta gestão combinada do movimento representa um mecanismo de redundância que pode ser determinante para a robustez do sistema. Assim, existirão situações em que é mais vantajoso inclinar o corpo dada a velocidade ser reduzida (*e.g.*, subir escadas ou planos inclinados) e outras que favorecem a regulação da velocidade e a maior suavidade no movimento do tronco (comportamento estacionário).

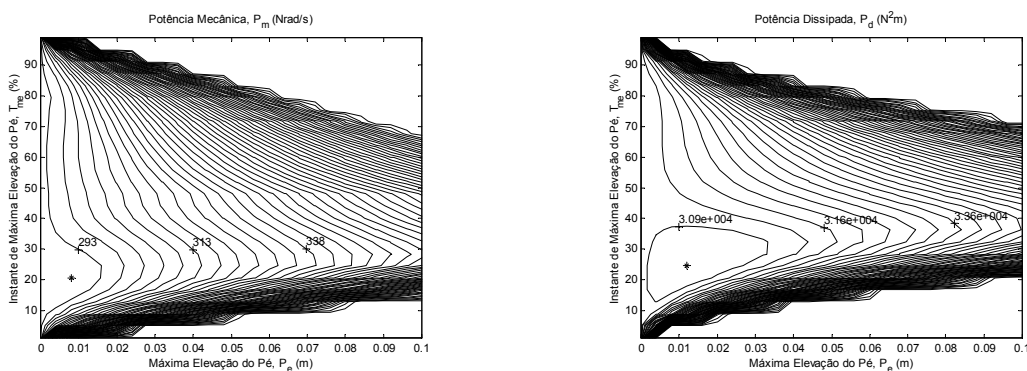
#### 4.5.4 Refinamento do Desempenho

A ideia chave da metodologia proposta é a de proporcionar uma análise compreensiva do desempenho do sistema em relação aos parâmetros de locomoção. Os passos dados nesse sentido permitiram, desde já, identificar um conjunto de parâmetros de locomoção dominantes e, simultaneamente, avaliar quantitativamente o seu significado. Nesta ordem de ideias, os restantes parâmetros são vistos como elementos de refinamento em torno das soluções anteriores. Este refinamento incide, por um lado, sobre a indispensável elevação do pé livre acima do solo e, por outro lado, sobre a oscilação vertical da anca em torno da altura média. As Figura 4.49 e 4.50 apresentam os gráficos de contorno relativos aos critérios de optimização  $l_b^v$ ,  $P_m$  e  $P_d$  em função da máxima elevação do pé livre e do instante em que o valor máximo ocorre.



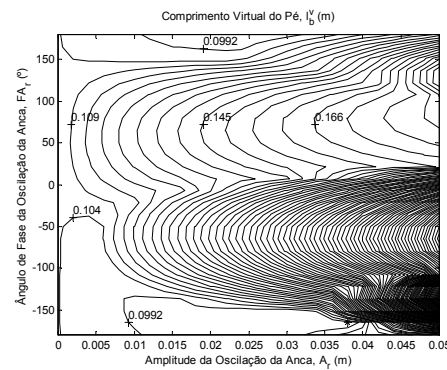
**Figura 4.49** – Efeito de  $P_e$  e  $T_{me}$  no comprimento virtual do pé para  $V_p = 1,0\text{ ms}^{-1}$  (o custo mínimo ocorre para  $P_e = 0m$ ).

Ao confrontar os desempenhos obtidos com os índices de potência e de estabilidade verifica-se que a melhor solução deverá ser conseguida através de um compromisso. De notar que a superfície de desempenho  $l_b^v$ , para valores de elevação máxima do pé inferiores a  $0,015m$ , não sofre praticamente alteração. No prosseguimento deste estudo considera-se que um valor de  $P_e = 0,02m$  ( $T_{me} = 50\%$ ) é aceitável para garantir uma margem de segurança compatível com o tipo de superfície e ambiente de trabalho. De sublinhar que a estratégia de refinamento passa pela sucessiva análise dos resultados com base na adição de novos parâmetros. Seguindo este raciocínio, é natural supor que a “re-otimização” dos valores de  $V_r$  e  $FV_r$ , para cada elemento da malha  $P_e$  e  $T_{me}$ , possa contribuir para alterar ligeiramente o panorama descrito. Alguns resultados adicionais podem ser encontrados em [Silva99a♦99b].

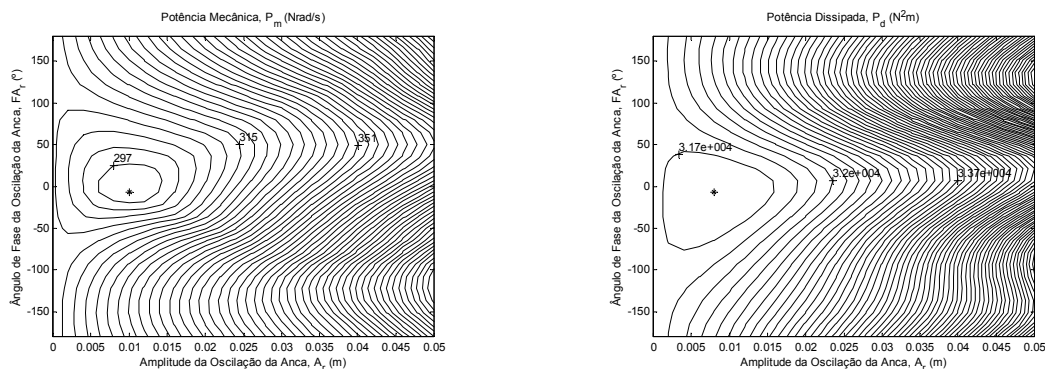


**Figura 4.50** – Efeito de  $P_e$  e  $T_{me}$  na potência mecânica e dissipada para  $V_p = 1,0\text{ ms}^{-1}$  (o símbolo \* assinala a situação em que ocorre o custo mínimo).

De seguida, procede-se ao estudo da influência que uma oscilação aplicada no movimento vertical da anca pode ter na prestação do sistema. Assim, os dois parâmetros escolhidos são a amplitude e o ângulo de fase da oscilação da anca, respectivamente,  $A_r$  e  $FA_r$ . A partir do processo de busca exaustiva (Figuras 4.51 e 4.52), pode constatar-se que a definição da solução óptima deve ser cuidadosa de modo a conciliar os imperativos preestabelecidos. De facto, os gráficos relativos aos índices de potência mostram as vantagens de uma pequena oscilação da anca ( $A_r \approx 0,01m$ ), enquanto o ângulo de fase deve permanecer próximo de zero ( $FA_r \approx 0^\circ$ ). De forma semelhante, esta pequena oscilação pode contribuir também para maximizar a estabilidade, desde que se imponha um desfasamento em torno de  $180^\circ$ . Ao mesmo tempo, estas experiências permitem confirmar as exigências energéticas colocadas ao sistema se se pretender aumentar a margem de estabilidade.



**Figura 4.51** – Efeito de  $A_r$  e  $FA_r$  no comprimento virtual do pé para  $V_p = 1,0 \text{ ms}^{-1}$  (o símbolo \* assinala a situação em que ocorre o custo mínimo).



**Figura 4.52** – Efeito de  $A_r$  e  $FA_r$  na potência mecânica e dissipada para  $V_p = 1,0 \text{ ms}^{-1}$  (o símbolo \* assinala a situação em que ocorre o custo mínimo).

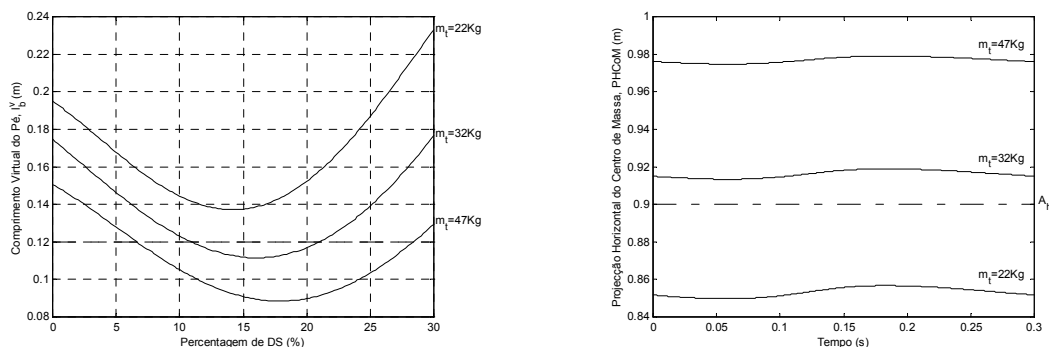
#### 4.5.5 Influência da Massa do Tronco

No processo de locomoção humana, a localização do centro de massa (CoM), no plano sagital, evolui em torno da segunda vértebra sacral, cerca de  $5\text{cm}$  acima do eixo formado pelas juntas da anca. De modo semelhante, a situação mais comum no caso de protótipos experimentais corresponde aquela em que a massa do sistema é concentrada na secção do tronco, enquanto as pernas são projectadas para serem leves e resistentes aos esforços. O aspecto dominante em torno desta discussão está centrado na relação entre a posição do CoM e o maior ou menor grau de influência que os parâmetros relativos à anca e ao tronco podem ter no desempenho do sistema. Com esta motivação, avançou-se no sentido de procurar interpretar o papel da massa do tronco usando para o efeito três valores distintos:  $m_t = 12\text{Kg}$ ,  $m_t = 22\text{Kg}$  e  $m_t = 47\text{Kg}$ . A estratégia seguida foi a de procurar minimizar o comprimento virtual do pé  $l_b^v$ , usando os parâmetros  $V_r$  e  $FV_r$  no processo de optimização. A experiência foi realizada com base no conjunto de parâmetros de locomoção da Tabela 4.14.

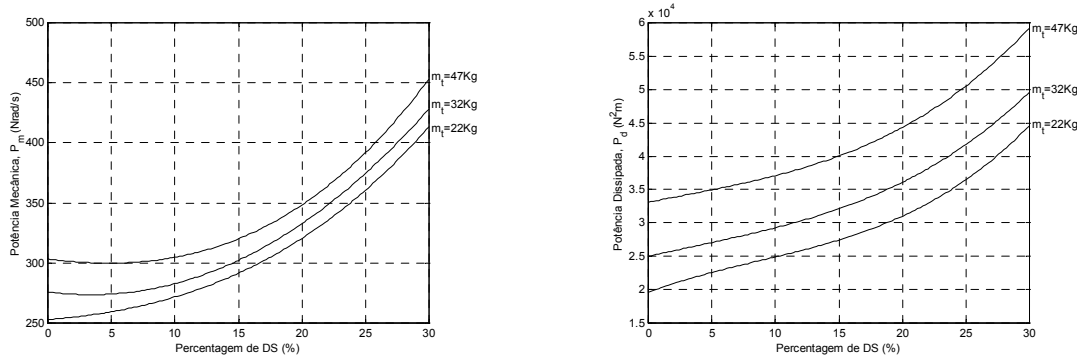
$V_p$ (m/s)	$V_r$ (m/s)	$L_p$ (m)	$A_h$ (m)	$A_r, A_d, P_e$ (m)	$\alpha_t, \alpha_r$ ( $^\circ$ )
1,0	0,0	0,3	0,9	0,0	0,0

**Tabela 4.14** – Parâmetros de locomoção usados na simulação da dinâmica inversa.

A Figura 4.53 ilustra os efeitos da massa do tronco no comprimento virtual do pé  $l_b^v$  e na projecção horizontal do centro de massa (PHCoM). Em geral, a capacidade de compensação da estabilidade dinâmica vai diminuindo à medida que a PHCoM desce.



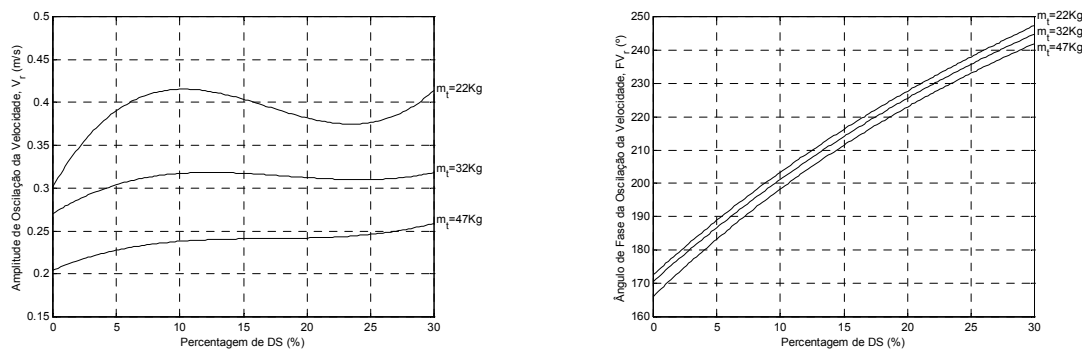
**Figura 4.53** – Comparação dos valores de  $l_b^v$ , em função da percentagem de DS, usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ) e evolução temporal da PHCoM usando uma percentagem de DS de 16%, para  $m_t = 12\text{Kg}$ ,  $m_t = 22\text{Kg}$  e  $m_t = 47\text{Kg}$ .



**Figura 4.54** – Comparação dos valores de  $P_m$  e  $P_d$ , em função da percentagem de DS, para diferentes  $m_t$  e usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ).

No caso de  $m_t = 22\text{Kg}$ , torna-se mesmo impossível assegurar uma margem de estabilidade positiva, qualquer que seja o mecanismo de compensação utilizado. Todavia, convém sublinhar que o facto de a PHCoM estar acima da anca não é condição suficiente de estabilidade. Antes de mais representa um indicador da capacidade de intervir que, contudo, permanece dependente das exigências do movimento (*e.g.*, velocidade de progressão). Por outro lado, confirma-se pelos gráficos da Figura 4.54 que o custo energético evolui no mesmo sentido da massa do sistema. Este resultado, se bem que esperado, vem acrescentar mais um grau de complexidade ao projecto e dimensionamento destes robôs.

Para finalizar esta subsecção, acrescentam-se os gráficos correspondentes à optimização dos parâmetros  $V_r$  e  $FV_r$  em função da percentagem de DS (Figura 4.55). A diminuição de  $m_t$  exige o aumento da oscilação da velocidade, enquanto o desfaseamento permanece praticamente inalterado.



**Figura 4.55** – Comparação dos valores de  $V_r$  e  $FV_r$ , em função da percentagem de DS, para diferentes  $m_t$  e usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ).



#### 4.5.6 Relação entre os Parâmetros Internos dos Elos Mecânicos

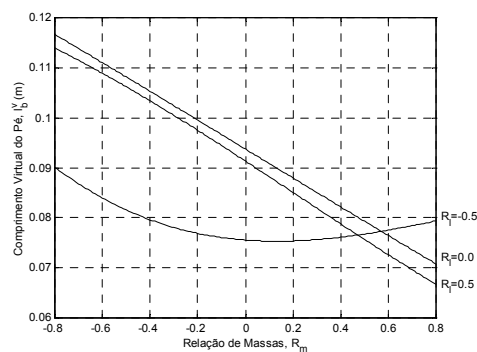
Até este momento todos os valores de massa e de comprimento dos elos mecânicos utilizados resultaram de dados experimentais do corpo humano. Em particular, estes dados antropométricos reportam-se a proporções e medidas das diversas partes do corpo de um adulto. Apesar destes dados terem por base o ser humano, são naturais e imediatas as dúvidas sobre o desempenho quando não se observam estas condições. Nesta ordem de ideias, foram desenvolvidos esforços no sentido de clarificar as exigências impostas de acordo com a distribuição dos parâmetros internos do robô (*i.e.*, massas e elos). Assim, a massa total de cada perna  $M_t = m_p + m_c$  é constante e igual a 11,5Kg, mas a relação de massas irá variar de acordo com a expressão adimensional:

$$R_m = \frac{m_p - m_c}{M_t} \quad (4.22)$$

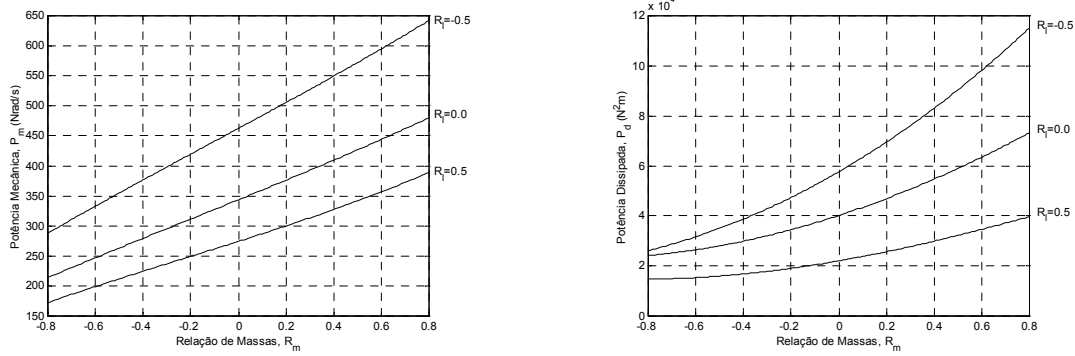
De forma semelhante, o comprimento máximo da perna  $L_t = l_p + l_c$  é constante e igual a 1,0m, enquanto a relação de comprimentos poderá variar de acordo com:

$$R_l = \frac{l_p - l_c}{L_t} \quad (4.23)$$

Mantendo os mesmos parâmetros de locomoção (referir à Tabela 4.14) e a estratégia de optimização, chegaram-se aos resultados apresentados na Figura 4.56. O comprimento virtual do pé é avaliado em função de  $R_m$  e para vários  $R_l$ . O primeiro aspecto que ressalta é o facto da margem de estabilidade ser sempre positiva.

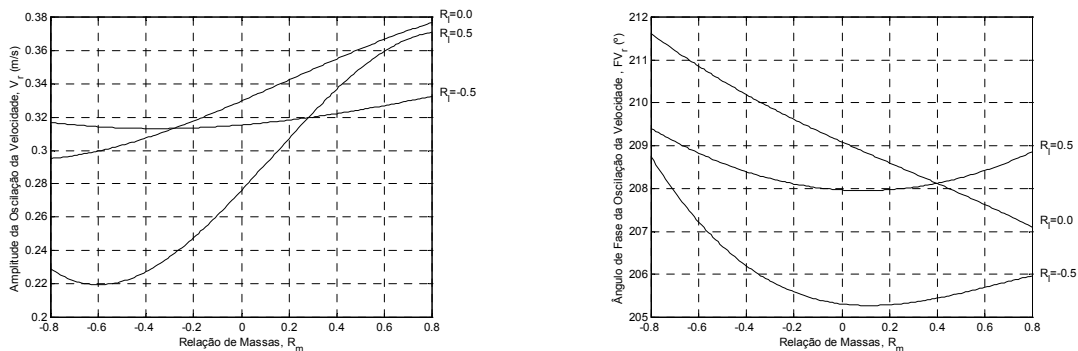


**Figura 4.56** – Comparação dos valores de  $l_b^v$ , em função da relação de massas, para diferentes  $R_l$  e usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ).



**Figura 4.57** – Comparação dos valores de  $P_m$  e  $P_d$ , em função da relação de massas, para diferentes  $R_l$  e usando como critério de otimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ).

Em segundo lugar, a evolução das curvas é inversa daquela obtida para os índices de potência (Figura 4.57). No entanto, o custo energético assume um papel dominante pelo facto do desempenho estar fortemente dependente da selecção dos parâmetros. Nesta perspectiva, a massa da perna (coxa) deve ser mínima (máxima) e o seu comprimento máximo (mínimo). Como é evidente, esta situação ideal não é praticável já que massas e comprimentos são variáveis com uma grande interdependência que, muitas vezes, é difícil de estabelecer. Acresce ainda o facto desta solução corresponder a menores margens de estabilidade. Daí que se possa concluir que valores próximos do humano ( $R_l \approx 0$  e  $R_m \approx -0,3$ ) representam uma alternativa válida e que faz todo o sentido adoptar no prosseguimento deste trabalho. Os necessários ajustes em torno da velocidade média de progressão  $V_p$  estão quantificados nos gráficos da Figura 4.58. Apesar da menor importância da sua interpretação, é visível que estes parâmetros estão confinados a uma gama de variação reduzida.



**Figura 4.58** – Comparação dos valores de  $V_r$  e  $FV_r$ , em função da relação de massas, para diferentes  $R_l$  e usando como critério de otimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ).

Outro ponto importante e ainda não investigado, consiste na possibilidade de deduzir as características do padrão de locomoção para um robô arbitrário cujas massas e comprimentos dos elos tenham a mesma proporção. Como é óbvio, é difícil, se praticável, dar uma resposta cabal a esta questão com base no modelo matemático do robô. Desta maneira, procedeu-se à simulação da dinâmica inversa usando um factor de proporcionalidade  $\lambda$ . Este factor é definido usando como unidade de referência o conjunto de dados já mencionados. Para além das massas e dos comprimentos de cada segmento, os próprios valores do  $L_p$  e da  $A_h$  são adaptados de acordo com o mesmo factor  $\lambda$ . A Tabela 4.15 resume o valor dos parâmetros de locomoção utilizados na simulação seguinte.

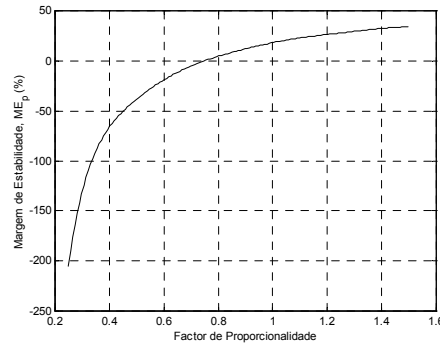
PARÂMETRO	PÉ	PERNA	COXA	TRONCO	
Massa (Kg)	$m_b = 0,0$	$m_p = 4,0\lambda$	$m_c = 7,5\lambda$	$m_t = 47,0\lambda$	
Comprimento (m)	$l_b = 0,24\lambda$	$l_p = 0,5\lambda$	$l_c = 0,5\lambda$	$l_t = 0,3\lambda$	
$V_p$ (m/s)	$L_p$ (m)	$A_h$ (m)	$A_r$ (m)	$\alpha_t, \alpha_r$ (°)	$P_e$ (m)
1,0	$0,4\lambda$	$0,9\lambda$	0,0	0,0	0,0

**Tabela 4.15** – Parâmetros de massa e comprimento dos elos e parâmetros de locomoção usados na simulação da dinâmica inversa.

Na mesma ordem de ideias, a expressão da margem de estabilidade precisa de ser reescrita de forma a contemplar as dimensões relativas do pé:

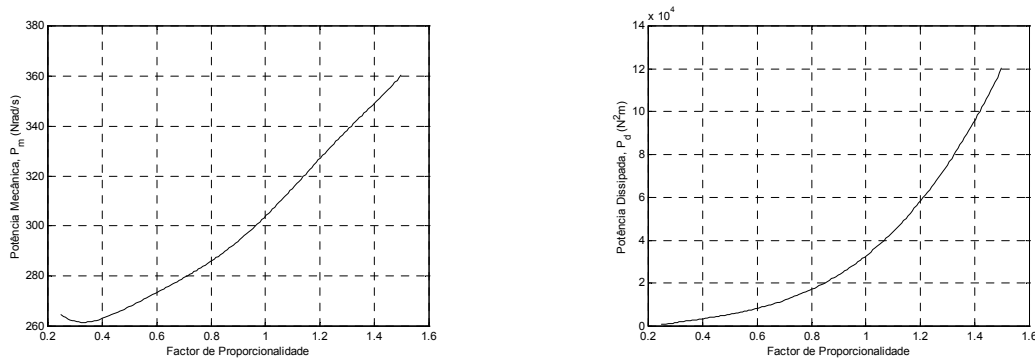
$$ME_p = \frac{\lambda l_b^r - l_b^v}{\lambda l_b^r} \quad (4.24)$$

A evolução da margem de estabilidade  $ME_p$  (em percentagem) em função do factor de proporcionalidade  $\lambda$  é ilustrada na Figura 4.59. Tal como se pode observar, para a velocidade de progressão de  $V_p = 1,0m/s$  um aumento das proporções gerais do robô contribui para aumentar a margem de estabilidade. No entanto, se  $\lambda < 0,8$  torna-se difícil obter um padrão estável, mesmo usando o procedimento de optimização do movimento horizontal da anca.



**Figura 4.59** – Evolução do valor de  $ME_p$ , em função do factor de proporcionalidade, para  $V_p = 1,0m/s$  e usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ).

Como seria de esperar, os índices relacionados com potência apresentam um andamento inverso (Figura 4.60). O gráfico de  $P_m$  evolui de forma quase linear e sugere, ainda, que o factor óptimo não corresponde ao valor mínimo. Por outro lado, a curva de potência dissipada  $P_d$  apresenta um crescimento exponencial, com um agravamento severo dos custos para  $\lambda > 1,0$ . Esta simulação sugere, como ponto de partida, não ser viável deduzir as propriedades de um robô bípede com base no estudo normalizado dos seus parâmetros. É de referir que este aspecto é condicionado pela exigência imposta ao equilíbrio do pé de suporte. Naturalmente, é de admitir que uma alternativa menos restritiva possa contribuir para alterar o panorama de resultados.



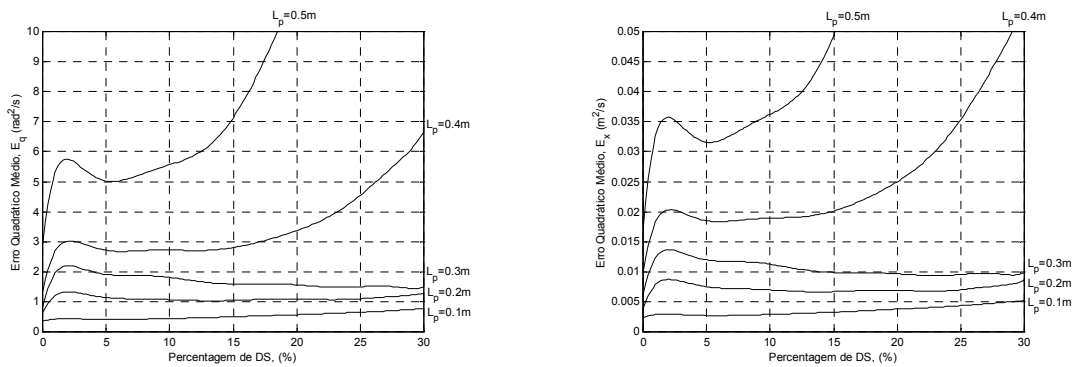
**Figura 4.60** – Evolução do valor de  $P_m$  e  $P_d$ , em função do factor de proporcionalidade, para  $V_p = 1,0m/s$  e usando como critério de optimização o comprimento virtual do pé ( $C^{lb}$ ).

#### 4.5.7 Análise da Sensibilidade do Sistema a Perturbações

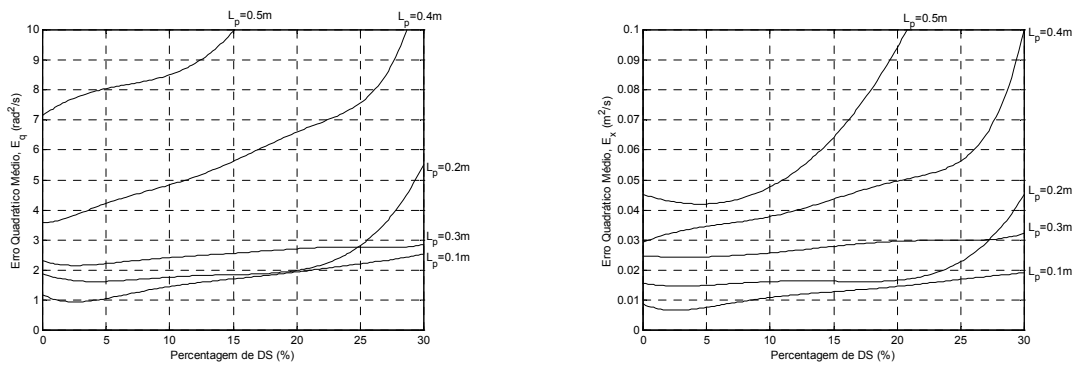
Até este momento, todo o estudo foi desenvolvido a partir de considerações ideias e tendo por base as equações de dinâmica inversa. Antes de avançar para os aspectos do

controlo, interessa avaliar até que ponto o sistema é sensível relativamente a perturbações externas e quais os melhoramentos que se devem introduzir. Nesta perspectiva, analisa-se o comportamento do sistema sujeito a dois tipos de perturbações: ruído nos binários e saturação dos actuadores.

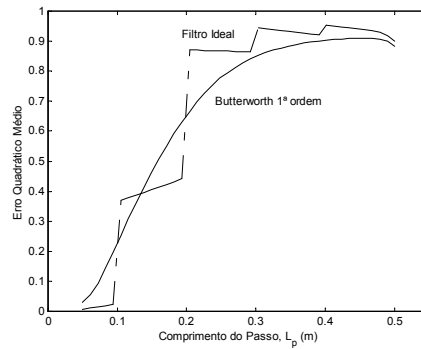
Por um lado, o vector dos binários é corrompido com ruído aditivo considerando, para cada junta  $i$ , um nível de 5% do binário máximo:  $n_i^{\max} = 0,05 \cdot \tau_i^{\max}$ . A análise da penalização no desempenho do sistema é baseada no erro quadrático médio nas variáveis das juntas  $\xi_\theta$  e cartesianas  $\xi_x$  (usando a dinâmica directa). Na Figura 4.61 compara-se a evolução destes índices em função da percentagem de DS e para vários comprimentos do passo. Em alternativa ao ruído, aplica-se uma saturação aos actuadores ( $\tau_i^{\text{sat}} = 0,95 \cdot \tau_i^{\max}$ ) e avaliam-se os mesmos índices  $\xi_\theta$  e  $\xi_x$  (Figura 4.62). Conforme pode ser observado, o aumento do comprimento do passo  $L_p$  tem implicações nos erros medidos e, portanto, corresponde a um desempenho inferior.



**Figura 4.61** – Comparação dos valores de  $\xi_\theta$  e  $\xi_x$ , em função da percentagem de DS, para diferentes  $L_p$  em resposta ao ruído nos binários.



**Figura 4.62** – Comparação dos valores de  $\xi_\theta$  e  $\xi_x$ , em função da percentagem de DS, para diferentes  $L_p$  em resposta à saturação dos actuadores.



**Figura 4.63** – Comparação dos valores de  $E_r$ , em função do comprimento do passo, usando um filtro ideal e um filtro de Butterworth de 1ª ordem (frequência de corte de  $5Hz$ ).

Para além destes fenómenos, considera-se ainda a influência da frequência do passo em termos da largura de banda dos sinais de binário. Tendo em atenção que os actuadores reais estão sujeitos a limitações de largura de banda, estes sinais de binário são processados por um filtro passa baixo. A Figura 4.59 é o resultado da avaliação da equação (4.21) em função do comprimento do passo. Nesta avaliação utilizaram-se filtros passa baixo (ideal e Butterworth) com uma frequência de corte de  $f_c = 5Hz$ . Em termos de resposta em frequência, os benefícios decorrem da selecção de comprimentos do passo maiores. Apesar deste estudo carecer de uma análise mais aprofundada (fora do âmbito do presente trabalho), fica clara a importância que deve merecer a compreensão da relação exigências/desempenho manifestada por este tipo de sistemas robóticos.

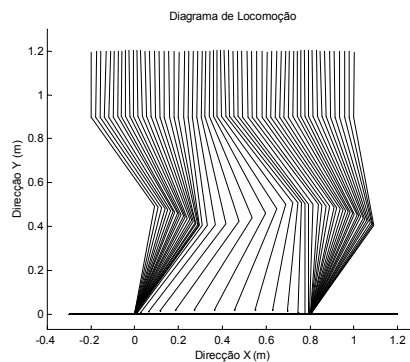
#### 4.5.8 Selecção da Configuração Óptima

Como conclusão deste estudo, é estabelecida uma configuração particular que será designada como óptima. Atendendo aos argumentos apresentados, este padrão só pode ser entendido como tal dentro do conjunto de pressupostos enumerados inicialmente. Assim, estabeleceu-se como velocidade de progressão desejada o valor de  $V_p = 1,0m/s$ . Os restantes parâmetros de locomoção (ver Tabela 4.16) resultam dos procedimentos de optimização descritos ao longo do capítulo. De notar que a selecção para os valores numéricos dos parâmetros apenas procura clarificar a sequência de decisões anteriormente tomadas. A estratégia de compensação da margem de estabilidade combina a oscilação do tronco com o movimento horizontal da anca. Para uma percentagem de DS de 16% obteve-se uma margem de estabilidade de  $ME = 10\%$ .

PARÂMETROS DOMINANTES			
$V_p$ (m/s)	$L_p$ (m)	$A_h$ (m)	$\alpha_t$ (°)
1,0	0,4	0,9	0,0
PARÂMETROS DE REFINAMENTO			
$P_e$ (m)	$T_{me}$ (%)	$A_r$ (m)	$FA_r$ (°)
0,02	50,0	0,005	0,0
PARÂMETROS OPTIMIZADOS			
$V_r$ (m/s)	$FV_r$ (°)	$\alpha_r$ (°)	$F\alpha_r$ (°)
0,15	-150,0	2,2	30,0

**Tabela 4.16** – Parâmetros de locomoção de referência.

A Figura 4.64 apresenta uma descrição completa da dinâmica do movimento através do diagrama de locomoção. Neste caso, os segmentos da perna direita e do tronco são representados por linhas rectas. A orientação espacial dos três segmentos é repetida a intervalos regulares ao longo de vários ciclos.



**Figura 4.64** – Diagrama de locomoção que resulta da otimização do movimento.

## 4.6 Conclusões

Neste capítulo propôs-se uma metodologia de análise dos mecanismos subjacentes à locomoção bípede. Em relação a esta abordagem foram definidos dois objectivos fundamentais. Primeiro, valorizar a compreensão dos fenómenos envolvidos tendo

como base a definição de um conjunto de parâmetros coerentes com o processo de locomoção. Segundo, estabelecer uma representação de comportamentos globais analisados à luz de diferentes perspectivas.

Em relação ao primeiro objectivo, foi possível explicar o mecanismo global subjacente à locomoção bípede como a acção coordenada de um conjunto de sub-acções mais simples. Esta combinação de factores, descrita pelos parâmetros de locomoção, contribuiu para uma maior eficiência energética, tornando o padrão de locomoção, simultaneamente, mais natural e eficiente. De acordo com os resultados obtidos, pode afirmar-se que a gestão rigorosa do movimento da secção superior do corpo (anca e tronco) são factores determinantes para a evolução nessa direcção.

O facto de se ter colocado em primeiro lugar o critério de estabilidade pode penalizar o desempenho energético mas, em contrapartida, permite uma comparação válida de resultados e uma melhor compreensão da amplitude de variação dos estados possíveis. Para além de fornecer indicações sobre a selecção de um padrão óptimo, estes dados podem ser usados como exemplos para algoritmos de aprendizagem. Um aspecto importante desta avaliação do desempenho à luz de diferentes perspectivas, seja de natureza cinemática seja dinâmica, é o facto de ser independente de qualquer controlador. Na perspectiva oposta, o facto da análise ser baseada no papel da dinâmica inversa levanta a questão de saber se as respostas obtidas são conclusivas. Por exemplo, trajectórias que minimizem o custo de energia sem assegurarem a estabilidade poderão ainda ser realizadas por um controlador inteligente. Entretanto, os requisitos de potência serão diferentes daqueles estimados até aqui. Por outro lado, a definição de trajectórias que assegurem a estabilidade poderá facilitar as funções de controlo, mas revelar implicações desastrosas em termos de energia consumida.

Como introdução aos aspectos de controlo, ressalta o facto de ser necessário estudar os efeitos dos impactos que, presumivelmente, terão influência no comportamento do sistema e exigirão novos compromissos. A relação difícil entre o planeamento de trajectórias e o equilíbrio dinâmico é motivo para uma nova linha de pensamento. A destreza da locomoção bípede deve emergir da interacção física entre a máquina e o próprio ambiente, englobando a natureza cinemática e dinâmica de todos os fenómenos. A questão é importante e reside na valorização a dar às trajectórias de referência que o robô deve seguir. Por um lado, parece vantajoso minimizar o número de variáveis pré-planeadas e, por outro lado, assemelha-se importante modificar essas variáveis de acordo com as interacções estabelecidas entre o robô e o ambiente.



# Capítulo 5

## Algoritmos e Estratégias de Controlo

### 5.1 Introdução

A inspiração nos sistemas biológicos tem estado presente nos sistemas mecânicos e de controlo desde as origens. Entre os maiores desafios científicos estão os problemas de análise – como andam os humanos – e síntese – como projectar uma máquina que emule a locomoção humana. Algumas respostas a estas questões têm sido dadas pela comunidade científica como resultado da abordagem desses problemas usando diferentes perspectivas. No que concerne à área da robótica é clara a existência de uma dicotomia no papel reservado aos aspectos de controlo. Num extremo do espectro encontram-se os mecanismos de locomoção passivos cuja coordenação é explicada do ponto de vista mecânico. A essência destes trabalhos está no desenvolvimento de modelos mecânicos que realçam a interacção entre a gravidade, a inércia e os impactos em planos inclinados, minimizando o papel do controlo e da actuação [McGeer90]. Uma vez compreendidos os modelos, uma pequena quantidade de potência pode ser adicionada para permitir andar no plano e algum algoritmo simples de controlo pode ser introduzido para aumentar a estabilidade. No extremo oposto encontram-se as aproximações que realçam os aspectos do controlo e da actuação. Os resultados experimentais já alcançados [Hirai98][Pratt00][Yamaguchi99], tendo por base esta aproximação, são relevantes e reflectem a evolução tecnológica verificada ao nível dos actuadores e dos sensores, a incorporação de controladores mais sofisticados e a utilização de materiais e estruturas com um desempenho superior.

Nesta fase do trabalho importa reflectir sobre a direcção em que se pretende avançar no contexto do controlo. No prosseguimento das metodologias propostas, a abordagem apresentada começa com quantidades arbitrárias de controlo e avança, gradualmente, no sentido da minimização do seu papel. Com este objectivo em mente, apresenta-se uma aproximação integrada de modelização e controlo que potencializa as características específicas do problema. O controlo, no seu plano mais simples, deverá assegurar a regulação do movimento em condições de estabilidade e eficiência energética. Em consequência das repetidas interacções com o meio ambiente, a locomoção bípede exige uma visão integrada entre situações de movimento livre (*i.e.*, sem contacto), impacto e contacto. Na verdade, o contacto com o solo e o suporte no solo são fenómenos essenciais à realização do movimento. O caminho para uma possível solução é encarar a locomoção em função de dois actores principais, o robô e o seu ambiente, e da relação que se estabelece ao longo das suas interacções naturais.

De salientar que os resultados discutidos nos capítulos anteriores constituem o ponto de partida para as ideias apresentadas. A análise efectuada contribuiu para a compreensão de vários fenómenos, nomeadamente, os efeitos dos parâmetros de locomoção, da distribuição de massas e da geometria, sobre a estabilidade e a eficiência. Mais ainda, todo o trabalho foi realizado sem a imposição, *a priori*, de qualquer tipo de controlador. Nesta mesma linha de ideias, as estruturas de controlo a implementar devem ser simples de forma a valorizar as características dinâmicas intrínsecas do sistema em detrimento de um controlador sofisticado que “força” um comportamento desejado. Assim, a abordagem seguida insere-se naquilo que se convencionou designar por controlo clássico em desfavor de outros esquemas avançadas (*e.g.*, algoritmos adaptativos, aprendizagem, etc).

O Capítulo 5 é dedicado ao estudo de algoritmos e estratégias de controlo e encontra-se dividido em três partes. A primeira parte (Secção 5.2) é dedicada à abordagem de conceitos e metodologias clássicas de controlo que envolvem, simultaneamente, variáveis de posição e força. Na Secção 5.3 definem-se as funções elementares de controlo para um robô bípede e estabelecem-se as relações entre os parâmetros de locomoção e os objectivos do movimento. Por último, na Secção 5.4 apresenta-se uma nova estrutura de controlo que combina o seguimento Cartesiano de trajectórias e a acomodação de força com o solo. O resultado é um controlador orientado por objectivos que se baseia nas forças de interacção que se estabelecem entre o robô e o ambiente.

### 5.2 Métodos Clássicos de Controlo

Em termos genéricos, a função de um controlador é gerar as acções de controlo que permitam realizar uma tarefa desejada de acordo com as especificações de projecto. Algumas destas tarefas limitam-se ao movimento do robô no espaço livre, enquanto outras requerem a interacção deste com o próprio ambiente. Um método típico de projectar o controlador envolve o cálculo das equações do movimento, a modelização do ambiente, a proposta da lei de controlo, a definição da função de custo a otimizar e a validação final dos resultados com a geração dos comandos a aplicar às juntas do robô.

Para formular um conjunto de princípios e ideias sobre o controlo de trajectórias, é apresentada na Figura 5.1 a forma geral de um controlador clássico. O termo controlo de trajectórias é usado num contexto onde as variáveis de posição e força são simultaneamente controladas. Na sua forma clássica, existe um afastamento entre os níveis de controlo, planeamento, percepção sensorial e o próprio sistema físico. Em particular, os processos associados ao planeamento de trajectórias são independentes dos relacionados com a sua execução. Todavia, nos últimos anos tem vindo a adaptar-se uma perspectiva distinta em relação a este “paradigma” da robótica que postula uma trajectória de referência, gerada por uma inteligência exterior, que um controlador usa para “forçar” o sistema.

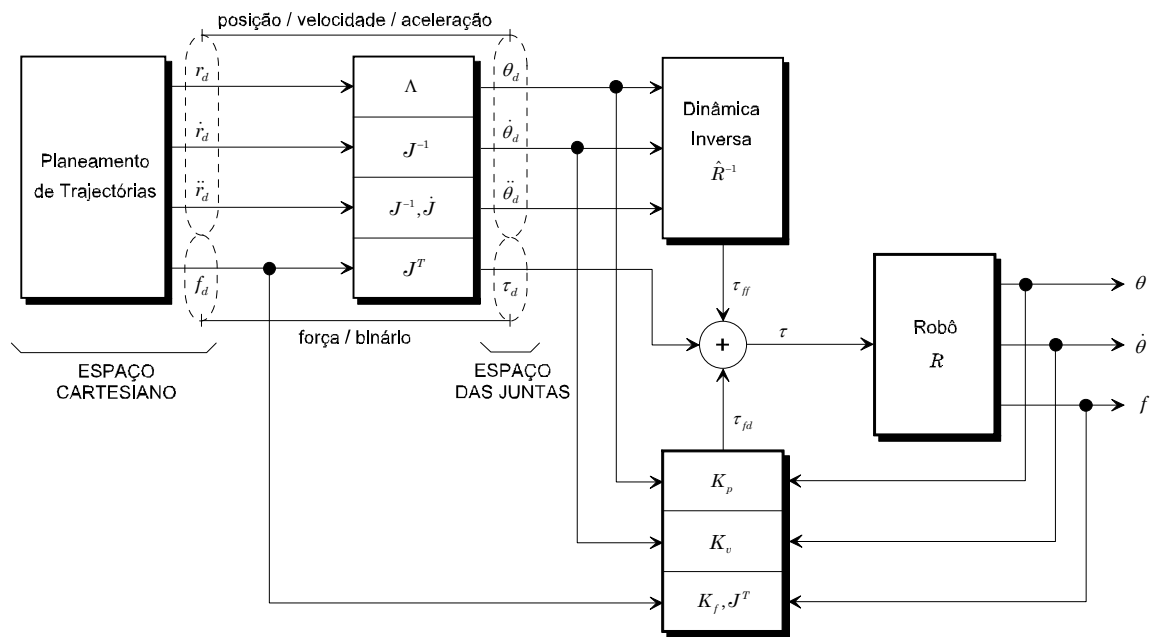


Figura 5.1 – Diagrama de blocos de um controlador posição/força clássico.

O planeamento de trajectórias consiste na especificação, espacial e temporal, do movimento do robô em relação a um sistema de coordenadas de referência. Tipicamente, o planeamento é expresso em coordenadas operacionais e tem como função dominante especificar um conjunto de variáveis desejadas (referências de posição  $r_d$ , velocidade  $\dot{r}_d$ , aceleração  $\ddot{r}_d$  e força  $f_d$ ) como entrada para o controlador. Uma razão para efectuar o planeamento em coordenadas operacionais é a facilidade de separar as variáveis controladas em posição daquelas controladas em força.

Para levar a cabo o planeamento pretendido, as coordenadas operacionais podem ser convertidas para coordenadas das juntas. As equações de cinemática directa estabelecem a relação entre as variáveis do espaço operacional e as correspondentes variáveis das juntas:

$$r_d = f(\theta_d) \quad (5.1)$$

$$\dot{r}_d = J\dot{\theta}_d \quad (5.2)$$

$$\ddot{r}_d = J\ddot{\theta}_d + \dot{J}\dot{\theta}_d \quad (5.3)$$

A função  $f$  é uma transformação não linear do espaço das juntas para o espaço Cartesiano que depende dos parâmetros cinemáticos do robô. As equações de cinemática directa relativas às velocidades e acelerações expressam relações lineares com a ajuda da matriz Jacobiana  $J_{ij} = \partial f_i / \partial \theta_j$ . As equações de cinemática inversa, necessárias para converter a trajectória Cartesiana para variáveis das juntas, são obtidas invertendo as relações de cinemática directa:

$$\theta_d = \Lambda(x_d) \quad (5.4)$$

$$\dot{\theta}_d = J^{-1} \cdot \dot{x}_d \quad (5.5)$$

$$\ddot{\theta}_d = J^{-1} \cdot (\ddot{x}_d - \dot{J}\dot{\theta}_d) \quad (5.6)$$

A função não linear  $\Lambda = f^{-1}$  representa um mapeamento de um para vários, sendo problemática uma vez que não dá indicação do modo de seleccionar a solução óptima. Por outro lado, a força desejada  $f_d$  pode ser transformada directamente em binários das juntas  $\tau_d$  usando o Jacobiano transposto  $J^T$ , através da relação matemática:

$$\tau_d = J^T f_d \quad (5.7)$$

Depois das transformações da cinemática inversa e da estática, o próximo passo consiste em fornecer os comandos apropriados aos actuadores. A aproximação usual é

o controlo com realimentação que gera estes comandos medindo a diferença entre os valores desejados e os reais em todos os instantes de tempo e usa um algoritmo com base nesse erro como acção de controlo. Na Figura 5.1 o controlo com realimentação está indicado pelo bloco que contém os ganhos  $K_p$  (para o erro de posição),  $K_v$  (para o erro de velocidade) e  $K_f$  (para o erro de força). O termo de realimentação  $\tau_{fd}$  permite compensar perturbações não previstas e erros de modelização.

Uma aproximação usada frequentemente para reduzir os erros que são necessários corrigir com a realimentação, é o controlo de compensação por antecipação (*feedforward*) que usa um modelo dinâmico  $\hat{R}$  para prever os comandos necessários para o movimento desejado. A dinâmica directa  $R$  refere-se à transformação entre a entrada (binários nas juntas) e a saída (movimento das juntas) do robô. Uma vez que a dinâmica do sistema não é conhecida com exactidão, somente se pode usar uma estimativa da inversa  $\hat{R}^{-1}$  para avaliar os binários directos  $\tau_{ff}$ . Assim, este esquema de controlo apresenta uma saída total  $\tau$  dada por:

$$\tau = \tau_{fd} + \tau_{ff} + \tau_d \quad (5.8)$$

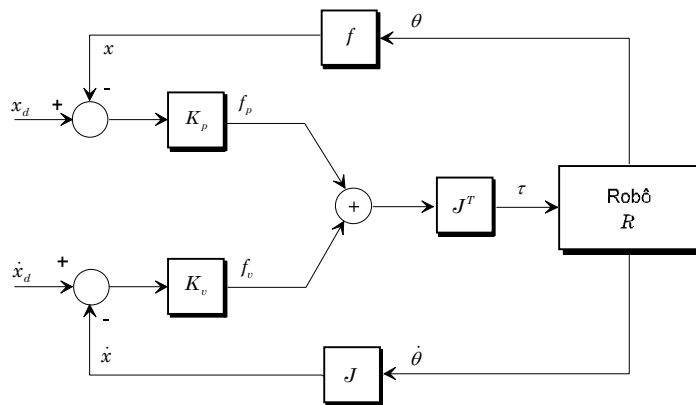
### 5.2.1 Controlo de Posição/Velocidade no Espaço Cartesiano

No controlador híbrido discutido na secção anterior, a lei de controlo deveria ser explicitada em termos de coordenadas das juntas. Contudo, existem situações em que é vantajoso expressar a lei de controlo em termos de coordenadas cartesianas, de acordo com as quais a trajectória foi planeada. Neste caso, o controlador de posição proporcional derivativo (PD) no espaço Cartesiano pode ser definido por:

$$f = K_p(x_d - x) + K_v(\dot{x}_d - \dot{x}) \quad (5.9)$$

em que  $f$  é uma força virtual que resulta do erro actual. Para avaliar esta lei de controlo, as posições e velocidades nas juntas devem ser convertidas para posições e velocidades cartesianas usando as equações de cinemática directa. Por outro lado, existem várias formas para converter a força  $f$  em binários a aplicar ao robô. Uma possibilidade é usar o Jacobiano transposto:

$$\tau = J^T [K_p(x_d - x) + K_v(\dot{x}_d - \dot{x})] \quad (5.10)$$



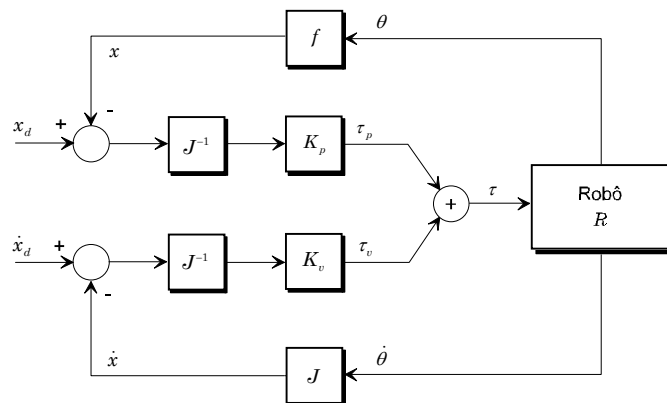
**Figura 5.2** – Controle Cartesiano de posição baseado na matriz transposta do Jacobiano.

Esta solução, ilustrada na Figura 5.2, está directamente relacionada com o controlador de rigidez de Salisbury [Salisbury80].

Outra solução é considerar que  $\delta x = x_d - x$  é um valor suficientemente pequeno para poder ser aproximado pela relação incremental  $\delta x = J\delta\theta$ , onde  $\delta\theta = \theta_d - \theta$ . De forma semelhante,  $\delta \dot{x} \approx J\delta\dot{\theta}$  onde  $\delta \dot{x} = \dot{x}_d - \dot{x}$  e  $\delta \dot{\theta} = \dot{\theta}_d - \dot{\theta}$ . Nesta abordagem, os ganhos  $K_p$  e  $K_v$  são interpretados como ganhos de posição e velocidade nas juntas e a lei de controlo obedece a uma expressão da forma:

$$\tau = K_p J^{-1}(x_d - x) + K_v J^{-1}(\dot{x}_d - \dot{x}) \quad (5.11)$$

A Figura 5.3 mostra a estrutura do controlador sendo evidente a similaridade com o controlador híbrido posição/força de Raibert e Craig [Raibert81]. Estas implementações, no espaço Cartesiano, resultam em controladores puramente realimentados que não incorporam um modelo dinâmico do robô.



**Figura 5.3** – Controle Cartesiano de posição baseado na matriz inversa do Jacobiano.

Uma estratégia alternativa consiste em definir um controlador de posição no espaço Cartesiano análogo ao esquema de compensação por “*feedforward*” e ao método do binário calculado. Uma solução é implementar o controlo “*resolved acceleration*” (Figura 5.4) em que a trajectória desejada e a lei de realimentação são expressas em termos de coordenadas da tarefa:

$$\ddot{x}^* = \ddot{x}_d + K_p(x_d - x) + K_v(\dot{x}_d - \dot{x}) \quad (5.12)$$

As transformações de cinemática directa são necessárias para calcular a posição e a velocidade da extremidade do robô, ao passo que as transformações de cinemática inversa são necessárias para converter a aceleração nominal da extremidade para aceleração nominal nas juntas. A aceleração nominal nas juntas é então usada na dinâmica inversa para produzir o binário de acordo com as equações:

$$\ddot{\theta}^* = J^{-1}(\ddot{x}^* - \dot{J}\dot{\theta}) \quad (5.13)$$

$$\tau = \hat{R}^{-1}(\theta, \dot{\theta}, \ddot{\theta}^*) \quad (5.14)$$

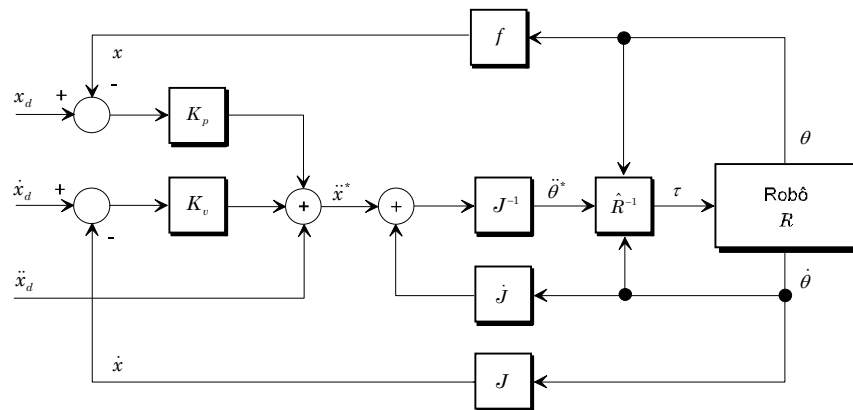


Figura 5.4 – Controlo de posição “*Resolved-Acceleration*”.

### 5.2.2 Controlo de Força

Nas últimas décadas o controlo de força tem merecido uma grande atenção por parte da comunidade científica como resultado do crescente interesse da aplicação de sistemas robóticos na realização de tarefas que envolvem algum tipo de interacção com o ambiente (e.g., polimento, corte, locomoção, etc). A implementação destas tarefas exige que o robô, para além de realizar tarefas definidas pela posição, proporcione a força necessária para ultrapassar a resistência imposta ou a acomodar-se ao ambiente. Deste modo, o controlo de força é a forma mais geral de controlo de

trajectória em que, para além das variáveis de posição, velocidade e aceleração existem, adicionalmente, variáveis de força/binário a planear e a controlar.

Apesar da diversidade de aproximações, a maioria dos algoritmos de controlo de força podem ser divididos em duas categorias: o controlo híbrido posição/força proposto inicialmente por Raibert e Craig [Raibert81] e o controlo de impedância estabelecido por Hogan [Hogan85]. Com base nestas aproximações têm sido introduzidas generalizações, extensões e modificações que reflectem as diferentes condições de aplicação das mesmas. A selecção do tipo de sinais medidos à saída (posição, velocidade, aceleração e força) e a escolha dos sinais de entrada (referências) resultam em diferentes métodos de controlo que podem ser classificados de acordo com:

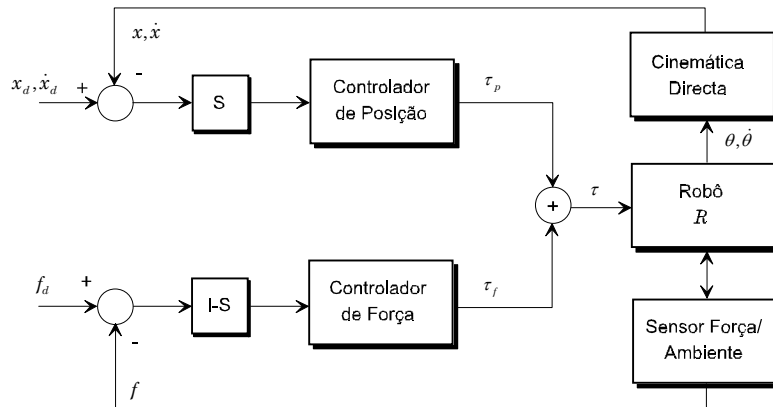
- Métodos que envolvem a relação entre posição/velocidade do elemento terminal e a força aplicada no ambiente – controlo de admitância [Whitney77], controlo de rigidez [Salisbury80], e controlo de impedância [Hogan85].
- Métodos que envolvem o controlo directo da posição e/ou força – controlo híbrido posição/força [Raibert81], controlo híbrido de impedância [Anderson88] e controlo explícito de força [Volpe93].

Nas próximas subsecções são discutidos os princípios fundamentais associados ao controlo híbrido e ao controlo de impedância, com a exposição das suas similaridades e diferenças mais importantes.

### 5.2.2.1 Controladores Híbridos

No controlo híbrido é preciso seleccionar a direcção segundo a qual é controlada a posição do elemento terminal e a direcção segundo a qual é controlada a força exercida pelo elemento terminal sobre o objecto (ou ambiente). Este método combina as informações de posição e de força com base na decomposição ortogonal do espaço de trabalho (conceito de Mason [Mason81]). De acordo com a geometria da tarefa, o ambiente impõe ao robô restrições naturais (de posição ou de força) em direcções particulares. Assim, para cada uma destas direcções só podem ser controladas as variáveis não restringidas. O processo de decomposição do espaço pressupõe um conhecimento exacto do modelo do ambiente. Tal como ilustra a Figura 5.5, estes controladores apresentam, usualmente, duas malhas de realimentação separadas que reflectem a independência entre as variáveis de posição e de força.



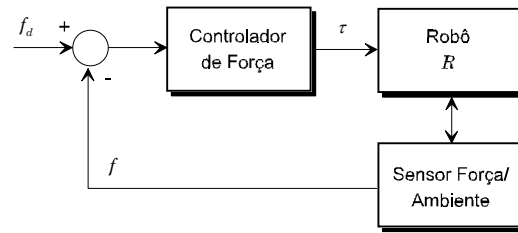


**Figura 5.5** – Diagrama de blocos do controlador híbrido no espaço Cartesiano.

A definição dos sub-espacos controlados em posição e força é estabelecida de acordo com uma matriz de selecção  $S$ . Assim, a matriz diagonal  $S$  selecciona os sub-espacos que serão controlados em posição e a matriz complementar  $I-S$  selecciona aqueles controlados em força ( $I$  é a matriz identidade). Em consequência deste desacoplamento, as leis de controlo para cada sub-espaco podem ser implementadas de forma independente. Em geral, no anel de controlo de posição são usados algoritmos do tipo PD. Por outro lado, no anel de controlo de força utiliza-se uma lei de controlo do tipo PI devido ao facto do ruído no sinal de força desaconselhar a utilização da acção derivativa. Além disso, a acção integral é importante para minimizar o erro de seguimento, enquanto a acção derivativa é desejável para obter respostas rápidas. Finalmente, as leis de controlo implementadas geram os binários de posição  $\tau_p$  e força  $\tau_f$  que, uma vez somados, resultam no comando a aplicar às juntas do robô:

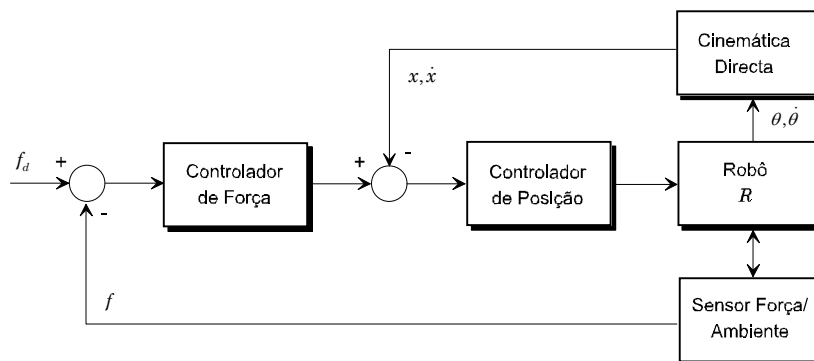
$$\tau = \tau_p + \tau_f \quad (5.15)$$

O desempenho destes controladores está dependente da lei de controlo a especificar em cada anel. Assim, no caso do anel de força é possível diferenciar entre o controlo de força por comando de força (directo) ou posição (indirecto). O diagrama de blocos do controlador directo de força está representado na Figura 5.6. Neste esquema, a medida de força é usada directamente como sinal de realimentação de forma a obter um vector de erro de força usado pelo controlador para produzir, directamente, os binários para os actuadores. A lei de controlo é normalmente baseada nas acções proporcional e integral (PI).



**Figura 5.6** – Diagrama de blocos do controlador directo de força.

Em alternativa, o erro de força pode ser convertido numa referência de posição para um anel de controlo interno (Figura 5.7). O desempenho deste esquema hierárquico foi investigado por De Schutter e Van Brussel [DeSchutter88] e, em particular, o papel da elasticidade entre o robô e o ambiente.

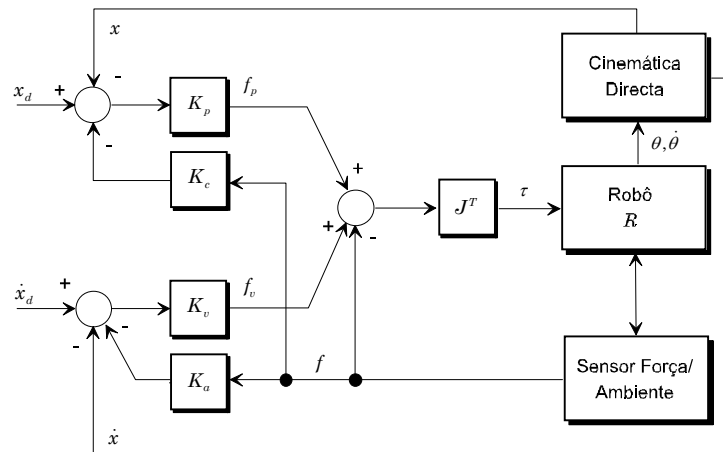


**Figura 5.7** – Diagrama de blocos do controlador indirecto de força.

### 5.2.2.2 Controladores de Impedância

A filosofia do controlo de impedância passa pela especificação e controlo do comportamento dinâmico do robô. Apesar de não ser possível controlar de forma simultânea e independente a posição e a força, numa mesma direcção, Hogan [Hogan85] verificou que a regulação da relação dinâmica que se estabelece entre ambas permite o controlo da interacção dinâmica. Esta relação entre a posição do elemento terminal (desvio em relação à referência) e a força de interacção com o ambiente é designada por impedância mecânica do robô.

Na sua forma mais simples (Figura 5.8), este controlador assemelha-se ao controlo de posição em que as referências são modificadas em função da impedância desejada e das forças geradas pelo contacto com o ambiente. Neste esquema, as modificações na referência de posição e de velocidade são obtidas através, respectivamente, das matrizes de acomodação  $K_c$  e de admitância  $K_a$ .



**Figura 5.8** – Diagrama de blocos do controlador de impedância no espaço Cartesiano.

A lei de controlo pode ser expressa pela equação:

$$\tau = J^T [K_p(x_d - x - K_c f) + K_v(\dot{x}_d - \dot{x} - K_a f)] \quad (5.16)$$

Nesta caso, as posições são comandadas e as impedâncias ajustadas para obter uma força de contacto que dependerá das características do robô e do ambiente. Numa situação ideal, em que o ambiente é modelizado de um modo perfeito, os ganhos podem ser calculados de forma atingir a resposta de força desejada. Contudo, na presença de erros de modelização pode ser difícil uma regulação precisa das forças de interacção. Esta limitação do controlador de impedância clássico torna-o indicado para tarefas nas quais o robô deve impor o movimento sobre o objecto com uma boa acomodação às forças externas (*e.g.*, manipulação e transporte de um objecto). Por outro lado, a ausência de referências de força (controlo directo de força) é compensada pelo facto de não ser necessária a comutação da estrutura nas fases de transição entre movimento no espaço livre e movimento constrangido.

Uma outra abordagem inserida neste contexto é o controlo de admitância. A admitância é definida como o inverso da impedância, resultando num controlador que apresenta características duais do controlo de impedância. Agora especifica-se uma referência de força e a relação dinâmica entre o erro de força e o desvio na velocidade do elemento terminal. Ao contrário do controlador de impedância, esta estratégia é indicada para impor um padrão de força nas situações em que o robô permanece em contacto com o ambiente que determina o movimento.

As limitações destas duas aproximações clássicas têm motivado o aparecimento de novas estratégias que combinam a capacidade de controlo directo de força associada aos controladores híbridos com a maior robustez dos controladores de impedância. Os conceitos básicos de controlo de força e as diferentes metodologias derivadas são descritas nos artigos de Whitney [Whitney85] e Zeng e Hemami [Zeng97].

### 5.3 Controlador Orientado por Objectivos

Os robôs de locomoção bípede exibem fenómenos cinemáticos e dinâmicos de natureza complexa que tornam difícil a sua análise e o seu controlo. Deste modo, qualquer arquitectura de controlo deve ter presente a especificidade do problema. A essência da locomoção é transportar a secção superior do corpo desde uma posição inicial até outra desejada através da acção dos membros inferiores. Conceptualmente, a concretização deste objectivo requer a consideração de três problemas: a estabilidade postural, o movimento aéreo e o contacto com o ambiente. Mais ainda, é preciso combinar vários mecanismos de controlo simultaneamente de acordo com a fase do ciclo de locomoção.

Para melhor explorar as características específicas do problema convém traçar a separação entre o planeamento e o controlo do movimento. De um modo abstracto, os processos de planeamento geram os objectivos ou intenções de movimento. Por sua vez, os processos de controlo asseguram que todas os aspectos do movimento planeado sejam levados a cabo através da coordenação de um conjunto de acções. No controlo clássico existe um afastamento entre os diferentes níveis, incluindo o planeamento, o controlo, os sensores e o próprio sistema. Assim, uma situação em que o movimento se desvia do planeado pode corresponder a uma falha dos processos de planeamento ou de controlo. Se o robô escorrega após um arranque rápido é porque, provavelmente, não é capaz de controlar suficientemente bem a aceleração do corpo. Se o processo de planeamento determina que andar em cima dos dedos do pé é apropriado, então, não existe nada que os processos de controlo possam fazer para o evitar.

Em relação a este paradigma têm sido introduzidas alterações a dois níveis distintos. Em primeiro lugar, é fundamental que os processos de planeamento estejam próximos do controlador, enquanto a realimentação deve, preferencialmente, fechar-se através destes. Em segundo lugar, o controlador deve ter uma dependência mínima em relação a variáveis previamente planeadas. No âmbito dos robôs bípedes são

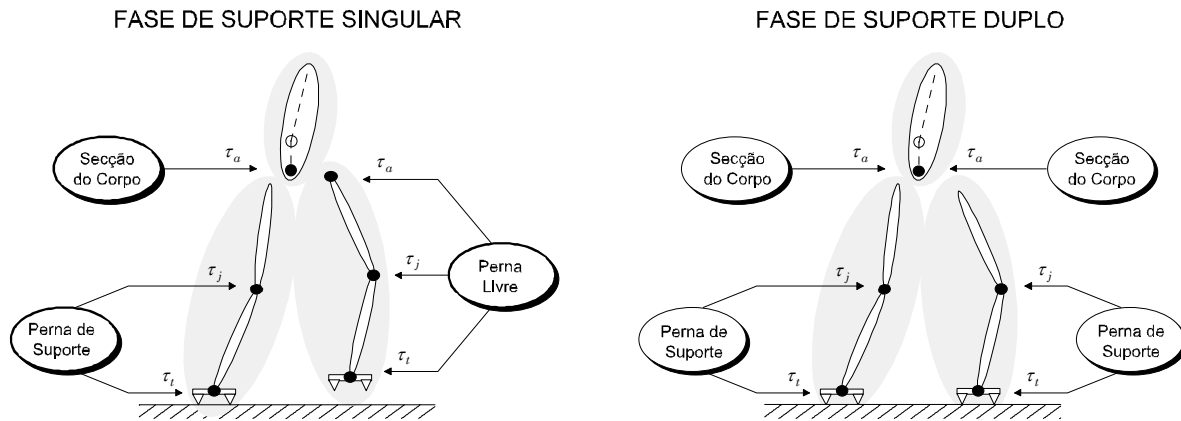
propostas duas aproximações: 1) o pré planeamento de trajectórias e a modificação das referências em tempo real [Hirai98][Huang00][Park00][Yamaguchi99]; e 2) a geração integral dos padrões de locomoção em tempo real [Chew00][Pratt98][Kajita01].

Nesta linha de ideias, esta secção apresenta os objectivos de controlo e as propriedades estruturais que servem de orientação ao desenvolvimento do controlador proposto neste trabalho. Uma vez identificada a natureza dos objectivos elementares de controlo, perspectiva-se uma solução para o problema obedecendo a uma filosofia orientada para objectivos. Finalmente, algumas das propriedades do controlador orientado por objectivos (COO) são investigadas com base na implementação de um controlador de posição/velocidade no espaço Cartesiano.

### 5.3.1 Objectivos Elementares vs. Decomposição Estrutural e Funcional

A definição dos objectivos elementares está directamente relacionada com a decomposição do robô bípede nos seus constituintes estruturais e funcionais. Apesar de ser possível estudá-los de forma combinada, esta separação permite que os objectivos de controlo sejam mais facilmente decompostos em termos de acções individuais dos seus actuadores. Nesta conformidade, o modelo bípede é decomposto em três subsistemas: perna de suporte, perna livre e secção do corpo. Na locomoção bípede ressalta, desde logo, a mudança na estrutura mecânica que ocorre em consequência do robô ser alternadamente suportado por um dos pés ou por ambos os pés. Mais ainda, o comportamento de cada membro inferior pode ser encarado como híbrido, envolvendo a concatenação de duas fases dinâmicas contínuas – fase de suporte e fase aérea – sendo a transição desencadeada por eventos discretos. Por um lado, no fim da fase aérea a perna colide com o solo e, por outro lado, no fim da fase de suporte a perna quebra esse contacto.

A Figura 5.9 ilustra o resultado desta decomposição estrutural nas situações de suporte singular (SS) e duplo suporte (DS). Na fase de SS todo o peso do sistema é suportado por uma das pernas. A perna de suporte tem como função impulsionar a secção do corpo na direcção pretendida, enquanto assegura um apoio estável para o resto do sistema. Os graus de liberdade do tornozelo e joelho devem permitir conciliar estes dois objectivos, ou seja, a mobilidade da anca e o equilíbrio estático do pé. De forma combinada, a perna livre move-se para diante em preparação para o próximo passo, tendo a preocupação acrescida de evitar qualquer contacto accidental com o solo.



**Figura 5.9** – Decomposição estrutural do robô bípede nas fases de SS e DS.

No Capítulo 4 foi demonstrada a influência do movimento da secção superior do corpo nas condições de estabilidade postural. No modelo com 6 gdl, o actuador da anca (secção do corpo) deve regular a inclinação desejado para o tronco e, simultaneamente, contrabalançar o movimento da perna livre. Um dos objectivos das próximas secções é explorar um modelo que incorpore 3 gdl na anca (modelo mais próximo do ser humano) possibilitando a realização de movimentos independentes.

Por outro lado, durante a fase de duplo suporte ocorre a troca no papel atribuído a cada perna com a transferência de suporte. Idealmente, espera-se obter uma transferência de funcionalidade suave de tal forma que a secção do tronco permaneça insensível ao que se passa ao nível dos seus membros. Contudo, a presença de uma cadeia cinemática fechada impõem um certo número restrições entre as variáveis de estado (coordenadas) que fazem baixar a ordem do sistema. Adicionalmente, deixa de haver um único conjunto de binários e forças de reacção associado a um dado movimento. Para resolver este problema é necessário especificar a forma como as forças de reacção são divididas entre as duas pernas (dinâmica inversa), ou medir directamente as forças que agem sobre cada um dos pés (dinâmica directa).

Como resultado desta discussão, é possível identificar um conjunto de objectivos elementares de controlo:

- A altura da trajectória da anca.
- A estabilidade postural da secção superior do corpo.
- A velocidade de progressão do sistema.
- A adequada colocação da perna livre e a passagem de suporte entre pernas.
- A estabilidade rotacional do(s) pé(s) de suporte.

Todos os robôs bípedes partilham estes objectivos, apenas diferindo na forma como solucionam cada problema. Se por um lado a altura da anca e a postura da secção do corpo são objectivos mais simples de alcançar, o controlo da velocidade de progressão apresenta alguma complexidade adicional. A justificação prende-se com o facto de existirem vários mecanismos de controlo de velocidade que operam dentro de um sistema dinâmico não linear, multidimensional e fortemente acoplado. Em termos globais, o controlo da perna livre é a chave para a obtenção deste objectivo. Contudo, existem outros mecanismos que afectam a velocidade global de progressão, tais como o movimento do tronco, a actuação no tornozelo de suporte, os impactos e a fase de duplo suporte. Estes mecanismos têm efeitos secundários que podem ser explorados para melhorar a regulação de velocidade, embora sejam insuficientes no caso do controlo da perna livre falhar. O outro problema dominante é o equilíbrio estático do pé de suporte ao longo do ciclo de locomoção. Entre as soluções propostas destacam-se a avaliação e controlo do centro de pressão [Hirai98], a limitação nos binários do tornozelo [Yi96] e a compensação dos movimento do tronco [Yamaguchi93♦99].

### 5.3.2 Controlador Orientado por Objectivos Baseado na Posição

Alguns dos objectivos delineados podem ser investigados com base na implementação de um controlador de posição. Nesta subsecção, o estudo do comportamento do sistema é confinado às situações que exigem pouca interacção com o ambiente, envolvendo somente um controlo de variáveis de posição. Com este propósito toda a atenção é colocada na fase de suporte singular (SS), enquanto se ignoram os eventos de impacto e de transferência de suporte. Para além destas simplificações, a exclusão da fase de DS exige uma escolha atenta dos parâmetros de locomoção, para que o planeamento de trajectórias, só por si, possa assegurar a estabilidade postural.

O planeamento do movimento é acompanhado pela especificação das trajectórias Cartesianas do tronco (*C*), da anca (*A*) e da extremidade inferior da perna livre (*T*). Por sua vez, os processos de controlo têm a responsabilidade de assegurar que todos os aspectos do movimento planeado sejam levados a cabo. Assim, o sistema de controlo é baseado no seguimento de trajectórias com atenção dedicada ao gerador de trajectórias de referência e sem considerar o ambiente. O diagrama de blocos do controlador Cartesiano de posição/velocidade está representado na Figura 5.10, sendo privilegiada a integração dos objectivos já enumerados.

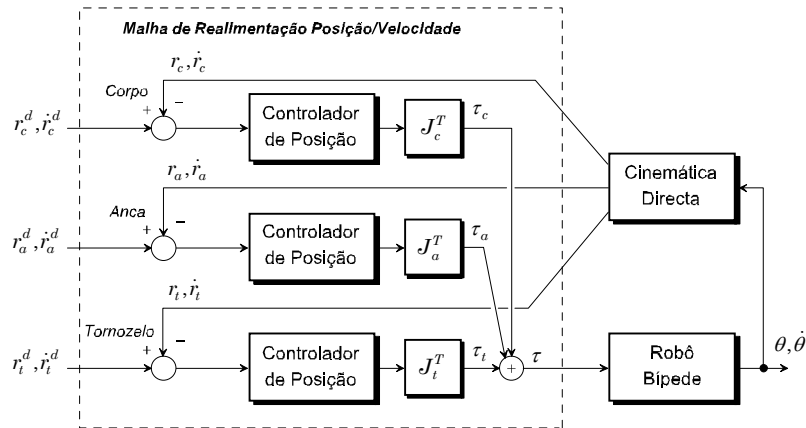


Figura 5.10 – Diagrama de blocos do controlador Cartesiano de posição.

O controlador Cartesiano de posição usa o Jacobiano transposto para gerar os comandos de saída para os actuadores. Como resultado, as três malhas de realimentação são somadas para se obter:

$$\tau = \tau_c + \tau_a + \tau_t \tag{5.17}$$

em que  $\tau_c$ ,  $\tau_a$  e  $\tau_t$  são as contribuições individuais de cada um dos objectivos de entrada para o binário final. Para clarificar estas ideias, representa-se na Figura 5.11 o fluxo de informação relativa a um ciclo completo de locomoção (os símbolos  $D$  e  $E$  referem-se à perna direita e esquerda, respectivamente). O Jacobiano transposto transforma as forças de erro à saída de cada controlador em binários a aplicar nas juntas. Estas transformações estão representadas pelas linhas a tracejado desde as coordenadas desejadas de entrada até à base no pé de suporte.

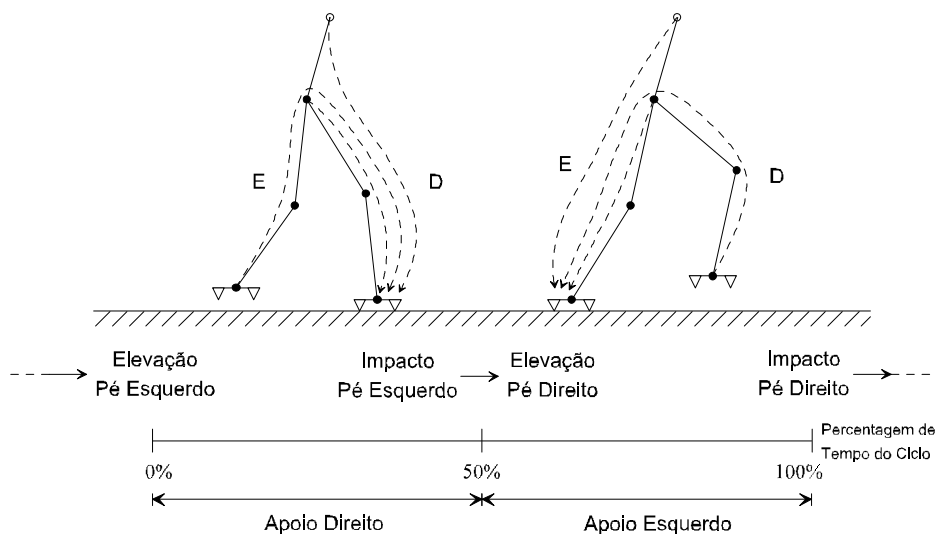


Figura 5.11 – Actividade do controlador e fluxo de informação durante um ciclo completo.



O método de controlo proposto é agora aplicado ao modelo bípede com 6 gdl e actuado ao nível do tornozelo, do joelho e da anca. Os parâmetros internos do modelo mantêm os valores usados como referência no Capítulo 4 (Tabela 5.1). Assim, o robô tem um peso total de  $70\text{Kg}$ , pés com massa nula e uma altura máxima de  $1,3\text{m}$ . A simulação é realizada considerando uma percentagem de DS igual a zero e usando os parâmetros de locomoção descritos na Tabela 5.1. Para uma velocidade média de  $V_p = 0,5\text{m/s}$  e um passo de  $L_p = 0,2\text{m}$  foi ainda determinada a compensação a aplicar no movimento horizontal da anca ( $V_r, FV_r$ ) que maximiza o critério de estabilidade.

PARÂMETRO	PÉ	PERNA	COXA	TRONCO
Massa	$m_b = 0,0\text{Kg}$	$m_p = 4,0\text{Kg}$	$m_c = 7,5\text{Kg}$	$m_t = 47,0\text{Kg}$
Comprimento	$l_b = 0,24\text{m}$	$l_p = 0,5\text{m}$	$l_c = 0,5\text{m}$	$l_t = 0,3\text{m}$

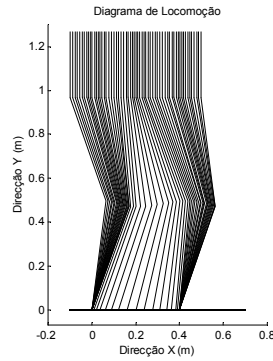
$V_p$ (m/s)	$L_p$ (m)	$A_h$ (m)	$A_r$ (m)	$V_r$ (m/s)	$FV_r$ (°)	$P_e$ (m)
0,5	0,2	0,97	0,0	0,15	166,0	0,0

**Tabela 5.1** – Parâmetros de massa, comprimento dos elos e locomoção usados em simulação.

Adicionalmente, são introduzidas algumas simplificações na abordagem do problema da interação do robô com o ambiente:

- A superfície de contacto é rígida e indeformável, *i.e.*, o contacto é tratado como um constrangimento cinemático.
- O pé livre pode permanecer em contacto ou descer abaixo do solo ( $P_e = 0\text{m}$ ).
- O contacto do pé livre com o solo é estabelecido com base no tempo decorrido.
- No instante imediatamente a seguir ao impacto com o solo a velocidade do pé é colocada a zero (dando origem a descontinuidades na transição de suporte).
- O coeficiente de atrito entre as superfícies de contacto é suficientemente elevado para evitar escorregamentos.

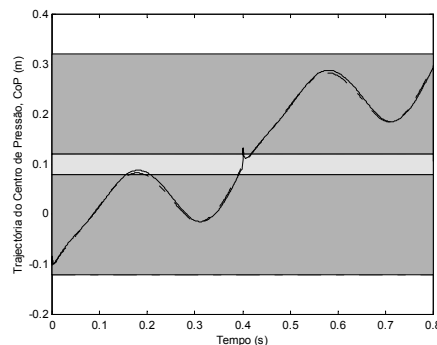
Este controlador não incorpora qualquer mecanismo para assegurar o equilíbrio estático do pé de suporte. Isto significa que o sucesso da tarefa depende da capacidade de controlo do resto do sistema. Para ilustrar o desempenho do controlador de posição o robô bípede é simulado ao longo de um ciclo completo.



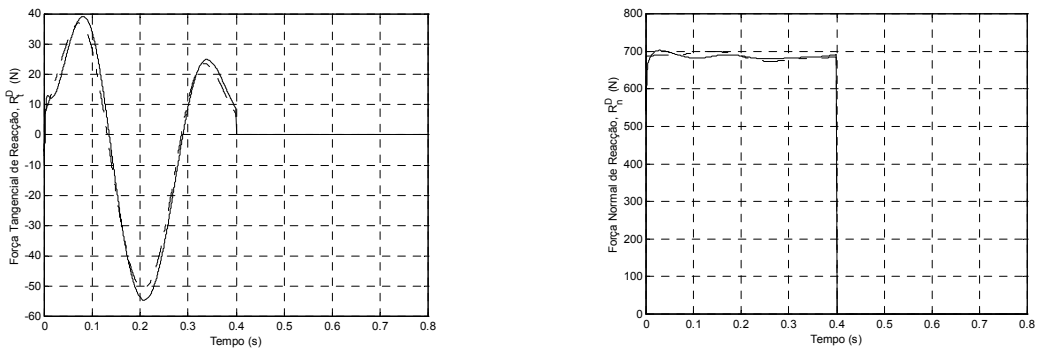
**Figura 5.12** – Diagrama de locomoção em resultado da simulação do movimento.

O movimento inicia-se no instante  $t=0s$  com a elevação da perna esquerda, enquanto a transição de suporte ocorre de forma instantânea a meio do ciclo ( $t=0,4s$ ). Os resultados seguintes são obtidos após o robô ter andado o número de passos necessários para que os transitórios iniciais desapareçam. O diagrama de locomoção da Figura 5.12 ilustra o comportamento dinâmico da perna direita em resultado da simulação do movimento. De referir que os controladores de posição, do tipo PD, usam uma frequência de amostragem de  $f_c=10KHz$ , enquanto a frequência de simulação adoptada é  $f_s=100KHz$ .

A evolução temporal do centro de pressão (Figura 5.13) é um indicador de como o controlador de posição é capaz de manter a condição de estabilidade postural essencial ao movimento. As restrições impostas no instante de transição determinam descontinuidades bem visíveis nos gráficos relativos à força de reacção do solo sobre a perna direita (Figura 5.14).



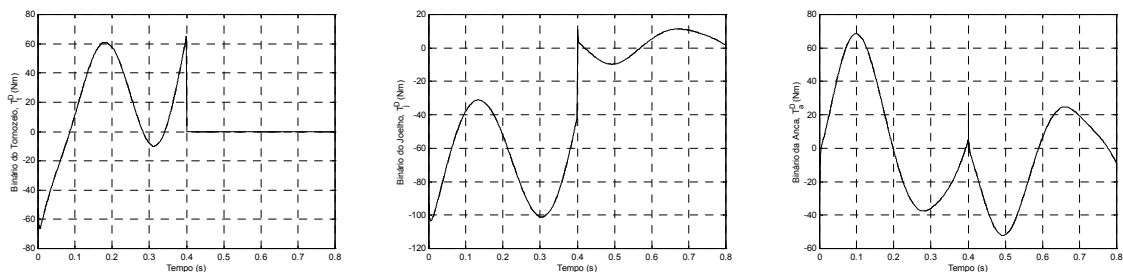
**Figura 5.13** – Evolução temporal do centro de pressão CoP ao longo do ciclo completo (a tracejado representa-se a curva obtida no estudo da dinâmica inversa e a sombreado representa-se a localização dos pés e a zona de sobreposição).



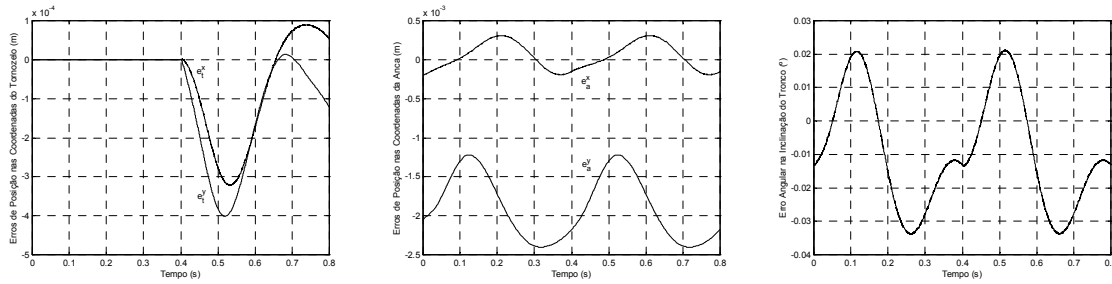
**Figura 5.14** – Componentes tangencial e normal da força de reacção do solo ao longo do ciclo completo (a tracejado representa-se a curva obtida pelo estudo da dinâmica inversa).

Desta experiência resulta ainda a evolução temporal dos binários exigidos aos actuadores do tornozelo, do joelho e da anca (Figura 5.15). Por um lado, na fase de suporte (intervalo de  $0 \leq t < 0,4s$ ) verifica-se uma distribuição equilibrada dos binários pelos três actuadores. Por outro lado, na fase aérea (intervalo de  $0,4s \leq t < 0,8s$ ) apenas a junta da anca fica sujeita a solicitações mais significativas.

A observação, na Figura 5.16, dos erros entre a trajectória obtida e a usada como referência fornece uma medida do desempenho ao nível das coordenadas do tornozelo, anca e tronco. Maiores ganhos na acção de controlo ( $K_p > 50000, K_v > 1000$ ) permitem um melhor acompanhamento do modelo ideal. Contudo, para uma locomoção suave é importante evitar ganhos elevados nas juntas próximas do solo que causam problemas de escorregamento e rotação incontroável. Um fenómeno relevante é a existência de um erro médio na coordenada vertical da anca,  $e_a^y$ , em relação à altura da anca desejada ( $A_h = 0,97m$ ).



**Figura 5.15** – Evolução temporal dos binários nas juntas da anca, joelho e tornozelo da perna direita ao longo do ciclo completo.

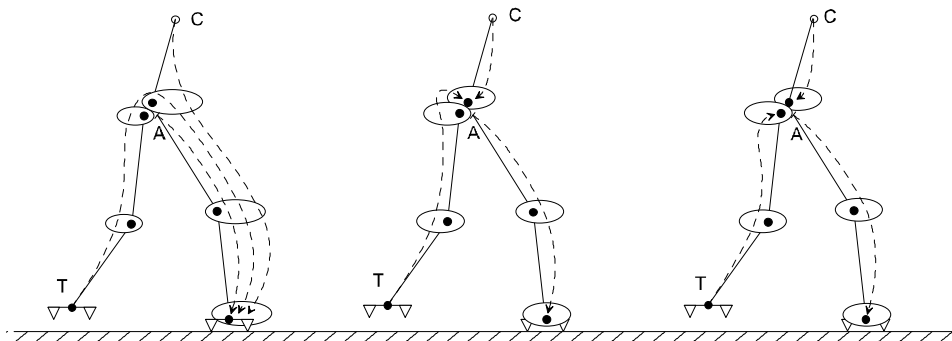


**Figura 5.16** – Erros de posição nas coordenadas do tornozelo (perna direita) e da anca e erro angular na inclinação do tronco.

Esta situação pode ser corrigida se o controlador incluir, por exemplo, a coordenada do joelho como nova variável de entrada. Aliás, este facto está de acordo com a observação da importância das juntas do joelho no movimento vertical do sistema. Ao mesmo tempo, pode levantar-se a questão de saber quais as coordenadas de entrada mais adequadas. Para além do número de malhas de realimentação, outra alteração ao controlador proposto é o peso atribuído a cada uma destas contribuições na obtenção dos binários de saída. Assim, considera-se um máximo de cinco malhas de realimentação relacionadas com as coordenadas do joelho direito ( $J^D$ ), da anca (A), do tronco (C), do joelho esquerdo ( $J^E$ ) e do tornozelo esquerdo (T). Na sua forma geral, o vector de binários pode ser expresso mediante a equação:

$$\tau = I_m^j \cdot \tau_j^D + I_m^a \cdot \tau_a + I_m^c \cdot \tau_c + I_m^j \cdot \tau_j^E + I_m^t \cdot \tau_t \tag{5.18}$$

em que  $I_m$  são matrizes identidade cujos elementos da diagonal principal são modificados pelos pesos atribuídos – “0” sem contribuição ou “1” com contribuição. A Figura 5.17 ilustra o fluxo de informação presente nas situações em estudo.



**Figura 5.17** – Formas de distribuir as contribuições individuais: as linhas a tracejado partem das coordenadas da anca (A), corpo (C) e tornozelo (T) e evoluem ao longo da estrutura.

A redundância inerente à estrutura de controle será usada para verificar até que ponto o acoplamento entre os três subsistemas que formam o robô é, ou não, compatível com a existência de blocos independentes associados a cada subsistema. Nesse sentido, foram experimentadas várias combinações na estrutura de controle, mantendo constantes os valores dos parâmetros do controlador. Os resultados apresentados na Tabela 5.2 referem-se ao estudo da estrutura de controle com a avaliação dos erros quadráticos médios nas variáveis de posição e velocidade ao nível da anca, do corpo e da extremidade do pé livre. As três situações em estudo evoluem no sentido de relacionar certas coordenadas de entrada com a actividade de um único subsistema. As linhas na Tabela 5.2 que aparecem sombreadas apresentam os resultados obtidos incluindo as coordenadas dos joelhos ( $J^D$  e  $J^E$ ).

ESTRUTURA DE CONTROLO					$\xi_a^x$	$\xi_a^y$	$\xi_c^x$	$\xi_c^y$	$\xi_t^x$	$\xi_t^y$
$\tau_t^D$	$\tau_j^D$	$\tau_a^D$	$\tau_a^E$	$\tau_j^E$	$\xi_a^{\dot{x}}$	$\xi_a^{\dot{y}}$	$\xi_c^{\dot{x}}$	$\xi_c^{\dot{y}}$	$\xi_t^{\dot{x}}$	$\xi_t^{\dot{y}}$
J A C J T	J A C J T	J A C J T	J A C J T	J A C J T	0,38	0,41	0,18	0,41	0,10	0,18
1 1 1 1 1	_ 1 1 1 1	_ _ 1 1 1	_ _ _ 1 1	_ _ _ _ 1	0,64	0,81	2,89	0,81	1,15	1,17
J A C J T	J A C J T	J A C J T	J A C J T	J A C J T	0,13	0,92	0,18	0,92	0,12	0,17
0 1 1 0 1	_ 1 1 0 1	_ _ 1 0 1	_ _ _ 0 1	_ _ _ _ 1	1,30	1,08	2,92	1,08	1,59	1,94
J A C J T	J A C J T	J A C J T	J A C J T	J A C J T	0,55	0,69	0,18	0,69	0,11	0,27
1 1 0 0 0	_ 1 0 0 0	_ _ 1 1 1	_ _ _ 1 1	_ _ _ _ 1	3,32	2,05	2,84	2,05	1,20	1,77
J A C J T	J A C J T	J A C J T	J A C J T	J A C J T	0,18	1,94	0,18	1,94	0,13	0,17
0 1 0 0 0	_ 1 0 0 0	_ _ 1 0 1	_ _ _ 0 1	_ _ _ _ 1	2,86	6,60	2,91	6,60	1,61	1,94
J A C J T	J A C J T	J A C J T	J A C J T	J A C J T	0,56	0,69	0,58	0,69	0,11	0,27
1 1 0 0 0	_ 1 0 0 0	_ _ 1 0 0	_ _ _ 1 1	_ _ _ _ 1	3,93	2,20	8,81	2,22	1,20	1,80
J A C J T	J A C J T	J A C J T	J A C J T	J A C J T	0,20	1,94	0,58	1,94	0,13	0,17
0 1 0 0 0	_ 1 0 0 0	_ _ 1 0 0	_ _ _ 0 1	_ _ _ _ 1	3,32	6,84	8,97	6,83	1,61	1,94

**Tabela 5.2** – Avaliação dos erros quadráticos médios nas variáveis de posição (expressos em  $mm$ ) e velocidade (expressos em  $mm/s$ ) do tornozelo, da anca e do tronco. A estrutura de controle é modificada de acordo com os valores da diagonal principal (o símbolo \_ indica que pode tomar qualquer valor).

Estes cálculos fornecem uma medida da capacidade de controlo e uma intuição heurística para as opções de controlo a usar posteriormente:

- A atribuição, em exclusivo, da regulação dos objectivos de controlo na secção da anca (*i.e.*, altura da anca e velocidade de progressão) aos gdl da perna de suporte origina erros de posição e velocidade comparativamente maiores.
- O desempenho da perna livre é praticamente constante nas três situações, ou seja, na fase aérea permanece insensível ao comportamento verificado ao nível da anca.
- A informação das coordenadas do joelho tem um impacto significativo na diminuição dos erros ao longo da componente vertical (com influência no impacto).

#### 5.4 Controlador Baseado nas Forças de Interação

Muitos dos sistemas de controlo propostos em trabalhos anteriores são baseados na regulação das trajectórias nas juntas, sendo a atenção colocada no gerador de trajectórias de referência [Furusho86][Yamaguchi93][Nishiwaki00] e na simplificação dos modelos [Chew99][Kajita92]. Apesar dos refinamentos introduzidos com a aplicação de conceitos de controlo robusto ou controlo adaptativo, a capacidade de interacção com o ambiente apresenta fortes limitações. Deste modo, têm sido introduzidas alterações marcadas pelo crescente grau de importância atribuído ao ambiente e às forças de interacção que se estabelecem [Blajer92][Fujimoto86♦98][Hirai98][Kawaji97][Park99]. Este parece ser o caminho natural no sentido de se poder explorar a vantagem e a utilidade dos sistemas de pernas relacionadas com a sua superior mobilidade e adaptabilidade em ambientes não estruturados.

O caminho proposto como uma solução possível consiste em encarar o problema da locomoção bípede em função de dois actores principais – o robô e o ambiente – e da relação que se estabelece ao longo das interacções naturais. Por um lado, a locomoção é assegurada pelos diversos actuadores e, por outro lado, é moderada pelos constrangimentos ambientais. Assim, o movimento resultante está dependente de dois factores determinantes: as características estruturais e funcionais do controlador e os fenómenos físicos envolvidos, tais como a gravidade, o atrito e a reacção do solo.

Do ponto de vista mecânico, o movimento pode ser interpretado como o resultado de modificações nas condições de equilíbrio dentro do campo de forças em que o sistema se encontra. Por um lado, as forças externas, ou seja, a gravidade e as forças de

reacção do solo e, por outro, as forças internas geradas pelos actuadores. Neste contexto, as forças de interacção com o meio ambiente são consideradas o elemento predominante em torno do qual evoluem novas estratégias de controlo. O desafio que se coloca é o de encontrar a melhor forma de explorar as características intrínsecas do sistema em função das interacções que se estabelecem com o ambiente (e vice-versa). Alguns testes experimentais na área da biomecânica revelam o papel funcional das forças de suporte na estabilidade e o papel dos mecanorreceptores da pele na sua avaliação e processamento. O objectivo em mente é alargar o papel das forças de interacção ao comportamento global do sistema, proporcionando níveis elevados de mobilidade, acomodação, adaptação e estabilidade postural. Neste contexto, a conexão entre as características do padrão de locomoção e a estabilidade deve emergir naturalmente como resultado das interacções dinâmicas com o ambiente.

As próximas subsecções são dedicadas a aspectos concretos da implementação do controlador orientado por objectivos baseado nas forças de interacção (COO-FI). Os aspectos discutidos centram-se nas propriedades a incorporar no controlador, na modelização do ambiente, nos requisitos sensoriais, nos fundamentos teóricos do controlo das forças de interacção e na arquitectura estrutural e funcional do controlador. As simulações numéricas subsequentes revelam os resultados da aplicação do controlador COO-FI à locomoção bípede no plano.

#### **5.4.1 Propriedades do Controlador**

Antes de avançar para a implementação do controlador importa reflectir sobre as propriedades que este deve incorporar para dar sequência aos objectivos delineados. No essencial, os aspectos mais importantes relacionam-se com a acomodação ao solo, a capacidade de adaptação ao ambiente, a eficiência energética e a estabilidade.

##### **5.4.1.1 Acomodação**

A locomoção bípede requer algum tipo de mecanismo que assegure uma conveniente acomodação do pé ao solo. Em consequência do ambiente dinâmico que se apresenta ao robô será predominante a realimentação das forças de reacção. Estas forças externas exercidas nos pés são fundamentais na regulação global do comportamento humano e serão, também, consideradas nos mecanismos artificiais em estudo. O comportamento reactivo a implementar traduz-se na valorização dos dados sensoriais

que passam a modificar de forma directa as acções de comando. O desafio será identificar os sinais apropriados a extrair do ambiente (*e.g.*, proximidade, contacto, pressão, força, etc) e seleccionar as contribuições individuais que proporcionam padrões estacionários e dinamicamente estáveis.

De acordo com esta filosofia, é conveniente que o controlador possa, em cada instante, estabelecer uma relação entre a mobilidade desejada (medida na anca) e o estado de estabilidade postural (medida pelas forças de reacção). A solução para este problema prende-se com a inclusão de um critério de estabilidade dinâmica (*e.g.*, CoP, FRI) no algoritmo de controlo. Um aspecto que ressalta desta discussão é que os processos de planeamento devem estar “próximos” do controlador e a realimentação deve, preferencialmente, fechar-se através destes. Esta proximidade é essencial para proporcionar as condições de adaptabilidade exigidas a estes sistemas de locomoção.

#### **5.4.1.2 Adaptação**

A um outro nível, a inteligência que emerge da interacção física entre o robô e o ambiente será a chave para a implementação do controlador. Dito por outras palavras, o sistema deve ser capaz de adaptar o respectivo controlo motor em resposta a alterações na dinâmica que resultam da sua interacção com o ambiente. Esta questão da adaptação automática do sistema impulsionou o desenvolvimento de uma arquitectura de controlo mais vocacionada para seguir “indicações” do que trajectórias (*i.e.*, valores numéricos). Entenda-se por indicações um conjunto de premissas em torno das quais o sistema deve evoluir de acordo com os objectivos definidos e as condições de interacção. Para isso pode ser necessário, por exemplo, estimar o peso da carga ou a aderência da superfície. Esta opção por uma dependência mínima em relação a variáveis previamente planeadas encontra um forte obstáculo no que concerne à perna livre. A perna livre deve ser conduzida para um ponto à frente do centro de massa e atingir o novo ponto de apoio em instantes bem determinados. A estratégia usada consiste no seguimento da trajectória aérea em função do tempo.

Nesta ordem de ideias, duas das propriedades a implementar na arquitectura de controlo são a flexibilidade e a abstracção. A primeira está relacionada com a capacidade de usar a mesma estrutura de controlo para fins diferentes. O aspecto de flexibilidade que interessa explorar prende-se com a mudança periódica na estrutura do controlador ao passar da fase de suporte para a fase aérea e vice-versa. Por sua



vez, a abstracção tem haver com a capacidade de independência e reorganização em relação às condições impostas pelo ambiente.

#### **5.4.1.3 Eficiência Energética**

Um dos aspectos principais da análise efectuada no capítulo anterior foi o facto de se ter privilegiado a estabilidade em detrimento de qualquer outro critério de desempenho. A questão que ficou em aberto foi a de saber até que ponto a introdução de acções de controlo pode ajudar na optimização do desempenho global. A hipótese que se levanta é que um controlador baseado na relação entre força e movimento desejado assegura níveis superiores de redundância. Para além da optimização do binómio estabilidade/eficiência, pretende-se explorar a realizabilidade de movimentos em condições de estabilidade dinâmica tidas como impossíveis à luz da análise anterior (baseada na dinâmica inversa).

#### **5.4.1.4 Estabilidade**

Uma das características dos robôs bípedes é o facto do grau de liberdade formado pelo contacto entre o pé e o solo ser unilateral e não actuado. Nesta medida, a capacidade de acomodação ao solo só pode ser afectada pelos movimentos apropriados do restante sistema (*i.e.*, acções dos gdl actuados). Em particular, o movimento do tronco pode ser explorado como mecanismo de compensação. Entretanto, se ocorrer alguma situação indesejável o sistema, como um todo, roda em torno de um ponto limite do pé e entra em processo de queda, mesmo que o seguimento de trajectórias seja favorável. Neste caso, a estabilidade global do sistema deixa de ser preservada.

Ainda relacionado com o problema do controlo, deve estabelecer-se uma definição de estabilidade aplicada à locomoção bípede. Apesar da estabilidade estática ter um significado preciso, a estabilidade dinâmica do padrão aparece, normalmente, associada à condição de equilíbrio estático do pé de suporte. Na avaliação da robustez do controlador serão discutidas outras três condições de estabilidade:

- 1) Estabilidade postural do tronco – essencialmente implica que a inclinação do tronco permaneça dentro de uma gama limitada no espaço angular e retorne a essa região após uma perturbação.
- 2) Estabilidade de progressão – garantir que o robô bípede regula a velocidade de progressão e a altura da anca e retorne aos valores médios após uma perturbação.

- 3) Estabilidade orbital – implica que as características do padrão, representadas por um vector de parâmetros, permaneçam dentro de um volume definido do espaço paramétrico reflectindo um padrão repetitivo e estacionário.

#### 5.4.2 Aproximação Dinâmica ao Problema do Contacto-Impacto

Nos últimos anos tem surgido uma enorme variedade de propostas para a modelização dinâmica de sistemas mecânicos sujeitos a restrições unilaterais, incluindo os problemas de impacto [Brogliato96]. Neste âmbito, inúmeros investigadores escolheram trabalhar com modelos dinâmicos contínuos em que os corpos sofrem deformação local durante a fase de contacto/impacto. Entre os modelos usados destacam-se os que são baseados na combinação de um conjunto de elementos mecânicos simples do tipo mola, massa e atrito. Alguns trabalhos de investigação numérica e experimental [Hunt75][Yigit95] levaram os seus autores a argumentar que estes modelos são apropriados para as superfícies de contacto uma vez a perda de energia está mais ligada a questões de amortecimento do que a deformações microplásticas ou esforços permanentes.

De acordo com este panorama, as superfícies de contacto indeformáveis (constrangimento cinemático) usadas anteriormente são substituídas por um meio ambiente que apresenta um certo grau de acomodação. No prosseguimento deste trabalho admite-se que o ambiente tem uma dinâmica própria que deve ser modelizada juntamente com a dinâmica do próprio robô. A natureza das forças de interacção levam a que a dinâmica de contacto-impacto seja tratada por equações diferenciais que são aproximadas por modelos mecânicos simples. O primeiro problema reside na escolha do tipo de elementos a considerar, a forma de ligação entre eles e o seu número. A dificuldade adicional é encontrar os valores dos parâmetros que resultam num comportamento consistente. Por exemplo, valores muito elevados podem dar origem a grandes oscilações, enquanto valores muito pequenos podem dar lugar a interpenetrações inaceitáveis.

O estudo efectuado no Apêndice C proporciona uma análise das principais características de alguns modelos dinâmicos quando aplicados ao caso concreto da locomoção bípede. As observações decorrentes motivaram o desenvolvimento do modelo não linear “repartido” que será apresentado em detalhe seguidamente.

### 5.4.2.1 Modelização do Ambiente

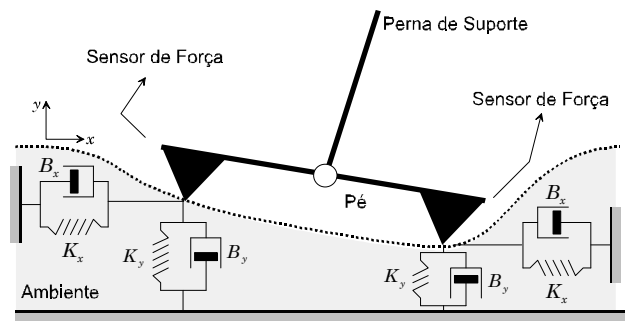
Um modelo de contacto é um elemento fundamental na simulação de sistemas de locomoção com pernas. Antes de mais, o factor chave consiste em encontrar a aproximação mais adequada ao domínio em estudo. Um robô bípede pode ser visto como um mecanismo balístico, sem qualquer ligação a um referencial inercial, que está sujeito a interacções discretas e periódicas com o meio ambiente. Por um lado, o comportamento do sistema é dominado por eventos estáticos prolongados (fase de suporte), com forças de interacção tangenciais e normais significativas. Por outro lado, ocorrem transições sucessivas da situação de contacto para não contacto e vice versa, desencadeadas, respectivamente, por eventos de impacto com o solo e quebra de contacto. Um outro aspecto que deve ser levado em consideração é o facto de não existir um único ponto de contacto. A existência de múltiplos contactos entre o pé e o solo cria uma dificuldade adicional que resulta da necessidade de estabelecer o grau de interdependência entre os modelos individuais.

No prosseguimento deste trabalho admite-se que a superfície de contacto é modelizada por uma mola linear e um amortecedor não linear nas direcções horizontal e vertical. Nestas direcções, as forças de reacção exercidas nos pés podem ser calculadas pelas seguintes expressões:

$$\begin{aligned} f_h &= -K_x(x - x_0) - \lambda_x(y_0 - y)\dot{x} \\ f_v &= -K_y(y - y_0) - \lambda_y(y_0 - y)^\nu \dot{y} \end{aligned} \quad (5.19)$$

onde  $K_x$  e  $K_y$  são os coeficientes de elasticidade,  $B_x$  é o coeficiente de amortecimento horizontal,  $\lambda_x$ ,  $\lambda_y$  e  $\nu$  são constantes,  $(x_0, y_0)$  são as coordenadas Cartesianas do pé no momento de contacto inicial.

Esta decomposição do modelo nas direcções horizontal e vertical proporciona um método simples de implementação em múltiplos pontos de contacto com flexibilidade para testar uma variedade de superfícies. No caso presente, considera-se a existência de dois pontos de contacto localizados nas extremidades do pé (Figura 5.18). Ao mesmo tempo, o calcanhar e os dedos do pé são as únicas partes do sistema que colidem com o solo. Com base na abordagem de Hunt e Crossley [Hunt75], propõem-se um modelo não linear “repartido” que progride no sentido de melhor se adequar ao problema em causa.



**Figura 5.18** – Modelização do ambiente.

As alterações introduzidas estão relacionadas com o cálculo do coeficiente de amortecimento, mas mantém-se a simplicidade e o baixo custo computacional. Em primeiro lugar, o amortecimento depende da deformação média ( $y_0 - \bar{y}$ ) que resulta dos múltiplos pontos de contacto. Neste caso, o valor médio  $\bar{y}$  representa o efeito cruzado (correlação) existente entre os modelos individuais atribuídos a cada uma das extremidades do pé ( $y_p^t$  e  $y_p^m$ ), sendo obtido pela expressão:

$$\bar{y} = \frac{y_p^t + y_p^m}{2} \quad (5.20)$$

Em segundo lugar, os valores da constante  $\lambda_y$  e do expoente  $\nu$  são definidos dinamicamente de acordo com o tipo de evento – mudança de não contacto para contacto ou vice-versa (Tabela 5.3). No primeiro caso, a interação entre o robô e o solo compreende uma fase de impacto e transição (transitório) antes de estabilizar o contacto (estacionário). No segundo caso, o pé está prestes a quebrar o contacto com o solo e aplica-se o procedimento inverso.

NÃO CONTACTO – CONTACTO			CONTACTO – NÃO CONTACTO		
FASE	Constante, $\lambda_y$	Expoente, $\nu$	FASE	Constante, $\lambda_y$	Expoente, $\nu$
Impacto	$7,5 \times 10^8$	1,5	Contacto	$6,0 \times 10^6$	1,0
Transição	$B_y$ é contínua e linear		Transição	$B_y$ é contínua e linear	
Contacto	$6,0 \times 10^6$	1,0	Elevação	$2,0 \times 10^5$	0,5

**Tabela 5.3** – Definição dinâmica da constante  $\lambda_y$  e do expoente  $\nu$ .

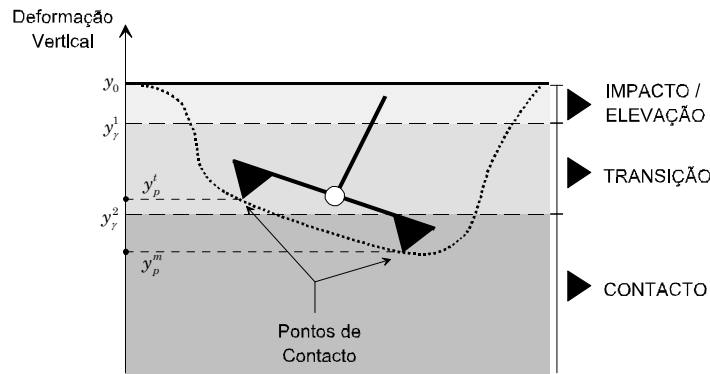


Figura 5.19 –Regiões e limiares de deformação vertical.

A delimitação entre as diferentes fases é realizada de acordo com dois limiares de deformação,  $y_\gamma^1$  e  $y_\gamma^2$ , representados na Figura 5.19. Por sua vez, nas fases de transição o coeficiente de amortecimento  $B_y$  é calculado de forma a assegurar uma evolução contínua e linear entre o seu valor mínimo  $B_y(\bar{y} = y_\gamma^1)$  e o seu valor máximo  $B_y(\bar{y} = y_\gamma^2)$ . A Tabela 5.4 mostra os valores atribuídos aos restantes parâmetros do ambiente e aos limiares de deformação.

PARÂMETROS DO AMBIENTE			LIMIARES DE DEFORMAÇÃO		
$K_x$ (N/s)	$\lambda_x$ (Ns/m <sup>2</sup> )	$K_y$ (N/s)	$y_0$ (m)	$y_\gamma^1$ (m)	$y_\gamma^2$ (m)
$5,0 \times 10^4$	$10,0 \times 10^6$	$5,0 \times 10^5$	0,0	$5,0 \times 10^{-5}$	$40,0 \times 10^{-5}$

Tabela 5.4 – Coordenada vertical do pé no contacto inicial e limiares de deformação.

### 5.4.2.2 Requisitos Sensoriais

A característica chave do método de controlo proposto consiste, por um lado, na realimentação das forças de reacção e, por outro lado, na implementação de capacidades intrínsecas para detecção da ocorrência de impactos. Em termos práticos, isto requer a presença de dois sensores de força que devem ser “inseridos” nas duas extremidades para fornecerem indicações sobre a distribuição de forças e a condição de contacto. Ao contrário de outros sistemas robóticos, as exigências de precisão e gama dinâmica impostas pelos sistemas bípedes são menores pelo facto das forças envolvidas serem normalmente elevadas (sobretudo as componentes normais).

### 5.4.3 Fundamentos Teóricos do Controlo de Força

Uma vez que o robô bípede não tem uma conexão directa a qualquer referencial inercial, as equações de movimento podem ser descritas colocando o sistema de coordenadas de base na anca. Deste modo, as equações de dinâmica inversa assumem a seguinte forma diferencial:

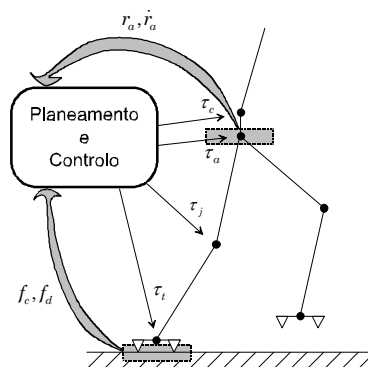
$$\begin{bmatrix} 0 \\ \tau \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} H_{11} & H_{12} \\ H_{21} & H_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{r}_a \\ \ddot{q} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_1(q, \dot{q}) \\ C_2(q, \dot{q}) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} G_1(q) \\ G_2(q) \end{bmatrix} - J_D^T \begin{bmatrix} f_t^D \\ f_n^D \end{bmatrix} - J_E^T \begin{bmatrix} f_t^E \\ f_n^E \end{bmatrix} \quad (5.21)$$

onde  $\tau$  é o vector,  $n \times 1$ , dos binários fornecidos pelos actuadores,  $H_{i,j}$  são matrizes dos coeficientes inerciais,  $C_i$  e  $G_i$  são, respectivamente, os vectores  $n \times 1$  das forças Coriolis/centrípetas e gravitacionais e  $J_D^T$  e  $J_E^T$  são as matrizes de transformação das forças de reacção sobre o pé direito (D) e esquerdo (E) em forças nas coordenadas da anca e binários nas juntas.

O movimento específico da anca, descrito pela primeira linha da equação (5.21), pode ser expresso em função das forças de reacção por:

$$H_{11} \cdot \ddot{r}_a + H_{12} \cdot \ddot{q} + C_1(q, \dot{q}) + G_1(q) = J_D^T \cdot f^D + J_E^T \cdot f^E \quad (5.22)$$

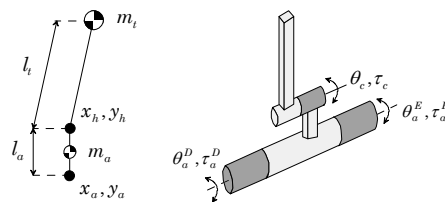
A última equação indicia que a posição da anca pode ser regulada de forma indirecta através do controlo das forças de reacção do solo. De acordo com este princípio, a perna de suporte “sente” as forças de interacção com o ambiente e o controlador distribui-as na forma de binários que regulam o movimento da secção da anca (Figura 5.20).



**Figura 5.20** – Princípio de funcionamento do controlador.

A realimentação das forças de reacção do solo,  $f_c$  e  $f_d$ , deve ser combinada com a informação do comportamento da anca,  $r_a$  e  $\dot{r}_a$ , para assegurar os mecanismos de adaptação ao ambiente. No que concerne ao controlo de força, cabe aos graus de liberdade mais próximos do solo – tornozelo ( $\tau_t$ ) e joelho ( $\tau_j$ ) – assegurarem a estabilidade e a mobilidade do sistema e aos graus de liberdade afastados do solo – anca ( $\tau_a$ ) e tronco ( $\tau_c$ ) – um papel fundamental de compensação destes objectivos.

Como forma de valorizar o mecanismo de compensação envolvendo o movimento do tronco, a secção superior do corpo passa a incluir 3 gdl (no plano sagital) divididos pelos segmentos do pélvis e tronco (Figura 5.21). Este modelo permite, por um lado, a realização de movimentos independentes do tronco e, por outro lado, uma distribuição funcional mais adequada em face dos objectivos elementares.



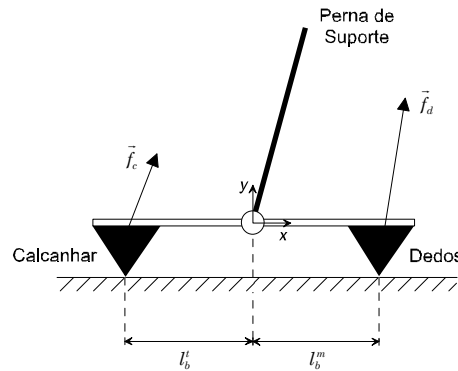
**Figura 5.21** – Modelo da anca com 3 gdl formado pelo pélvis e pelo tronco.

Uma questão pertinente que se pode colocar é a de saber como conciliar estes dois imperativos – mobilidade e estabilidade – que em muitas situações são contraditórios. Por um lado, no caso em que os objectivos de mobilidade possam ser cumpridos será vantajoso maximizar a eficiência energética. Por outro lado, pode ser necessário sacrificar os objectivos de mobilidade (*e.g.*, modificar o comprimento do passo, o tempo do passo, ou a velocidade de progressão) em detrimento da estabilidade postural.

A Figura 5.22 concentra-se no contacto do pé de suporte com o solo, nomeadamente nas forças que actuam na extremidade deste segmento. Para assegurar a estabilidade postural é preciso manter o estado de contacto da perna de suporte com o solo em ambas as extremidades. Esta condição de estabilidade pode ser formulada pelas inequações:

$$f_{n,c} > 0, f_{n,d} > 0 \quad (5.23)$$

em que  $f_{n,c}$  e  $f_{n,d}$  são, respectivamente, as componentes normais das forças de reacção que actuam no calcanhar e nos dedos do pé.



**Figura 5.22** – As forças de reacção dividem-se entre o calcanhar e os dedos do pé de suporte.

A implementação do controlo de força na perna de suporte tem presente dois aspectos fundamentais. Por um lado, o contacto unilateral e não actuado que caracteriza os robôs de pernas e que implica a consideração de um critério de estabilidade no algoritmo de controlo. Por outro lado, sendo as variáveis de controlo de dimensão igual ao número de graus de liberdade actuados (tornozelo e joelho), o controlo directo do CoP como único parâmetro independente de entrada corresponde à categoria do controlo redundante. Para obter uma solução para o problema da redundância é preciso impor alguma restrição adicional que se enquadre na filosofia delineada. Nesse sentido, a decisão tomada passa pelo controlo directo da componente normal das forças de reacção  $f_{n,c}$  e  $f_{n,d}$  ou, por outras palavras, pelo controlo da resultante ( $f_n = f_{n,c} + f_{n,d}$ ) e do centro de pressão (ponto de aplicação da resultante).

O primeiro problema do controlador proposto é a necessidade de especificar as referências de força e do centro de pressão. As duas alternativas a merecer destaque são a especificação prévia das trajectórias planeadas e a utilização de premissas coerentes com o processo de locomoção. De qualquer forma, o que interessa referir nesta altura é que uma vez definidas as referências  $f_n^d$  e  $CoP^d$  é imediato determinar uma expressão para as componentes individuais nas extremidades do pé:

$$f_{n,c}^d = \frac{(l_b^t - CoP^d)}{l_b} f_n^d \longleftrightarrow f_{n,d}^d = \frac{(l_b^m + CoP^d)}{l_b} f_n^d \quad (5.24)$$

Estas são as variáveis que alguma lei de controlo de força deve seguir. Os erros de força medidos em cada extremidade do pé podem ser transformados em binários das juntas (tornozelo e joelho) usando as respectivas matrizes Jacobiano transposto.



O segundo problema é saber como se pode garantir a regulação desejada para a secção da anca (*e.g.*, altura da anca  $A_h$  e velocidade de progressão  $V_p$ ) com base no controlo das forças de interacção  $f_{n,c}$  e  $f_{n,d}$ . Desde logo, a atenção está centrada no controlo das forças na direcção normal à superfície. Ao mesmo tempo, na locomoção dinâmica é impossível controlar arbitrariamente a velocidade de progressão uma vez que, durante uma parte do ciclo, a projecção do centro de massa cai fora do polígono de suporte. Com vista à obtenção de um melhor desempenho dinâmico torna-se necessário encontrar mecanismos de compensação apropriados. Estes mecanismos de compensação podem ser divididos de acordo com a direcção do movimento. Assim, o movimento do tronco será combinado com ajustes no  $CoP^d$  para alcançar a regulação do movimento horizontal da anca. Por sua vez, os erros verticais medidos na anca são transformados em modificações na referência de força  $f_n^d$ .

#### 5.4.4 Implementação do Controlador COO-FI

O comportamento de cada membro inferior do robô bípede pode ser dividido em três fases distintas: movimento no espaço livre, transferência (aceitar/retirar) de suporte e suporte integral do peso do sistema. As transições entre estas fases são desencadeadas pela ocorrência de eventos discretos. Por um lado, no fim da fase aérea ocorre uma situação de impacto, por outro lado, no fim da fase de retirar a condição de suporte a perna quebra o contacto que mantinha com o solo.

A cada uma destas fases é preciso fazer corresponder uma estratégia de controlo apropriada. Nesse sentido, as mudanças na estrutura de controlo de cada perna obedecem a um algoritmo híbrido posição/força que alterna entre controlo de força na situação de suporte e controlo de posição para movimento no espaço livre. A Tabela 5.5 mostra esta estratégia do controlador e o tipo de informação (realimentação) presente em cada caso. As referências virtuais correspondem a modificações introduzidas (*on-line*) nas trajectórias desejadas definidas *a priori* (*off-line*).

Nas próximas subsecções discute-se com maior profundidade a forma de gerar estas referências virtuais, os esforços de controlo adicionais face aos impactos ou quebras de contacto, e a estratégia usada na coordenação entre pernas. Assim, o estudo está organizado de acordo com as fases de suporte singular (SS) e duplo suporte (DS). O resultado é uma nova estrutura de controlo que combina o seguimento Cartesiano de trajectórias e a acomodação de força com o solo.

Perna de Suporte	Tipo de Controlo	Variáveis a Controlar	Referências / Premissas	Referências Virtuais
$\tau_t$	Força	$f_{n,c}, f_{n,d}$	$f_n^d, CoP^d$	$f_n^d$ , erro vertical na anca
$\tau_j$	Força	$f_{n,c}, f_{n,d}$	$f_n^d, CoP^d$	$CoP^d$ , erro horizontal na anca
Secção do Corpo				
$\tau_a$	Posição	$\theta_a$	Vertical	–
$\tau_c$	Posição	$\theta_c$	$\theta_c^d$	$\theta_c^d$ , erro horizontal da anca
Perna Livre				
$\tau_a$	Posição	$x_t, y_t$	$x_t^d, y_t^d$	–
$\tau_j$	Posição	$x_t, y_t$	$x_t, y_t$	–
$\tau_t$	Posição	$\theta_d$	Horizontal	–

**Tabela 5.5** – Distribuição da actividade do controlador pelos subsistemas da perna de suporte, da secção superior do corpo e da perna livre. As referências virtuais resumem-se aos erros verticais no movimento da anca que modificam a referência de força  $f_n^d$  e os erros horizontais da anca que modificam a localização de referência do centro de pressão  $CoP^d$  e a inclinação de referência do tronco  $\theta_c^d$ .

#### 5.4.4.1 Suporte Singular

A Figura 5.23 representa o diagrama de blocos do controlador COO-FI na fase de suporte singular (SS). A estrutura do controlador está decomposta nos subsistemas da perna de suporte, secção do tronco e perna livre. O aspecto relevante deste esquema híbrido é a consideração das forças de reacção entre o pé de apoio e o ambiente. Assim, para além das referências de posição e velocidade para a anca e o tornozelo livre, é necessário fornecer as referências da força normal de reacção e do centro de pressão.

As forças de reacção do solo combinam os efeitos da gravidade sobre os segmentos com os efeitos das suas acelerações e, deste modo, representam o resultado de todas as forças que actuam em cada instante sobre o sistema. Deste modo, as referências de força são obtidas analiticamente como reflexo do somatório dos produtos massa vezes aceleração de todos os segmentos do robô.

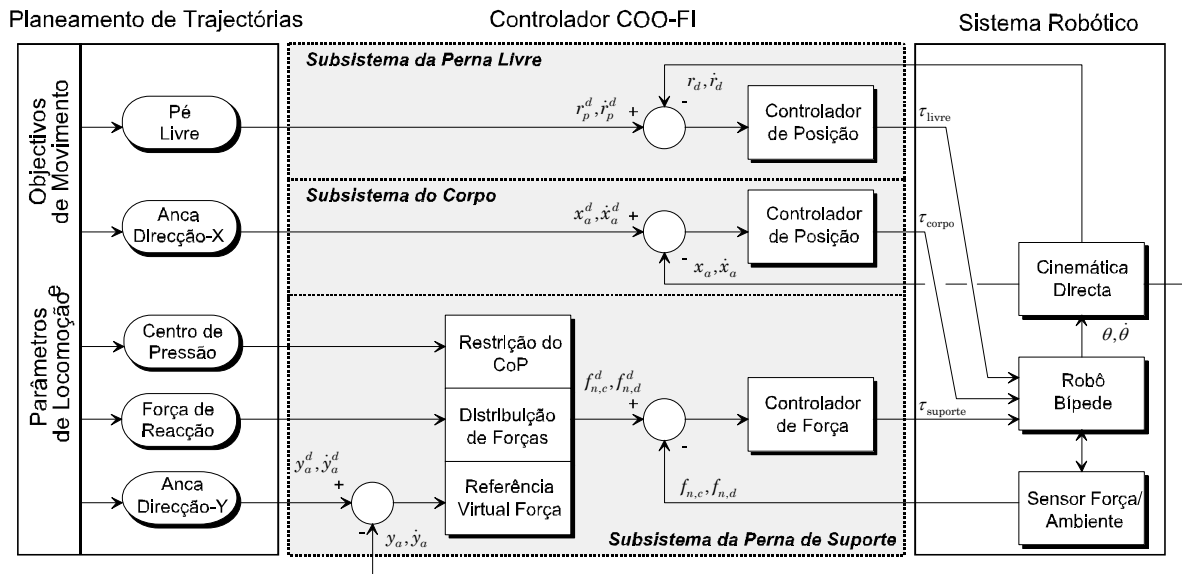


Figura 5.23 – Diagrama de blocos do controlador COO-FI.

Todavia, a expressão explícita para as coordenadas do centro de pressão CoP só é válida no caso deste permanecer dentro da base de suporte (*i.e.*, se o CoP coincidir com o FRI). A relação difícil entre o planeamento do movimento e a estabilidade postural justifica a introdução de uma alteração para garantir o equilíbrio rotacional do pé. Aquilo que se propõem é a aplicação de um “filtro” de saturação à trajectória original do FRI (Figura 5.24). Como resultado, obtém-se uma referência para o centro de pressão de acordo com as dimensões do pé e da margem de estabilidade desejada  $S_m$ . Para além do próprio perfil cicloide, o parâmetro adicional  $T_m$  permite ajustar a suavidade da transformação aplicada.

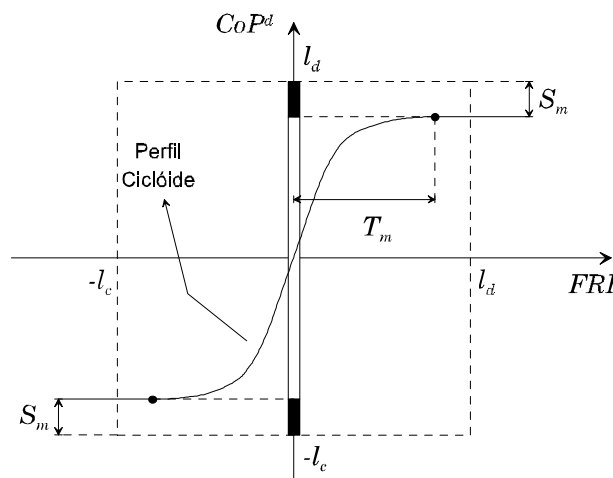
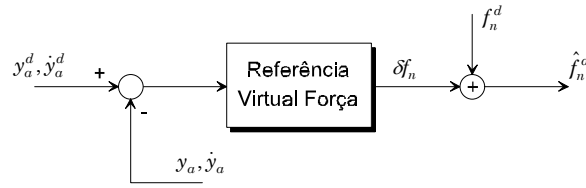


Figura 5.24 – Restrição do CoP pela aplicação de um “filtro” de saturação ao FRI original.



**Figura 5.25** – Modificação em tempo real da referência virtual de força.

Durante a fase de SS, o centro de pressão, assim definido, é usado activamente na distribuição da componente normal da força de reacção pelo calcanhar (C) e dedos do pé (D). Com esta aproximação são efectuadas modificações nos objectivos traçados pelo planeamento de trajectórias. Por um lado, qualquer filtragem efectuado sobre a trajectória inicial do CoP afecta o comportamento na direcção de progressão do movimento. Por outro lado, os erros verificados no seguimento das referências de força,  $f_{n,c}^d$  e  $f_{n,d}^d$  (e.g., devido aos sucessivos impactos), reflectem-se em dificuldades acrescidas na regulação da altura da anca. Em consequência, verifica-se um afastamento progressivo do movimento da anca, nas direcções horizontal e vertical, em relação à referência como resultado da acumulação destes erros.

A solução proposta para compensar estes desvios passa pela modificação, em tempo real, das referências de força e da postura da secção do tronco. A estratégia adoptada pode ser decomposta nas direcções horizontal (progressão da anca) e vertical (altura da anca). Por um lado, os erros verticais medidos na anca são transformados em modificações na referência de força (Figura 5.25) de acordo com a equação:

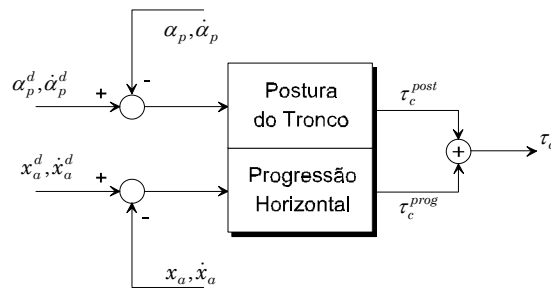
$$\hat{f}_n^d = f_n^d + \left[ K_p^y (y_a^d - y_a) + K_v^y (\dot{y}_a^d - \dot{y}_a) \right] \quad (5.25)$$

onde  $f_n^d$  e  $\hat{f}_n^d$  são as referências de força original e modificada,  $y_a^d$  e  $y_a$  são a posição vertical da anca desejada e real,  $\dot{y}_a^d$  e  $\dot{y}_a$  são as correspondentes velocidades,  $K_p^y$  e  $K_v^y$  são os ganhos de posição e velocidade.

Por outro lado, um ajuste apropriado da inclinação do tronco permite compensar os erros verificados na progressão horizontal da anca. Neste sentido, um dos termos que compõem o binário da junta do tronco,  $\tau_c$ , usa uma lei de controlo PD definida por:

$$\tau_c^{prog} = K_p^x (x_a^d - x_a) + K_v^x (\dot{x}_a^d - \dot{x}_a) \quad (5.26)$$

onde  $x_a^d$  e  $x_a$  são a posição vertical da anca desejada e real,  $\dot{x}_a^d$  e  $\dot{x}_a$  são as correspondentes velocidades,  $K_p^x$  e  $K_v^x$  são os ganhos de posição e velocidade.



**Figura 5.26** – Estrutura de controlo implementada no tronco.

Em simultâneo, uma das condições de estabilidade, atrás referida, relaciona-se com a postura do tronco. A inclinação do tronco deve permanecer dentro de uma gama limitada no espaço angular e, quando a operar em regime permanente, deve convergir para um ciclo limite. Nesta conformidade, a estrutura de controlo para a junta do tronco compreende mais um bloco associado à estabilidade postural (Figura 5.26). A soma das duas componentes actuará sobre o sistema:

$$\tau_c = \tau_c^{prog} + \tau_c^{post} \quad (5.27)$$

A variação dos ganhos do controlador de cada um dos blocos permite atribuir pesos diferentes às funções de compensação e estabilidade. Neste estudo da locomoção bípede no plano assume-se como referência de estabilidade a postura vertical (*i.e.*,  $\alpha_p^d = \dot{\alpha}_p^d = 0$ ).

As estruturas de controlo implementadas são do tipo PD para os blocos envolvendo variáveis de posição e/ou velocidade e do tipo PI para os blocos envolvendo variáveis de força. Este estudo mostra que o controlo integral de força leva a um comportamento pobre na fase de transição, enquanto a realimentação proporcional de força se comporta bem. Contudo, a acção integral é necessária quando o contacto é estabelecido e se pretende obter uma boa regulação de força.

#### 5.4.4.2 Duplo Suporte

A fase de duplo suporte (DS) corresponde ao período de tempo em que ocorrem as várias transições na estrutura do controlador. Deste modo, a implementação do controlador exige uma visão integrada que incluía a passagem efectiva entre situações de não contacto, impacto com o solo e acomodação às condições do ambiente. Mais

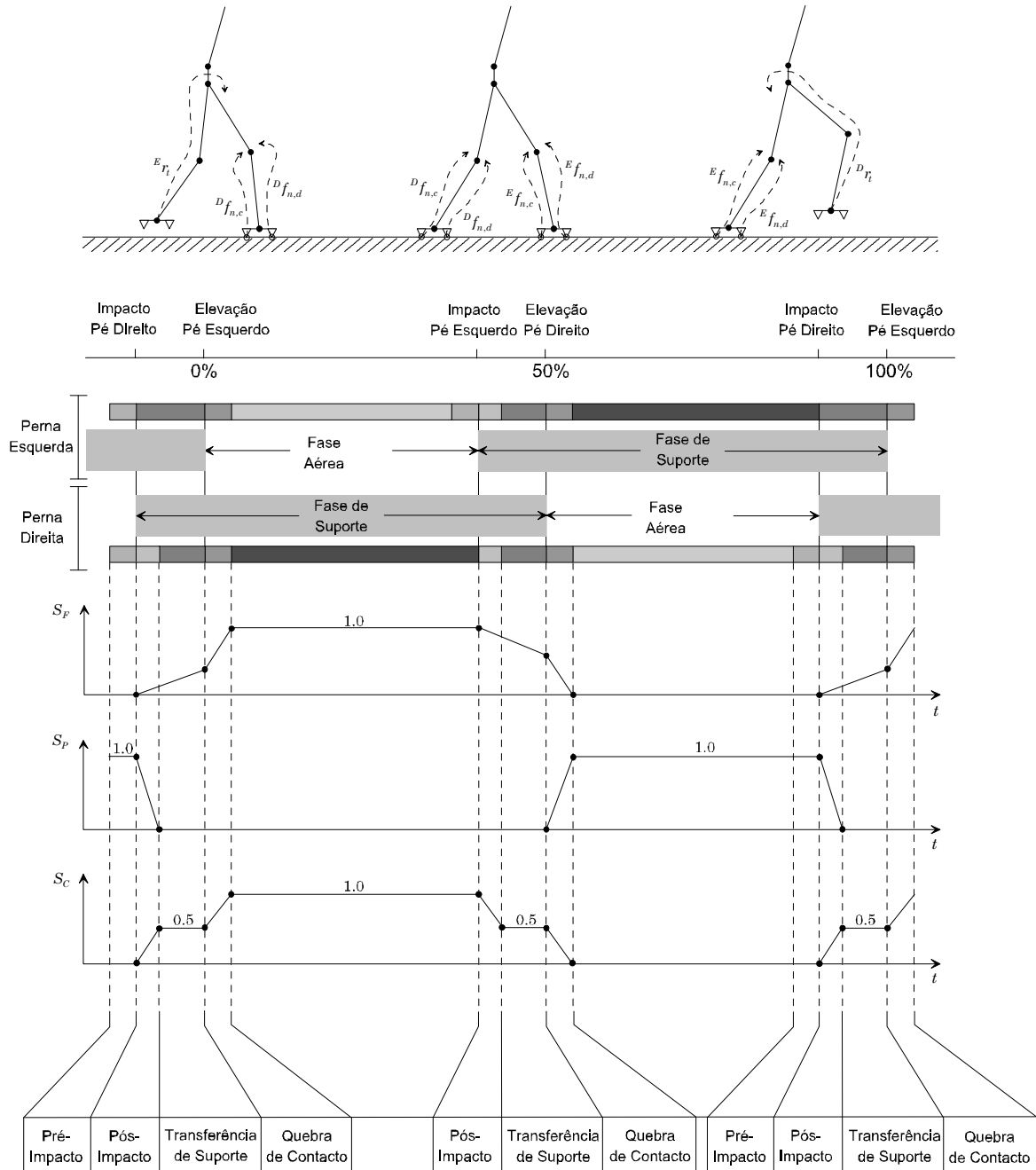
ainda, é necessário satisfazer certas condições de continuidade que permitem uma transição suave de umas fases para as outras.

Neste âmbito, os impactos têm um papel fundamental seja em sistemas naturais de locomoção como nas suas “cópias” artificiais. Todavia, existem diferenças no tratamento que é dado ao mesmo problema nas duas situações. Os animais apresentam corpos parcialmente elásticos [Alexander90] com capacidades sensoriais e de controlo motor muito desenvolvidas. Neste caso, os impactos funcionam como um mecanismo natural para readquirir o equilíbrio, englobado dentro de um processo que exhibe elevados índices de coordenação e eficiência. Uma comparação com o desempenho dos sistemas robóticos mostra que o conhecimento e a tecnologia actuais estão ainda longe de alcançar a natureza. O efeito dos impactos no comportamento dos robôs bípedes dá lugar a descontinuidades nas velocidades generalizadas, a instabilidade postural e a deterioração das capacidades funcionais. As soluções propostas diferem na importância que atribuem ao projecto mecânico *versus* estratégias de controlo. Exemplos disso são os robôs bípedes Wabian [Yamaguchi96♦97] e P2 [Hirai98] que incorporam mecanismos de absorção do choque. No campo oposto merece destaque o trabalho de Dunn e Howe [Dunn94] que investigaram condições para uma transferência de suporte suave com base em leis de controlo intuitivas.

No prosseguimento deste trabalho, considera-se que o robô é composto por segmentos rígidos que colidem com um ambiente acomodativo, enquanto o esquema de controlo é projectado para a minimização das velocidades de impacto. Apesar da importância dada às forças de interacção, o desempenho do sistema fica marcado pela capacidade de seguimento da trajectória da perna livre. De facto, esta perna deve ser conduzida para diante para alcançar um ponto de apoio bem determinado em instantes apropriados. No esquema proposto, estes são elementos preponderantes para uma boa regulação da velocidade de progressão e, sobretudo, para uma adequada coordenação entre as duas pernas. Ao nível do controlador é possível identificar quatro períodos distintos, com acções de controlo específicas (Figura 5.27):

- Pré-impacto – a redução significativa dos ganhos do controlador de posição da perna livre é um meio bastante efectivo para amortecer a colisão; a emulação deste comportamento passivo pressupõe a detecção de proximidade ao solo.
- Pós impacto – a perna da frente deve absorver o impacto antes de aceitar o peso do sistema; a modificação das referências de posição/velocidade ajuda esta regulação.

- Transferência de suporte – a transição gradual do peso do sistema entre as pernas requer uma distribuição adequada das forças de reacção.
- Quebra do contacto – a modificação das referências de posição/velocidade melhora a capacidade de elevação do pé, evitando oscilações sucessivas entre a condição de contacto e não contacto.



**Figura 5.27** – Divisão do ciclo de locomoção em quatro períodos de transição entre as fases de SS e DS: pré-impacto, pós-impacto, transferência de suporte e quebra de contacto (os ganhos dinâmicos  $S_P$ ,  $S_F$  e  $S_C$  proporcionam períodos contínuos de transição). As próximas simulações seguem esta mesma sequência que se inicia com a elevação da perna esquerda.

Para proporcionar uma transição suave entre as diferentes fases propõem-se a utilização de ganhos dinâmicos que asseguram períodos de transição nos quais o controlador muda linearmente de posição ( $S_P$ ) para força ( $S_F$ ), e vice-versa (Figura 5.27). O ganho  $S_C$  é relativo à actividade dos actuadores da anca que, na fase de DS, devem dividir entre si a regulação da estabilidade pélvica. Dado o carácter simétrico e periódico do movimento, a evolução dos ganhos  $S_P$ ,  $S_F$  e  $S_C$  da perna esquerda ( $E$ ) sofre um desfasamento de meio período em relação aos valores da perna direita ( $D$ ).

Na fase de transferência de suporte há a acrescentar o problema da distribuição de forças entre as pernas que permita uma transição suave de suporte. A simplificação introduzida consiste em dividir o termo de erro  $\Delta_a = \left[ K_p^y (y_a^d - y_a) + K_v^y (\dot{y}_a^d - \dot{y}_a) \right]$  pelas duas pernas usando para esse efeito uma função linear  $\varphi(t)$ , tal que:

$$\begin{aligned} {}^D \hat{f}_n^d &= {}^D f_n^d + \varphi \cdot \Delta_a \\ {}^E \hat{f}_n^d &= {}^E f_n^d + (1 - \varphi) \cdot \Delta_a \end{aligned} \quad (5.28)$$

onde  ${}^D f_n^d$  e  ${}^D \hat{f}_n^d$  são as referências de força original e modificada sobre o pé direito,  ${}^E f_n^d$  e  ${}^E \hat{f}_n^d$  são as referências de força original e modificada sobre o pé esquerdo e a função  $\varphi(t)$  varia linearmente entre 0 e 1 (ou vice-versa) no intervalo de tempo de duplo suporte.

#### 5.4.4.3 Resultados das Simulações

Nesta secção são realizadas algumas simulações que ilustram o desempenho conseguido através do algoritmo proposto. Nestas experiências pretende-se controlar o movimento de caminhar com base nos parâmetros internos do robô e nos parâmetros de locomoção fixados na Tabela 5.6. Para além disso, implementa-se uma trajectória de referência para a perna livre do tipo X3Y3 (Apêndice B).

Na simulação da dinâmica inversa (Capítulo 4), estas trajectórias de referência foram fornecidas como entradas ao modelo com 6 gdl considerando uma percentagem de duplo suporte de 16%, enquanto o tronco mantinha uma postura vertical ( $\alpha_t = \alpha_r = 0^\circ$ ). Como resultado da simulação, a trajectória do CoP então obtida apontava para um movimento dinamicamente estável. Entretanto, as questões que merecerão destaque prendem-se com o domínio do controlo e da capacidade para regular os objectivos delineados, gerando um padrão repetitivo e estacionário.



PARÂMETRO	PÉ	PERNA	COXA	ANCA	TRONCO		
Massa	$m_b = 1,0Kg$	$m_p = 4,0Kg$	$m_c = 7,5Kg$	$m_a = 2,0Kg$	$m_t = 43,0Kg$		
Comprimento	$l_b = 0,24m$	$l_p = 0,5m$	$l_c = 0,5m$	$l_a = 0,1m$	$l_t = 0,3m$		
$V_p (m/s)$	$V_r (m/s)$	$FV_r (^\circ)$	$L_p (m)$	$A_h (m)$	$A_r (m)$	$P_e (m)$	$T_{me} (%)$
1,0	0,3	-150,0	0,4	0,9	0,0	0,02	50,0

**Tabela 5.6** – Parâmetros de massa, comprimento dos elos e locomoção usados em simulação.

Os valores atribuídos aos parâmetros do controlador resultam de um procedimento heurístico baseado na experiência adquirida e assente em pressupostos de razoabilidade, nomeadamente, o compromisso entre o tipo de amortecimento, a velocidade de resposta e o erro em regime estacionário. O ajuste manual dos parâmetros por tentativa e erro, até se alcançar um desempenho satisfatório, proporciona um elevado nível de intuição sobre o efeito individual dos diferentes parâmetros e aquilo que realmente interessa no controlo do robô. Apesar de ser muitas vezes considerado um método “*ad hoc*”, por não ter uma base matemática rigorosa, a verdade é que as capacidades da teoria do controlo moderno apresentam igualmente capacidades limitadas dada a complexidade do sistema. Assim, o ajuste final dos controladores consistiu nos valores apresentados na Tabela 5.7 e 5.8 envolvendo, respectivamente, variáveis de posição/velocidade e força.

Controlador de Posição da Secção Pélvica, PD	Controlador de Posição da Perna Livre (PD)
$K_P^x = 320000,0 \bullet K_D^x = 3000,0$	$K_P^x = 320000,0 \bullet K_D^x = 2000,0$
$K_P^x = 640000,0 \bullet K_D^x = 3000,0$	$K_P^x = 640000,0 \bullet K_D^x = 2000,0$
Controlador de Posição do Tronco, PD (postura)	Controlador de Posição do Tronco, PD (compensação)
$K_P^\theta = 2000,0$	$K_P^x = 100000,0$
$K_D^\theta = 100,0$	$K_D^x = 500,0$

**Tabela 5.7** – Parâmetros dos controladores envolvendo variáveis de posição e velocidade.

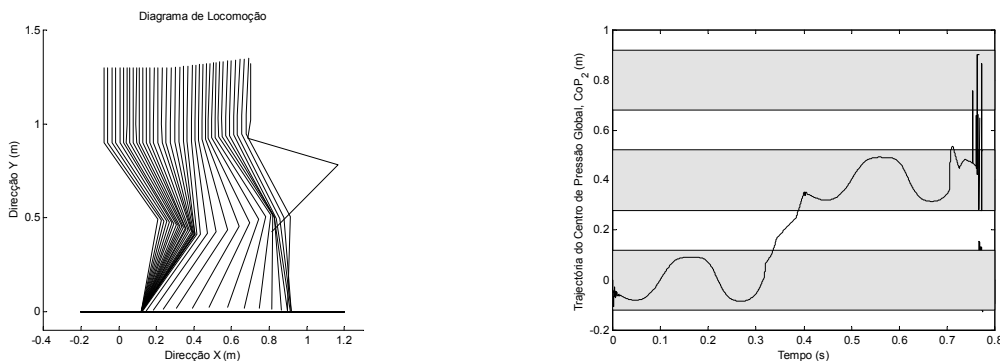
Controlador de Força, PI	Referência Virtual de Força, PD
$K_I = 2000,0$	$K_P = 50000,0$
$K_P = 50,0$	$K_D = 1000,0$

**Tabela 5.8** – Parâmetros dos controladores envolvendo variáveis de força.

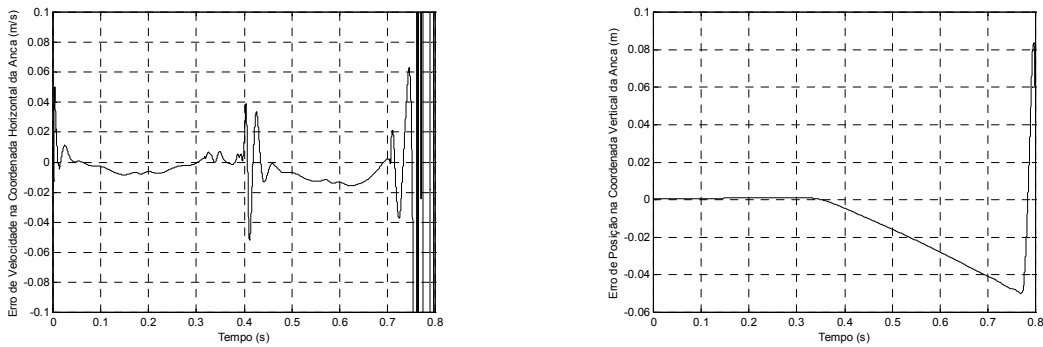
Na primeira experiência realizada as trajectórias de referência são previamente planeadas, desprezando-se quaisquer modificações em tempo real, ou seja:

$$D\hat{f}_n^d = Df_n^d \text{ e } E\hat{f}_n^d = Ef_n^d \quad (5.29)$$

O diagrama de locomoção será a ferramenta usada na representação visual das características do padrão resultante. O diagrama da Figura 5.28 é restrito à perna direita e à secção superior do corpo, permitindo compreender o movimento do robô ao longo de um ciclo completo (2 passos). Ao mesmo tempo, a interpretação dos factos mais relevantes vem facilitada pela observação da evolução temporal da trajectória do CoP (Figura 5.28) e dos gráficos de erro nas coordenadas da anca (Figura 5.29). Logo após o impacto da perna esquerda com o solo, verifica-se um desvio crescente da altura da anca em relação ao valor desejado  $A_h = 0,9m$ . Apesar do equilíbrio rotacional do pé e da estabilidade postural do tronco, a estabilidade dinâmica do padrão acaba irremediavelmente afectada. Este comportamento é compreensível já que na locomoção bípede a dinâmica do sistema é muito influenciada pelas interacções com o ambiente, penalizando estratégias de seguimento rígido de trajectórias.



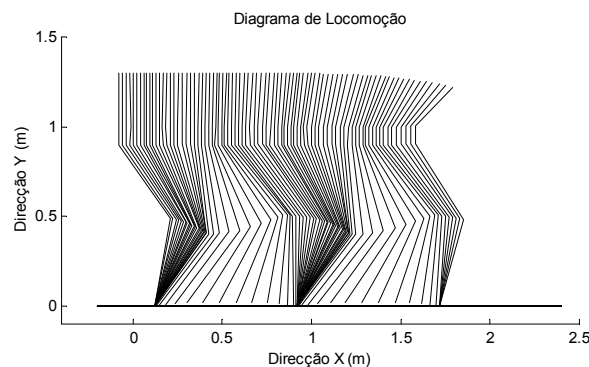
**Figura 5.28** – Diagrama de locomoção ao longo do ciclo completo e evolução temporal do centro de pressão  $CoP_2$  (a sombreado representa-se a localização dos pés ao longo de 2 passos).



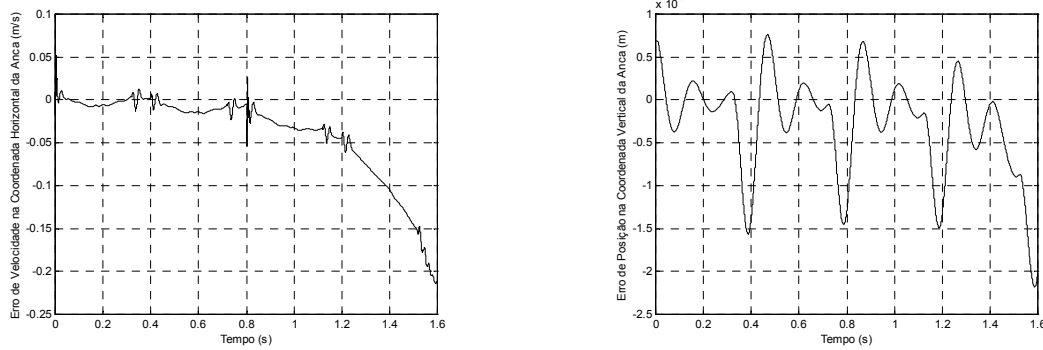
**Figura 5.29** – Erro de velocidade na coordenada horizontal da anca (velocidade de progressão) e erro de posição na coordenada vertical da anca (altura da anca).

Na segunda parte da experiência analisam-se as alterações que decorrem da modificação em tempo real das referências de força. A observação do respectivo diagrama de locomoção (Figura 5.30) mostra, desde logo, que o controlador é incapaz de regular a postura do tronco de forma adequada. No tocante ao primeiro ciclo (intervalo entre 0 e 0,8s), o comportamento global é ainda satisfatório, quer seja em relação à velocidade de progressão como à altura da anca. (Figura 5.31). No entanto, o processo de compensação introduzido pelo tronco é feito à custa da sua inclinação sucessiva. Esta evolução angular sofrida pelo tronco está ilustrada na Figura 5.32, juntamente com o comportamento dos pés nas fases de impacto e elevação.

Apesar das circunstâncias serem outras, o controlador entra também num processo de divergência que culmina com a posterior desarticulação do sistema. Deste modo conclui-se que, sob o ponto de vista de estabilidade, a estratégia de compensação do movimento de progressão através da inclinação do tronco se revela incompleta.

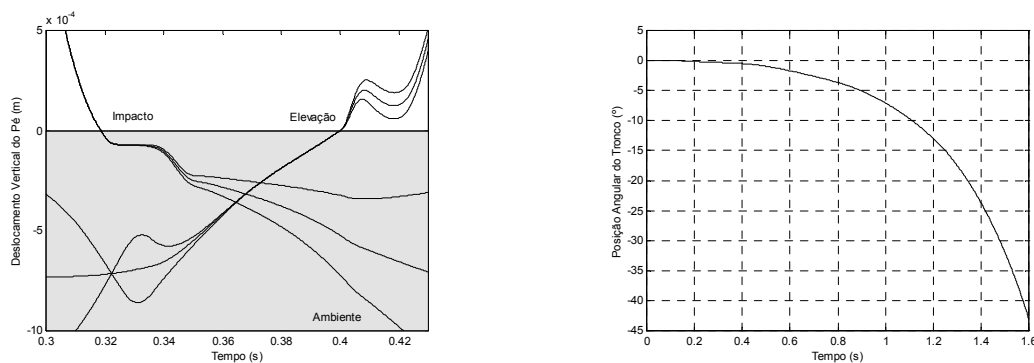


**Figura 5.30** – Diagrama de locomoção para 2 ciclos do padrão de locomoção (4 passos).



**Figura 5.31** – Erro de velocidade na coordenada horizontal da anca (velocidade de progressão) e erro de posição na coordenada vertical da anca (altura da anca).

Este facto reflecte, antes de mais, a necessidade de um funcionamento mais harmonioso dos dois mecanismos de regulação da progressão do robô – inclinação do tronco e deslocamento do centro de pressão. Por um lado, a inclinação do tronco dá origem a correcções no movimento do centro de massa. Por outro lado, o deslocamento do CoP é controlado implicitamente a partir das componentes normais das forças de reacção que actuam no calcanhar e nos dedos do pé ( $f_{n,c}$  e  $f_{n,d}$ ). Intuitivamente, são de esperar melhorias a partir de uma articulação conjunta destes dois mecanismos.



**Figura 5.32** – Comportamento das coordenadas verticais dos pé (tornozelo e extremidades) nas fases de impacto e elevação do pé e evolução temporal do ângulo de inclinação do tronco medido em relação à vertical.

#### 5.4.5 Adaptação do Controlo Motor à Dinâmica de Interação

Um dos problemas do controlador anterior é a necessidade de especificar referências de força  $f_n^d$  e de localização do centro de pressão  $CoP^d$ . Esta tarefa é difícil qualquer que seja o mecanismo de geração dos padrões desejados. Do mesmo modo que os

cálculos envolvidos não favorecem a tomada de decisões em tempo real, parece inaceitável armazenar em memória estes padrões dado o grande repertório de comportamentos possíveis e a dependência em relação às características do ambiente.

Em contraste com este paradigma, os métodos de controlo a implementar deverão ter uma dependência mínima dos níveis mais altos de inteligência (e.g., planeamento de trajectórias), enquanto exploram as características intrínsecas do sistema em função das próprias interacções com o ambiente. Nesta ordem de ideias, a aproximação proposta visa explorar a invariância da estrutura e operação do sistema robótico. De acordo com este princípio de invariância, a amplitude de estados possíveis é determinada pela necessidade de respeitar os seus próprios limites, tais como a condição de estabilidade postural e de escorregamento. O sistema deve estar equipado com algum dispositivo de regulação automático (prioridade máxima) para garantir que não ocorrem desvios ameaçadores, ou que tais desvios são corrigidos prontamente.

As alterações introduzidas na estrutura do controlador são ilustradas no diagrama da Figura 5.33. Agora, as características do movimento desejado resumem-se ao movimento da secção da anca e da perna livre. Uma situação particular ocorre quando a altura da anca e a velocidade de progressão permanecem constantes: o planeamento de trajectórias resume-se à fase aérea. Neste esquema, as referências de força são geradas automaticamente em resultado das exigências impostas ao movimento na anca e dos sinais de reacção do solo (efeito de “modulação”).

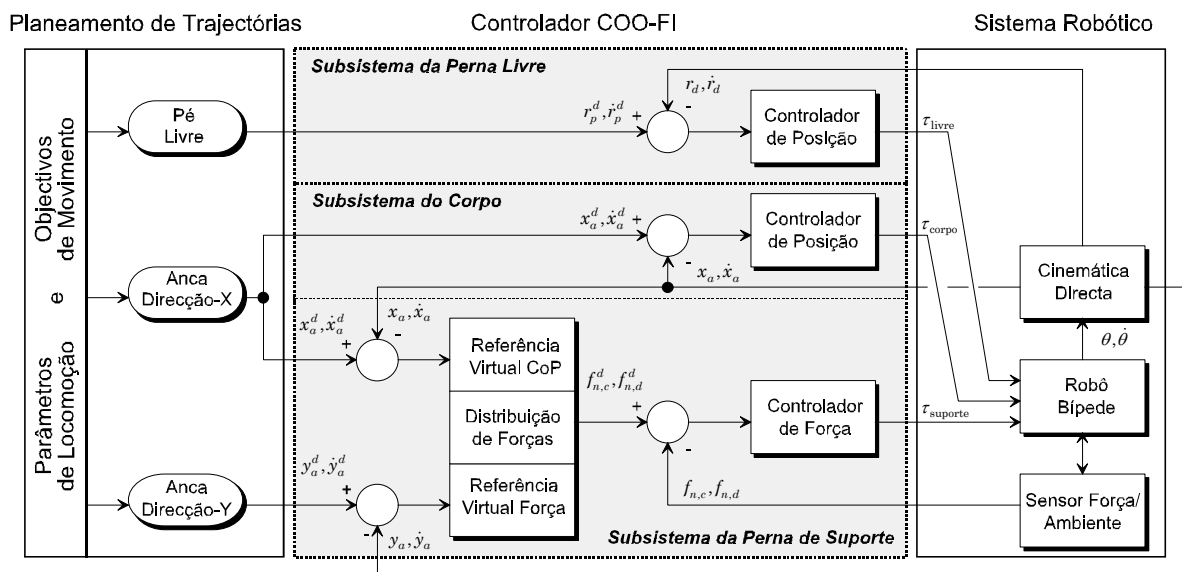


Figura 5.33 – Diagrama de blocos do controlador COO-FI modificado.

Nesta perspectiva, as forças normais de referência são calculadas em tempo real como a soma do peso do sistema mais um termo de compensação obtido a partir dos erros verticais medidos na anca:

$$\hat{f}_n^d = BW + \left[ K_p^y (y_a^d - y_a) + K_v^y (\dot{y}_a^d - \dot{y}_a) \right] \quad (5.30)$$

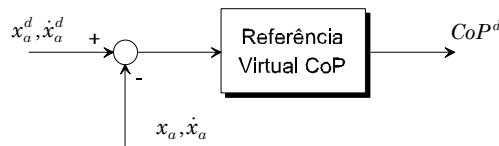
em que  $\hat{f}_n^d$  é a referência de força,  $BW$  é o peso total do sistema,  $y_a^d$  e  $y_a$  são a posição vertical da anca desejada e real,  $\dot{y}_a^d$  e  $\dot{y}_a$  são as correspondentes velocidades e  $K_p^y$  e  $K_v^y$  são os ganhos de posição e velocidade vertical.

A expressão (5.30) pode ainda ser interpretada como espelhando o comportamento do controlador COO-FI em face das características da carga. O controlador possibilita a “realimentação” de carga, espelha de uma forma explícita o termo  $BW$  e ajusta-se às variações de carga de forma automática em função dos erros de seguimento. Em simultâneo, a localização desejada para o centro de pressão  $CoP^d$  é obtida directamente em função dos erros horizontais medidos na anca, tal como ilustra a Figura 5.34:

$$CoP^d = K_p^x (x_a^d - x_a) + K_v^x (\dot{x}_a^d - \dot{x}_a) \quad (5.31)$$

em que  $CoP^d$  é a referência do centro de pressão,  $x_a^d$  e  $x_a$  são a posição horizontal da anca desejada e real,  $\dot{x}_a^d$  e  $\dot{x}_a$  são as correspondentes velocidades e  $K_p^x$  e  $K_v^x$  são os ganhos de posição e velocidade horizontal.

Com estes melhoramentos resolvem-se dois aspectos indesejáveis. Primeiro, a regulação do movimento da anca na direcção de progressão é repartida, em tempo real, entre a função de compensação do tronco  $\tau_c^{comp}$  e o deslocamento desejado para o centro de pressão  $CoP^d$ . Segundo, é possível simplificar o esquema de distribuição de forças entre as pernas durante a fase de DS, contribuindo para uma transição mais suave no fim de cada passo.



**Figura 5.34** – Modificação em tempo real da referência virtual de CoP.

A função linear  $\varphi(t)$  é aplicada de forma semelhante às referências de força e do centro de pressão, ou seja:

$$\begin{aligned} {}^D\hat{f}_n^d &= \varphi \cdot [BW + \Delta_\alpha] \\ {}^E\hat{f}_n^d &= (1 - \varphi) \cdot [BW + \Delta_\alpha] \end{aligned} \quad (5.32)$$

Desta forma, o centro de pressão da perna anterior desloca-se para o calcanhar, facilitando a posterior elevação do pé. Ao mesmo tempo, o centro de pressão da perna colocada à frente desloca-se desde o tornozelo, no instante inicial, evoluindo de forma a satisfazer a continuidade dos binários no fim de cada passo.

Conforme se pode constatar a partir da introdução, a estrutura de controlo, tem vindo a passar pela sucessiva simplificação dos algoritmos propostos. Esta última versão do controlador COO-FI será adoptada em todas as simulações futuras. Para completar acresce dizer que se chegaram aos parâmetros dos controladores virtuais indicados na Tabela 5.9.

Referência Virtual de Força, PD	Referência Virtual de CoP, PD
$K_p = 50000,0$	$K_p = 20,0$
$K_D = 1000,0$	$K_D = 0,5$

**Tabela 5.9** – Parâmetros dos controladores virtuais.

#### 5.4.5.1 Resultados das Simulações

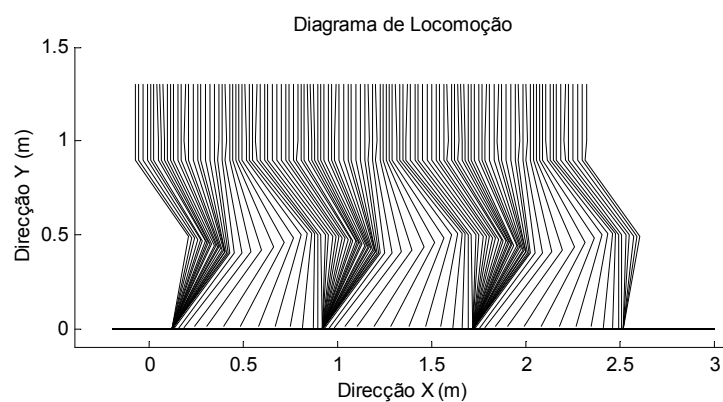
Para ilustrar as características e os desempenhos conseguidos com o esquema de controlo proposto, estes conceitos são aplicados na simulação do caminhar bípede. Os valores atribuídos aos parâmetros internos do robô e aos parâmetros de locomoção permanecem inalterados em relação à última experiência.

Deve, desde já, referir-se que o interesse reside no estudo do sistema em regime estacionário. Deste modo, o processo de locomoção é realizado ao longo de vários ciclos de forma a eliminar quaisquer efeitos transitórios. O objectivo desta subsecção é demonstrar que o esquema de controlo proposto é efectivo na regulação dos cinco objectivos elementares de controlo anteriormente traçados na Secção 5.3.1.

O diagrama de locomoção representado na Figura 5.35 é o resultado da simulação do andar bípede ao longo de dois ciclos estacionários. À luz desta observação, o resultado obtido parece ser adaptado às necessidades reais do sistema. Em relação à velocidade de progressão, a eficiência do sistema pode ser avaliada em função da colocação da perna livre, tanto no tempo como no espaço. A partir desta simulação obtiveram-se valores de erro no comprimento do passo desprezáveis e na percentagem de duplo suporte da ordem dos 4,2%.

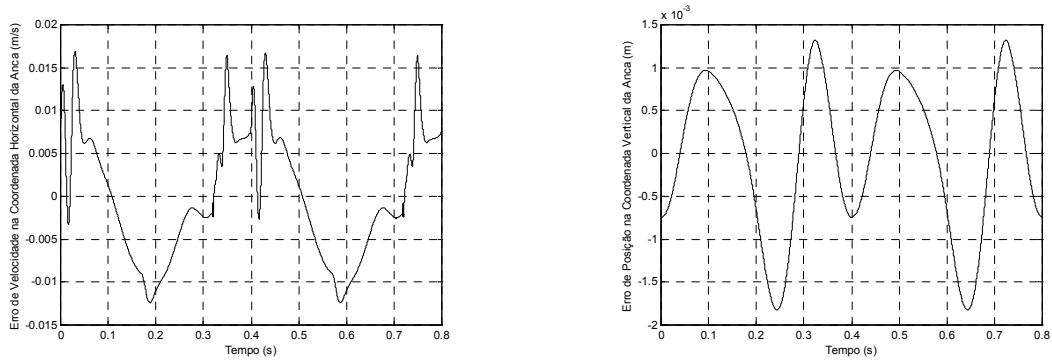
Os erros no movimento da perna livre e, em particular, o erro temporal na colocação do pé livre são inevitáveis dada a estratégia de minimização dos efeitos dos impactos. Mais ainda, o efeito da gravidade opõe-se à elevação do pé, sendo compreensível que este atinja o solo antes do instante desejado. De qualquer forma, o sistema de controlo é capaz de se adaptar (tirando partido da sua estrutura) aos desvios na colocação do pé, através do reajuste da duração da fase de duplo suporte. Naturalmente, deverá verificar-se um deslocamento das exigências para outros aspectos, como seja a eficiência energética.

A boa regulação da velocidade de progressão e da altura da anca pode ser confirmada pela observação dos gráficos da Figura 5.36. Estes representam os erros na velocidade horizontal e na posição vertical da anca medidos em relação às trajectórias de referência. Certamente, seria possível obter um desempenho superior aumentando os parâmetros dos controladores. Contudo, sabendo de antemão, com base na experiência adquirida, qual a ordem de grandeza das variáveis envolvidas, considerou-se empiricamente um conjunto de valores que resultavam em desempenhos satisfatórios.



**Figura 5.35** – Diagrama de locomoção em resultado da simulação do caminhar bípede.

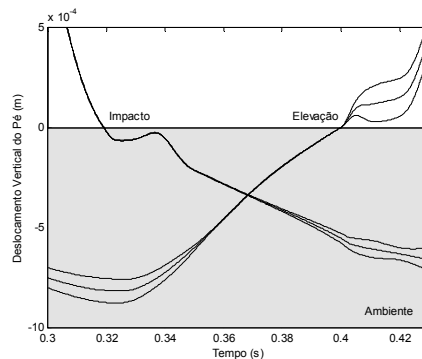




**Figura 5.36** – Erro de velocidade na coordenada horizontal da anca (velocidade de progressão) e erro de posição na coordenada vertical da anca (altura da anca).

Relacionado com este assunto está a influência que os fenómenos de colisão (elevação) com o (do) solo exercem sobre o sistema e a forma como o controlador reage nestas fases de transição. A Figura 5.37 realça o comportamento das coordenadas verticais do pé (tornozelo e extremidades) nas fase de colisão e elevação. Uma redução acentuada dos ganhos do controlador de posição PD na fase de pré-impacto (antes da perna livre atingir o solo) permite amortecer a colisão. O comportamento transitório é razoável na medida em que permite dissipar a energia de impacto e evitar saltos sucessivos do pé. Por outro lado, surgem oscilações de alta frequência nas curvas de binário e, de forma filtrada, nas evoluções temporais da posição e da velocidade.

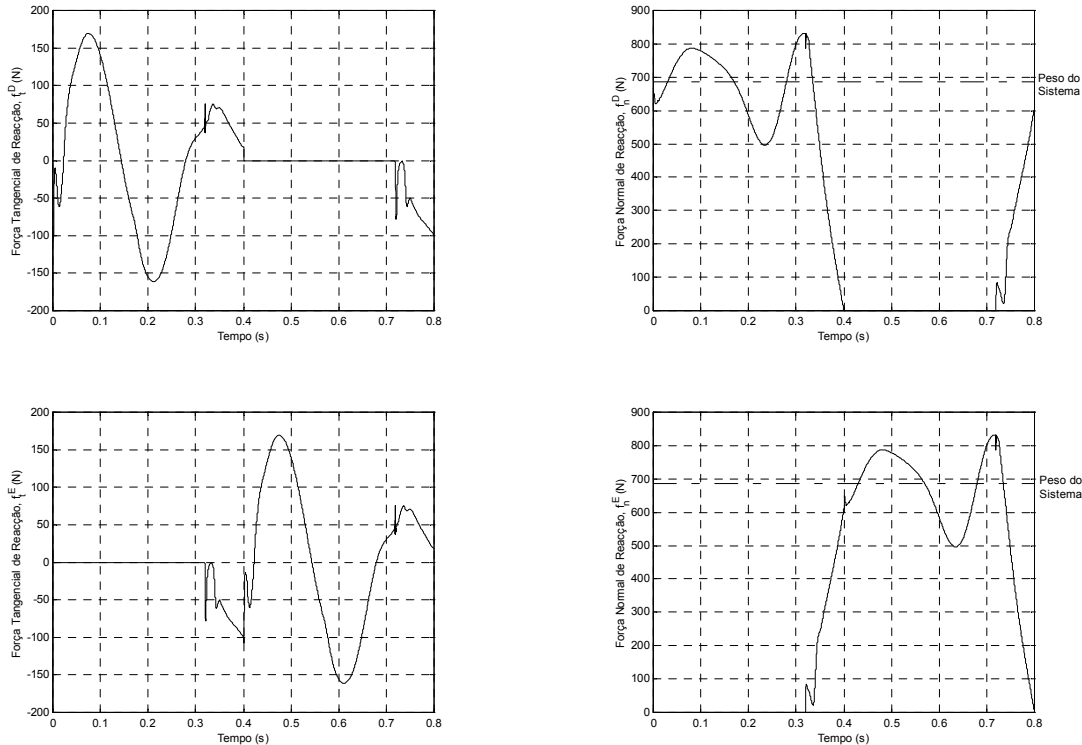
No que diz respeito à quebra de contacto, a modificação das referências de posição e velocidade do tornozelo são úteis para minimizar a sobre-elevação verificada nas coordenadas verticais. Contudo, é desejável que as características de elevação do pé estejam melhor adaptadas às exigências colocadas pelas tarefas a realizar.



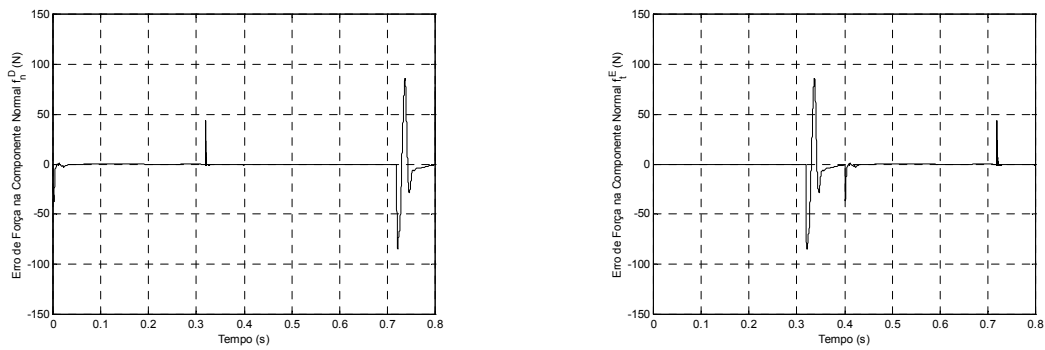
**Figura 5.37** – Comportamento das coordenadas verticais do pé (tornozelo e extremidades) nas fases de impacto (pé esquerdo) e elevação do pé (pé direito).

A Figura 5.38 apresenta a evolução temporal das forças de reacção tangencial e normal sobre a perna direita (D) e esquerda (E) ao longo do ciclo de locomoção. Estas forças de reacção reflectem as acelerações do centro de massa (CoM) e ajudam a descrever o comportamento do sistema. A componente normal  $f_n$  sofre um rápido crescimento logo após o contacto, enquanto tem lugar a transferência de suporte entre pernas. Este valor atinge os 10% acima do peso do sistema ( $BW$ ), reflectindo a aceleração vertical da massa do sistema. Entretanto, à medida que o joelho flexiona, verifica-se uma descida acentuada para valores abaixo do  $BW$ . O segundo pico acima do peso do sistema dá origem a um novo movimento vertical do CoM. Finalmente, o peso a que esta perna está sujeita tende para zero à medida que este se transfere para a outra perna.

Esta forma da curva assemelha-se, em grande medida, aquela que resulta da locomoção humana [Winter90]. Contudo, em relação à componente horizontal esta analogia deixa de ser evidente. Assim, imediatamente a seguir ao contacto ( $t \approx 0,32s$  e  $t \approx 0,72s$ ), a componente tangencial é negativa de forma a evitar o deslizamento do pé, tornando-se entretanto oscilante com fases de impulsão e desaceleração.

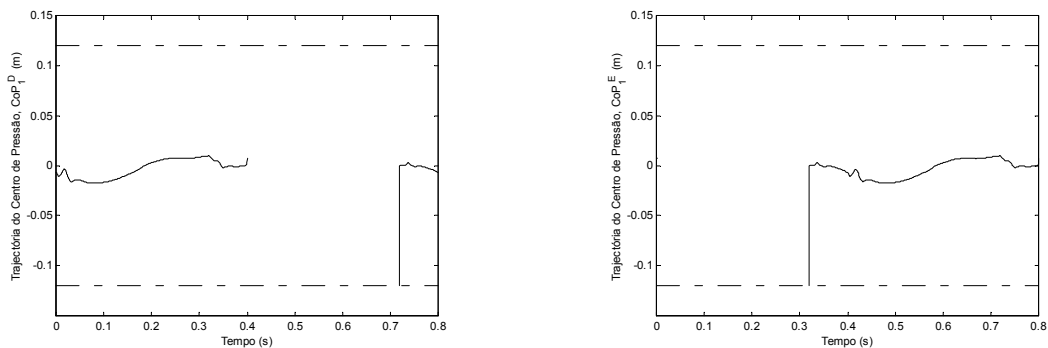


**Figura 5.38** – Componentes tangencial e normal da força de reacção do solo sobre a perna direita (D) e esquerda (E) ao longo do ciclo completo.

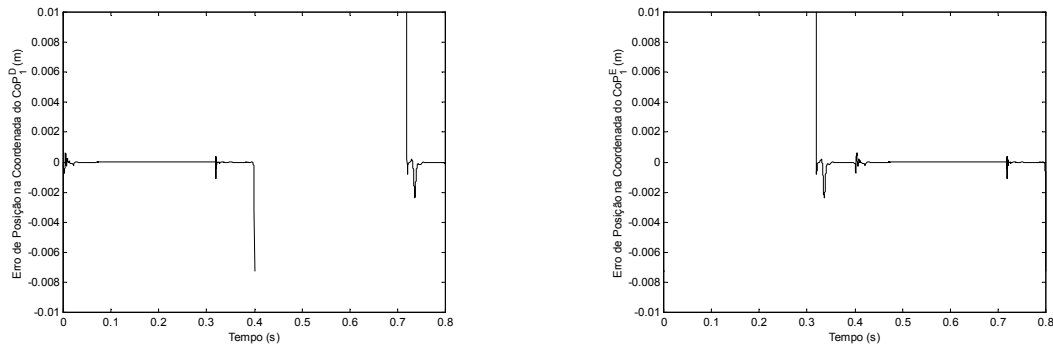


**Figura 5.39** – Erros de força nas componentes normais de reacção da perna direita  $f_n^D$  e da perna esquerda  $f_n^E$ .

Os erros verificados no seguimento das forças desejadas  $f_{n,c}^d + f_{n,d}^d$ , nas pernas direita (D) e esquerda (E), são ilustrados na Figura 5.39. Para completar esta fase interessa analisar a evolução temporal do centro de pressão. Por um lado, as trajectórias do centro de pressão na perna direita e esquerda (Figura 5.40), respectivamente  $CoP_1^D$  e  $CoP_1^E$ , proporcionam uma indicação acerca do contacto com o solo e da distribuição de forças pelas extremidades de cada pé. De notar que estas funções não se encontram definidas nas zonas em que a perna permanece acima do solo (fase aérea). A Figura 5.41 mostra a evolução dos erros obtidos entre as referências virtuais e reais do CoP. À semelhança das forças de reacção, o seguimento de trajectórias é eficiente. Por outro lado, a trajectória do centro de pressão global  $CoP_2$  é útil para ilustrar a evolução do centro de pressão entre as duas pernas (durante a fase de DS) em que ocorre a transferência de suporte (Figura 5.42).



**Figura 5.40** – Evolução temporal do centro de pressão ao longo do ciclo completo na perna direita  $CoP_1^D$  e na perna esquerda  $CoP_1^E$  (a tracejado representam-se os limites físicos do pé).

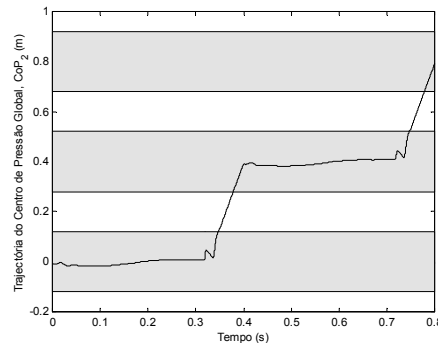


**Figura 5.41** – Erros de posição nas coordenadas do centro de pressão da perna direita  $CoP_1^D$  e da perna esquerda  $CoP_1^E$ .

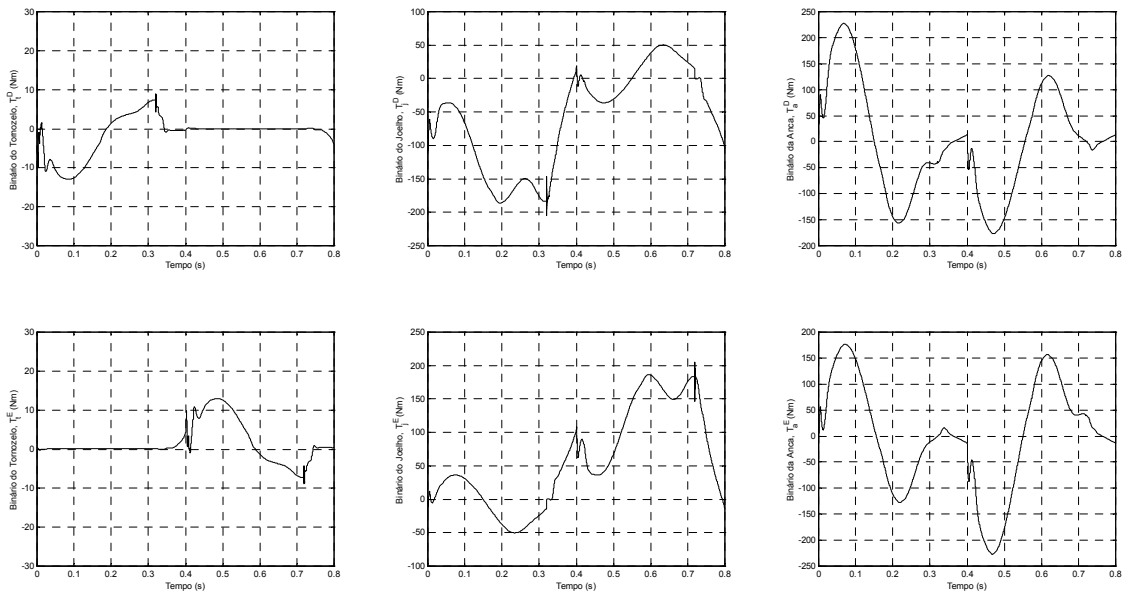
Em termos globais, as conclusões mais salientes são:

- A compensação introduzida pelo movimento do tronco é bastante eficiente no que concerne à estabilidade dinâmica:  $ME = 85,7\%$ .
- A condição de equilíbrio rotacional verifica-se integralmente em ambos os pés (os picos determinam a extremidade que atinge o solo no instante de contacto inicial).
- A transferência do CoP entre as pernas, durante a fase de duplo suporte, ocorre de forma suave e contínua.

Em relação à simulação da dinâmica inversa (Capítulo 4), o movimento do tronco determina, seguramente, modificações nas especificações dos binários nas juntas. No sentido de esclarecer estas diferenças representa-se na Figura 5.43 a evolução temporal dos binários nas juntas do tornozelo, do joelho e da anca das duas pernas.

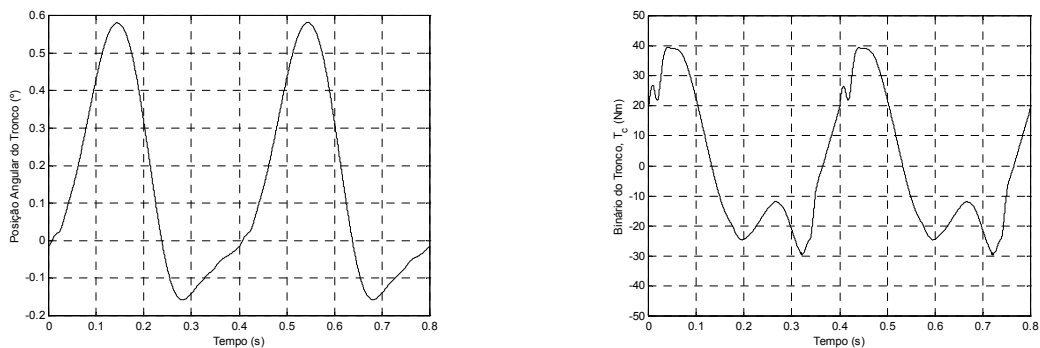


**Figura 5.42** – Evolução temporal do centro de pressão global  $CoP_2$  ao longo do ciclo completo (a sombreado representa-se a localização dos pés ao longo de dois passos).

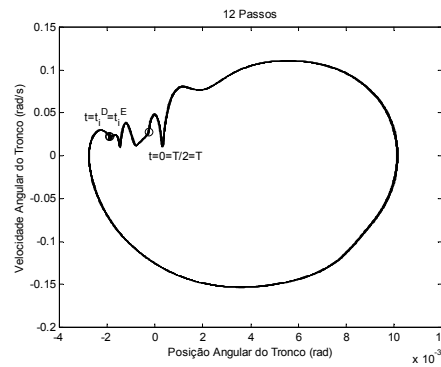


**Figura 5.43** – Evolução temporal dos binários da anca, joelho e tornozelo das pernas direita (D) e esquerda (E) ao longo do ciclo completo. A potência dissipada vale  $P_d = 40388N^2m$ .

As oscilações presentes nas curvas de binário ocorrem nos instantes de impacto ( $t = 0,32s$  e  $t = 0,72s$ ) e de elevação do pé ( $t = 0,4s$ ). Em comparação com as simulações da dinâmica inversa, estas curvas revelam a acentuada diminuição nos binários das juntas do tornozelo, enquanto as amplitudes nas juntas do joelho e da anca mantêm a mesma ordem de grandeza. Este é um indicador da boa adaptação conseguida entre o desempenho dinâmico e as capacidades funcionais do robô. Por outro lado, os movimentos impostos à secção superior do corpo exigem os requisitos medidos pelo deslocamento angular e pelo binário da junta do tronco (Figura 5.44).



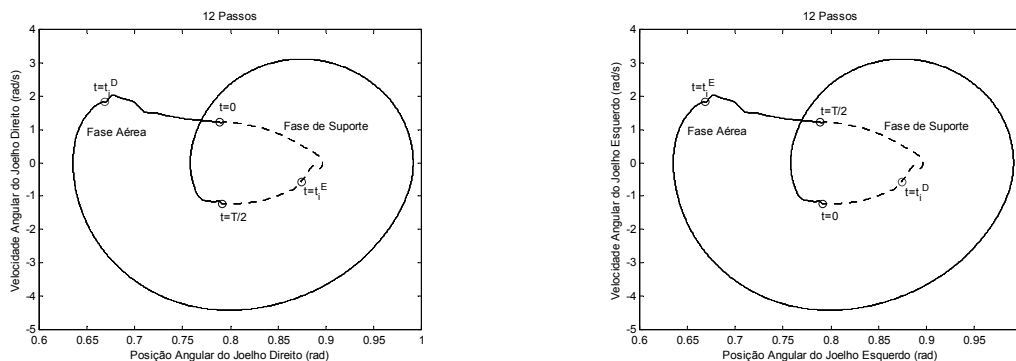
**Figura 5.44** – Ângulo de inclinação do tronco em relação à vertical e evolução temporal do binário do corpo ao longo do ciclo completo.



**Figura 5.45** – Trajetória no plano de fase da junta do tronco ao longo de 6 ciclos (12 passos).

Os traçados da evolução temporal de variáveis representativas podem não proporcionar, por si só, informação suficiente sobre a dinâmica do sistema. Neste contexto, o plano de fase é uma ferramenta útil, seja na monitorização simultânea de variáveis de posição e velocidade como na verificação da ocorrência de padrões simétricos e periódicos. Por exemplo, a trajetória de fase representada na Figura 5.45 reporta-se à junta do tronco, tendo sido obtida pela sobreposição de 6 ciclos do padrão de locomoção (12 passos consecutivos). As partes mais oscilatórias da trajetória podem ser interpretadas como uma imagem das maiores dificuldades sentidas pelo controlador nas fases de transição. Estes aspectos não têm influência na capacidade de convergência demonstrada pela existência de um ciclo limite bem definido.

As características repetitivas e estacionárias do padrão resultante podem ser observadas recorrendo à trajetória de fase da junta dos joelhos (Figura 5.46). Neste caso, para cada um dos joelhos identificam-se o início e o fim da fase de suporte e da fase aérea. Para além da periodicidade, é possível evidenciar a simetria do movimento das duas pernas, que se encontram em oposição de fase.



**Figura 5.46** – Trajetórias no plano de fase das juntas do joelho direito e esquerdo nas fase de suporte (linha tracejada) e fase aérea (linha contínua) ao longo de 6 ciclos (12 passos).

Assim, podem-se tirar desde já algumas conclusões preliminares. Primeiro, a evolução temporal do deslocamento angular do tronco aproxima-se de uma função sinusoidal, confirmando as hipóteses levantadas no Capítulo 4. Em segundo lugar, uma pequena oscilação em torno da postura vertical pode resultar em vantagens significativas em termos de estabilidade dinâmica. Mais ainda, o esquema de controlo proposto para a secção do tronco permite otimizar o movimento do tronco que converge para um ciclo limite.

## 5.5 Conclusões

Neste capítulo descreveram-se os algoritmos e as estratégias empregues no desenvolvimento do controlador COO-FI. A síntese da locomoção bípede representa um enorme desafio, sobretudo, naquilo que respeita aos problemas do planeamento do padrão de locomoção e da estabilidade dinâmica. Os esforços realizados no Capítulo 4 forneceram uma resposta para o primeiro problema. No entanto, em termos de controlo é preciso acrescentar às características dinâmicas do sistema, as relações que se estabelecem em função das repetidas interações com o ambiente. Nesta ordem de ideias, o controlador proposto obedece a um algoritmo híbrido que combina o controlo de força na situação de contacto (perna de suporte) e o controlo de posição para o movimento no espaço livre (perna livre). A secção superior do tronco funciona como um mecanismo de compensação de um sistema que está sujeito a impactos mínimos.

O caminho prosseguido insere-se no espaço deixado em aberto entre as duas aproximações atrás descrita, isto é, o pré-planeamento de trajectórias com a modificação das referências em tempo real e a geração integral das referências em tempo real. Deste modo, importa reflectir sobre as contribuições introduzidas e que se centram em dois aspectos fundamentais. Em primeiro lugar, a implementação do controlador é orientada por objectivos que se baseiam na progressão da secção superior do corpo e nas interações dos membros inferiores com o solo. As condições de “interacção” (*i.e.*, forças) são determinadas, em tempo real, pela especificação da “progressão” desejada (*i.e.*, posição, velocidade e aceleração) e pelas características do próprio ambiente. É com base nestes pressupostos que o controlador calcula os esforços de actuação necessários. Sempre que estes esforços tendem a ultrapassar o limite estabelecido, o sistema deve ser obrigado a diminuir as exigências de

“progressão” (*e.g.*, velocidade de progressão), adaptando-se de forma natural às condições do ambiente. Este é um desvio em relação a outras aproximações em que esta relação de causa (“interacção”) e efeito (“progressão”) acaba por ser forçada. São exemplo disso as metodologias em que o pré -planeamento consiste na especificação simultânea da “progressão” e da “interacção”. Em alguns trabalhos [Hirai98] [Huang00][Park00][Yamaguchi99] é especificada a evolução temporal desejada para o centro de pressão. Neste caso, os desvios verificados no CoP são usados para modificar a dinâmica do sistema ou de uma parte (*e.g.*, a secção do tronco).

Em segundo lugar, este procedimento permite minimizar o número de variáveis de referência. Este facto pressupõe, naturalmente, que o controlador tem capacidade para “encontrar” a dinâmica de interacção adequada. Ainda assim, o desempenho do sistema vai depender, sobremaneira, do movimento de referência imposta à anca e à perna livre. Nesta medida, a experiência adquirida no capítulo anterior foi relevante para um ajuste mais apropriado dos parâmetros de locomoção.

Nesta altura afigura-se como válida a opção pela utilização de estruturas de controlo simples (tipo PD ou PI) de forma a valorizar as características dinâmicas do sistema e os méritos das estratégias propostas. Em contrapartida, esta estrutura de controlo requer um mais vasto conjunto de informação sensorial (*e.g.*, forças, proximidade, pressão), que meramente as medidas de posição e velocidade. Numa perspectiva mais alargada, os sensores inerciais (*e.g.*, inclinómetros e giroscópios) e um sistema de visão são, também, componentes essenciais para que o robô estabeleça uma referência no espaço operacional e possa obter dados relativos ao movimento.

Os resultados da simulação do caminhar bípede sugerem os seguintes comentários:

- O controlador COO-FI está bem adaptado à regulação dos cinco objectivos delineados para o sistema bípede artificial. As estratégias implementadas mostram ser eficientes nas fases de impacto e elevação do pé e, ao mesmo tempo, proporcionam uma transferência suave de suporte entre as pernas.
- A realimentação das forças de interacção e os mecanismos de compensação usados são apropriados, tal como mostra o padrão periódico e estável obtido. Mais ainda, o esquema de controlo proposto contribui para um acréscimo significativo da margem de estabilidade.
- A avaliação da eficiência e da robustez de funcionamento deve ser, agora, alargada a um conjunto de experiências realizadas sob diferentes condições (Capítulo 6).



## Capítulo 6

# Avaliação da Eficiência e Robustez do Controlador COO-FI

### 6.1 Introdução

Neste capítulo dá-se realce aos aspectos de eficiência e robustez do controlador orientado por objectivos baseado nas forças de interacção (COO-FI) e exploraram-se algumas das suas características mais relevantes. Em especial devido à natureza híbrida do esquema de controlo, é importante evidenciar as questões de estabilidade e periodicidade do padrão de locomoção resultante. Para verificar a eficiência do método são realizadas várias simulações do caminhar bípede em diferentes condições. O estudo da robustez é realizado com base num conjunto de experiências que demonstram o desempenho do sistema quando sujeito a perturbações externas (*e.g.*, a variação dos parâmetros de carga e/ou do ambiente, a aplicação de forças de colisão).

### 6.2 Avaliação do Controlador COO-FI

Para efeitos de comparação, todas as simulações são efectuadas usando o mesmo conjunto de parâmetros de referência proposto, anteriormente, no Capítulo 5. A ideia central é manter “globalmente” os parâmetros de simulação de forma a conseguir uma análise dos efeitos produzidos por variações individuais, nomeadamente:

- Os parâmetros de massa e comprimento dos elos são fixos e similares às de um ser humano adulto;

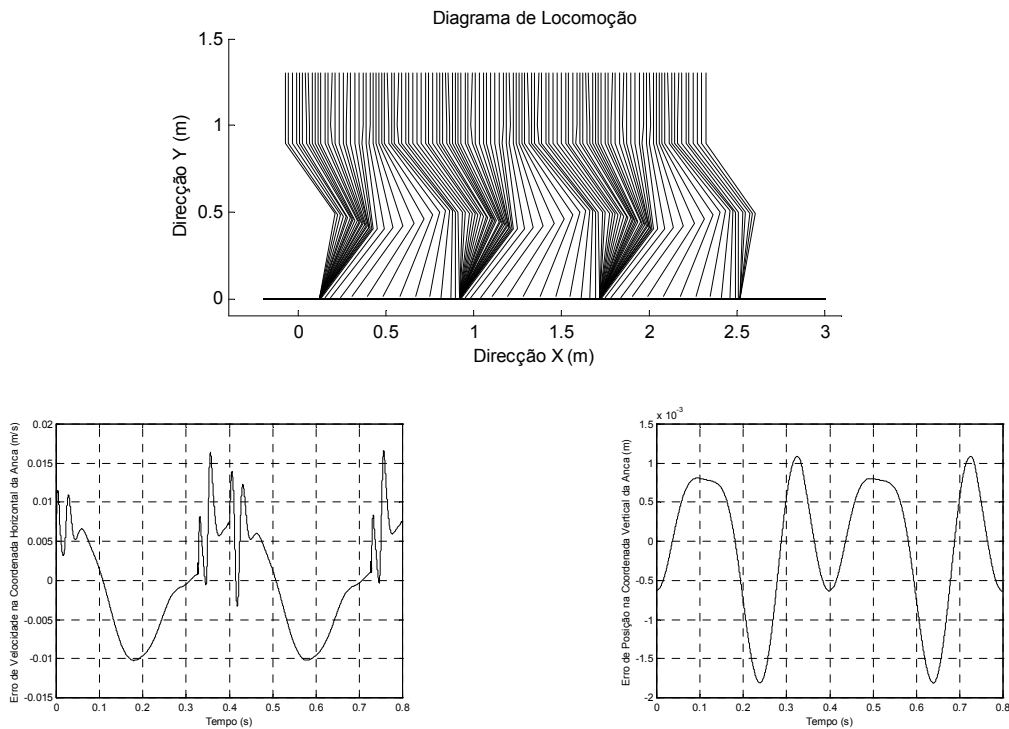
- Do ponto de vista do padrão de locomoção, ignora-se o problema transitório que implica a transição de um estado inicial parado para o movimento estacionário;
- A influência da força tangencial de reacção é desprezada uma vez que se considera que a força de atrito é suficientemente elevada para evitar deslizamentos;
- O movimento inicia-se com a elevação da perna esquerda e evolui na sequência atrás descrita (referir à Figura 5.27). Ao mesmo tempo, mantém-se invariável a velocidade de progressão  $V_p = 1,0m/s$ , a altura da anca  $A_h = 0,9m$ , a máxima elevação do pé acima do solo  $P_e = 0,02m$  e a percentagem de DS  $T_{ds} = 0,16T_p$ ;
- Os valores dos parâmetros dos controladores, uma vez ajustados manualmente, manter-se-ão constantes, com excepção de casos pontuais que serão destacados.

No sentido oposto, pretende-se estudar a influência da compensação do tronco, do movimento específico da anca ou do tipo de trajectória da perna livre. Ao mesmo tempo, a análise de robustez não pressupõe medidas adicionais de compensação ou de antecipação em relação às perturbações impostas.

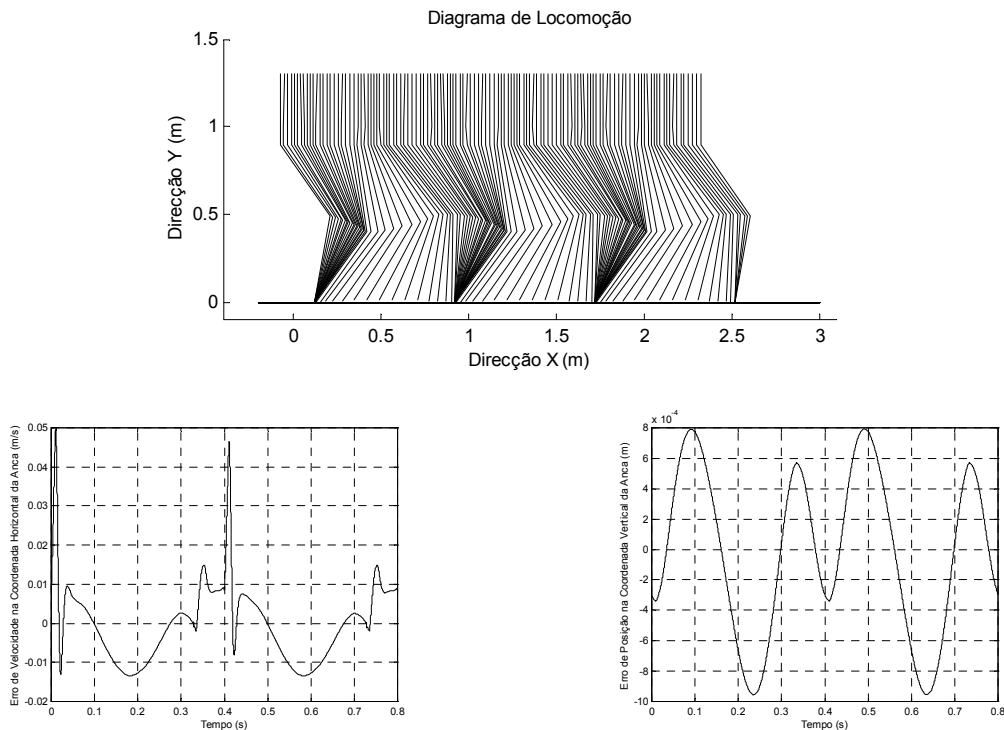
### 6.2.1 Influência do Tipo de Movimento da Perna Livre

Nesta secção investiga-se o papel que o movimento da perna livre exerce no processo de optimização do desempenho do sistema. Para a perna livre completar um passo precisa acelerar, rodar e travar a respectiva coxa, perna e pé. As exigências colocadas aos respectivos actuadores resultam, em grande medida, de factores inerciais. Assim, nesta subsecção comparam-se os resultados das simulações do andar bípede usando trajectórias dos tipos X3Y2 e X2Y2. Isto significa que se, por um lado, os avanços vão no sentido de menores exigências de carácter inercial, por outro lado, os indesejáveis efeitos dos impactos podem ser amplificados.

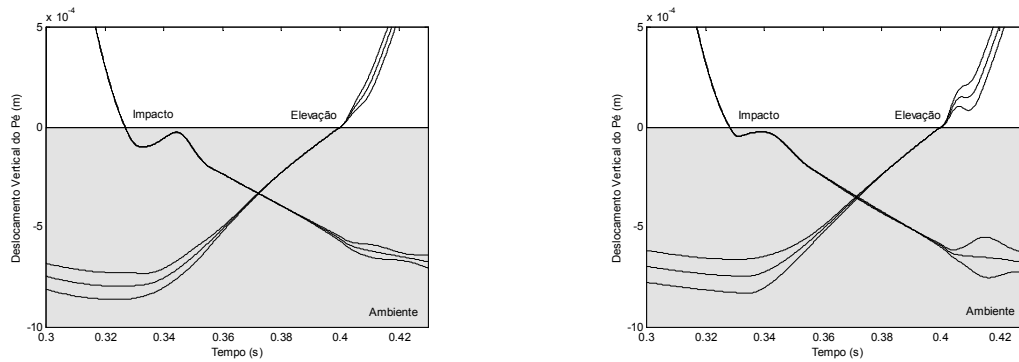
Os diagramas de locomoção apresentados nas Figuras 6.1 e 6.2 correspondem às simulações obtidas, respectivamente, com trajectórias dos tipos X3Y2 e X2Y2. Ao mesmo tempo, os gráficos de erro nas coordenadas da anca já evidenciam algumas diferenças em torno dos instantes de elevação do pé ( $t = 0$  e  $t = 0,4s$ ). No entanto, nas duas situações o sistema evolui para um padrão de locomoção simétrico e repetitivo. Por esta razão, é concebível considerar, sem perda de generalidade, apenas as variáveis relativas à perna direita (ou esquerda) como contendo toda a informação.



**Figura 6.1** – Diagrama de locomoção em resultado da simulação do caminhar bípede usando uma trajectória do tipo X3Y2; erro de velocidade na coordenada horizontal da anca (velocidade de progressão) e erro de posição na coordenada vertical da anca (altura da anca).



**Figura 6.2** – Diagrama de locomoção em resultado da simulação do caminhar bípede usando uma trajectória do tipo X2Y2; erro de velocidade na coordenada horizontal da anca (velocidade de progressão) e erro de posição na coordenada vertical da anca (altura da anca).

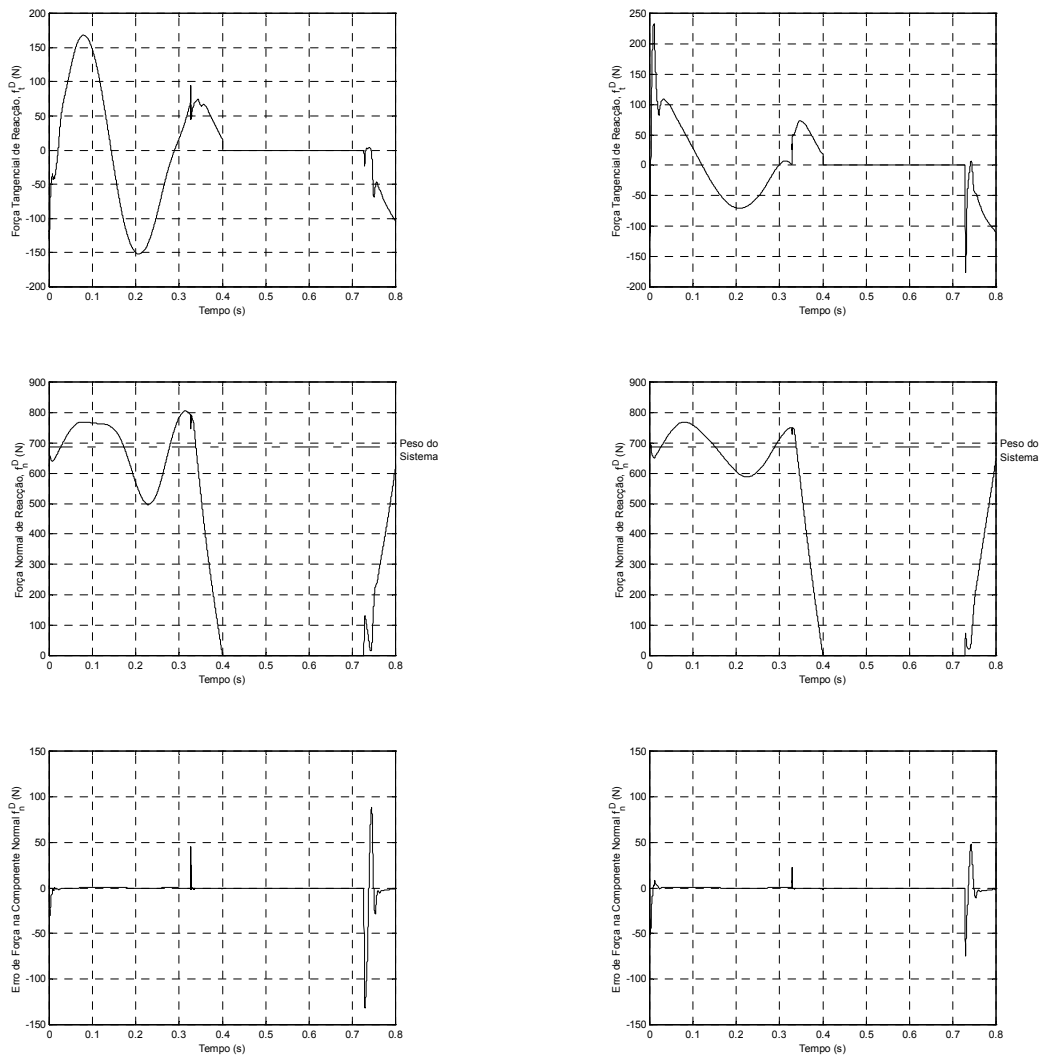


**Figura 6.3** – Comportamento das coordenadas verticais do pé (tornozelo e extremidades) nas fases de impacto (pé esquerdo) e elevação do pé (pé direito) usando trajetórias do tipo X3Y2 (à esquerda) e X2Y2 (à direita).

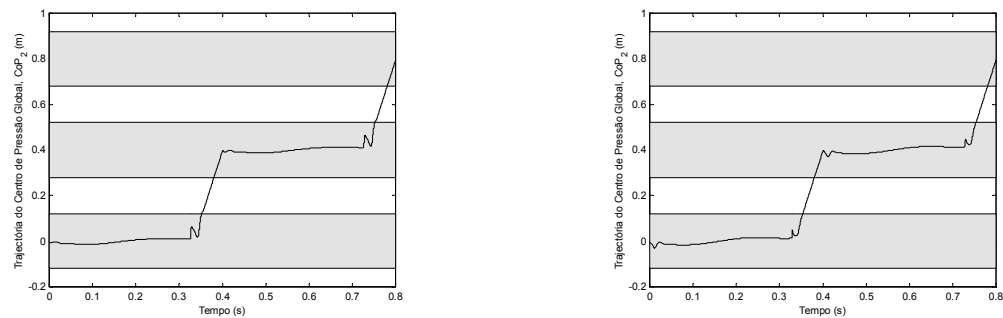
As características das fases de impacto e elevação do pé, representadas pelas suas coordenadas verticais, estão ilustradas na Figura 6.3. À luz do estudo efectuado, são notórias as vantagens de um ou do outro tipo de trajetória consoante se trate da fase de impacto ou da fase de elevação do pé. Por um lado, a trajetória X2Y2 reduz significativamente o efeito de sobre-elevação na fase que se segue ao impacto. Por outro lado, a trajetória X3Y2 proporciona um ângulo de arranque mais favorável, proporcionando uma forma mais suave de elevação do pé.

A interpretação da evolução temporal das forças de reacção (Figura 6.4) complementa a análise. Assim, o aparecimento de uma variação brusca na componente tangencial, em consequência da elevação do pé, pressupõe dificuldades acrescidas no controlo de potenciais deslizamentos, como se verificará mais adiante. Em contraponto, a evolução da componente normal mostra uma menor oscilação em torno do valor médio (peso do sistema,  $BW$ ) e uma mais fácil transferência de suporte entre pernas. À semelhança das forças de reacção normais, as trajetórias do centro de pressão global  $CoP_2$  evoluem de forma bastante suave e asseguram uma margem de estabilidade significativa (Figura 6.5).

Visto segundo outra perspectiva, estes resultados reflectem a dificuldade sentida pelo sistema em consequência da mudança na sua dinâmica. As imposições determinadas pela trajetória do tipo X2Y2 afectam a condição de continuidade (ou repetibilidade). Uma vez que o controlador impõe esta continuidade nas variáveis de força normal e do centro de pressão, as consequência recaem por inteiro nas forças tangenciais e na evolução dos binários (Figuras 6.6 e 6.7).



**Figura 6.4** – Componentes tangencial e normal da força de reacção do solo e erro normal sobre a perna direita (D) usando trajetórias do tipo X3Y2 (à esquerda) e X2Y2 (à direita).

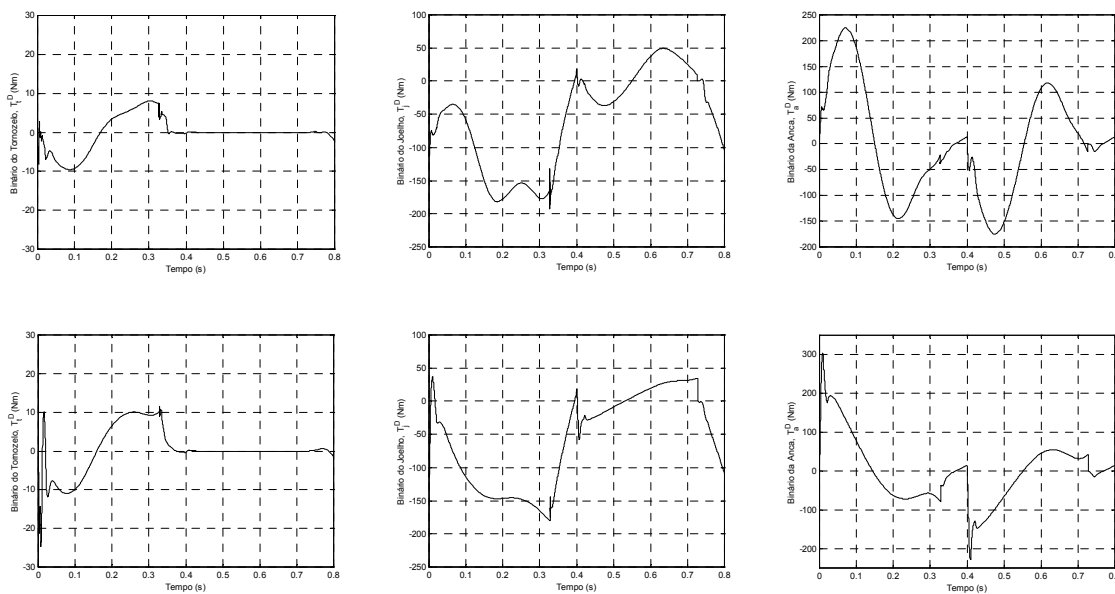


**Figura 6.5** – Evolução temporal do centro de pressão global  $CoP_2$  (a sombreado representa-se a localização dos pés ao longo de 2 passos) usando trajetórias do tipo X3Y2 (à esquerda) e X2Y2 (à direita).

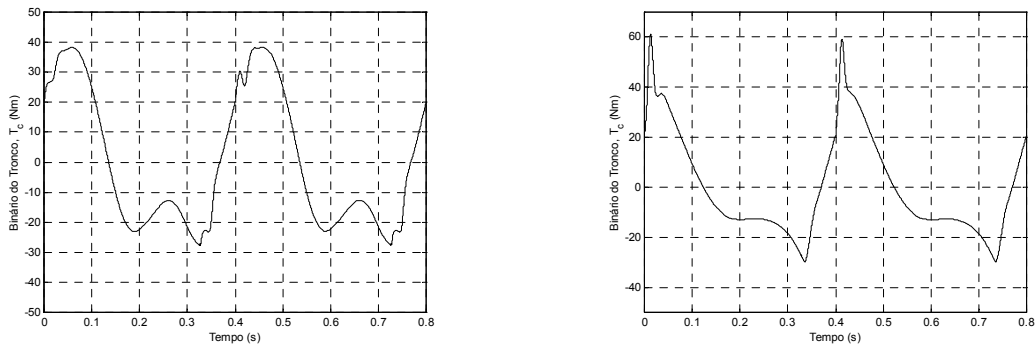
TRAJECTÓRIA	X2Y2	X3Y2	X3Y3
$P_d(N^2m)$	30909	40175	40388
$DS$ (%)	18,0	18,4	20,2
$ME$ (%)	75,5	89,3	85,7

**Tabela 6.1** – Comparação de desempenhos em função do tipo de trajectória da perna livre: potência média dissipada, percentagem de duplo suporte e margem de estabilidade.

A Tabela 6.1 resume o desempenho do sistema com base em diferentes pontos de vista. De notar os benefícios energéticos ( $P_d$ ) da trajectória X2Y2 quando comparada com as outras duas soluções. O factor que determina esta melhoria centra-se na componente horizontal da trajectória (X3Y2 e X3Y3 apresentam valores idênticos) e, sobretudo, reflectem-se no período que corresponde à fase aérea da perna. Contudo, estes benefícios são obtidos à custa da redução da margem de estabilidade e das maiores dificuldades das superfícies de contacto para evitarem o escorregamento. Em relação aos binários, as oscilações verificadas impõem uma fadiga prejudicial, quer aos actuadores quer à estrutura mecânica. As trajectórias do plano de fase (Figura 6.8) ilustram de outra forma as diferenças de desempenho agora descritas.

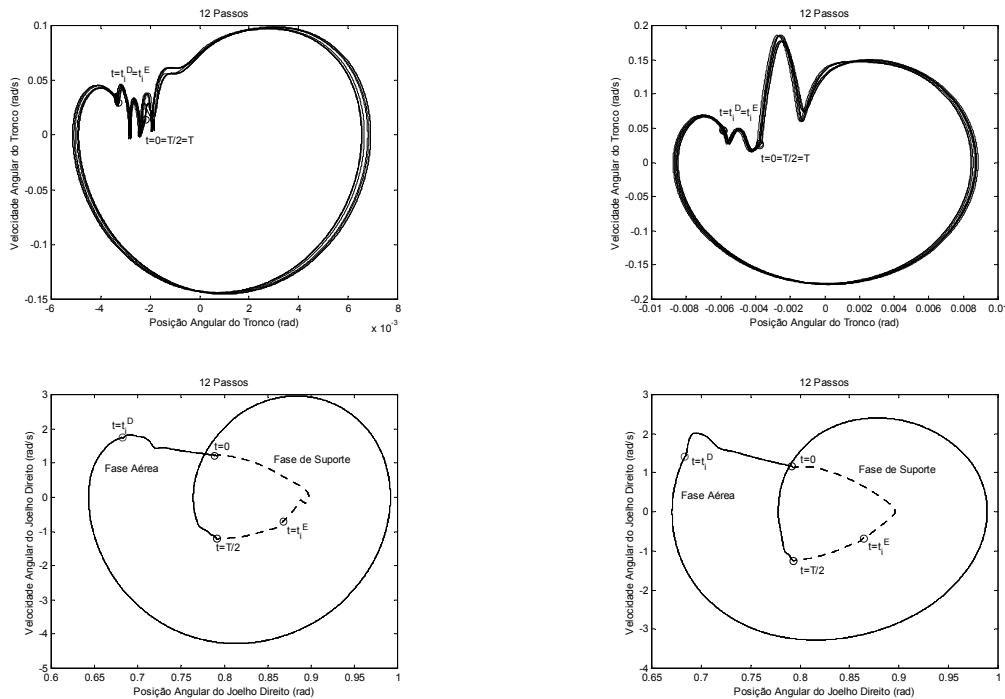


**Figura 6.6** – Evolução temporal dos binários da anca, joelho e tornozelo da perna direita (D) ao longo do ciclo completo usando trajectórias do tipo X3Y2 (em cima) e X2Y2 (em baixo).



**Figura 6.7** – Evolução temporal do binário do tronco ao longo do ciclo completo usando trajectórias do tipo X3Y2 (à esquerda) e X2Y2 (à direita).

Em resumo, o melhor comportamento da solução X2Y2 na fase de transferência de suporte vem penalizado pela trajectória oscilatória que se segue. Esta situação pode ser corrigida à custa de ganhos mais baixos do respectivo controlador. Contudo, este procedimento acarreta um pior acompanhamento da trajectória ideal e introduz dificuldades na fase de impacto. Com base nestes argumentos, considera-se a solução X3Y2 como sendo a mais apropriada para implementar nas próximas simulações.



**Figura 6.8** – Trajectórias no plano de fase da junta do tronco e do joelho direito após 6 ciclos do padrão de locomoção (12 passos consecutivos) usando trajectórias do tipo X3Y2 (à esquerda) e X2Y2 (à direita).

### 6.2.2 Influência da Postura Vertical do Tronco

Uma questão que permanece em aberto é a de saber como se comporta o sistema se não se considerar o mecanismo de compensação do tronco. Neste caso, e à semelhança do Capítulo 4, o tronco deve manter uma postura vertical ao longo do ciclo de locomoção. Tendo em vista a explanação desta estratégia, torna-se vantajoso aumentar os parâmetros do respectivo controlador de acordo com a Tabela 6.2.

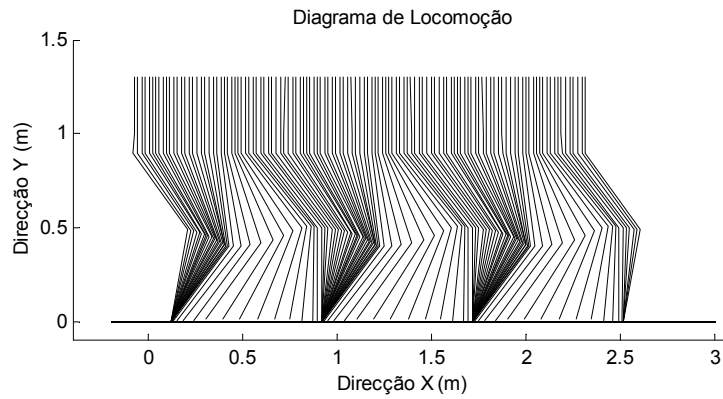
Controlador de Posição do Tronco, PD (postura)	Controlador de Posição do Tronco, PD (compensação)
$K_P^\theta = 5000,0$	$K_P^x = 0$
$K_D^\theta = 200,0$	$K_D^x = 0$

**Tabela 6.2** – Parâmetros dos controladores envolvendo a junta do tronco.

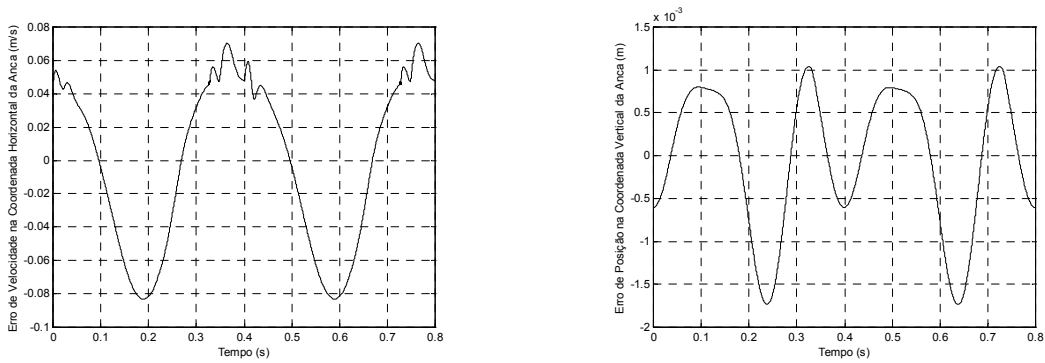
Os resultados obtidos pela simulação do caminhar bípede estão agrupados ao longo das figuras que se seguem (Figura 6.9 a 6.18). A discussão em torno desta simulação resulta da comparação do desempenho com o obtido na secção anterior usando a trajectória do tipo X3Y2. Em termos globais, os comentários mais salientes são:

- A amplitude do erro na velocidade horizontal da anca aumenta de forma significativa (Figura 6.10), reflectindo a ausência de compensação do tronco;
- Na mesma ordem de ideias, o comportamento divergente das coordenadas do pé indiciam maiores dificuldades na acomodação ao solo (Figura 6.11). A evolução do  $CoP_2$  aproxima-se dos resultados da simulação da dinâmica inversa, enquanto a margem de estabilidade se reduz a 19,8%. É curioso verificar a existência de um fenómeno “não imposto” de saturação nas curvas de  $CoP_1^D$  e  $CoP_1^D$  (Figura 6.14);
- Tal como desejado, a observação das forças de reacção do solo (Figuras 6.12 e 6.13) mostra que a resposta se manteve de acordo com a simulação de referência;
- O binário da junta do tornozelo aumenta o que implica uma distribuição mais uniforme de binários pelo tornozelo, joelho e anca (Figura 6.15). Entretanto, a potência média dissipada baixa muito ligeiramente para  $P_d = 38242N^2m$ ;
- O diagrama de locomoção (Figura 6.9) e os planos de fase (Figuras 6.17 e 6.18) mostram a eficiência do padrão de locomoção resultante.

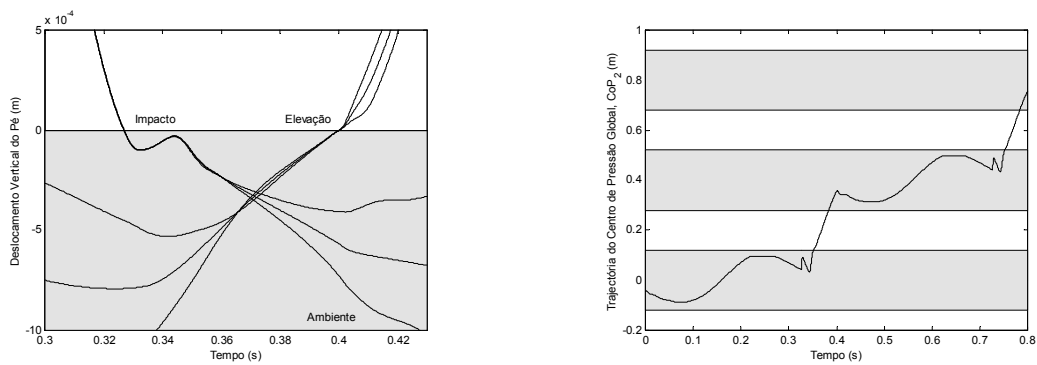




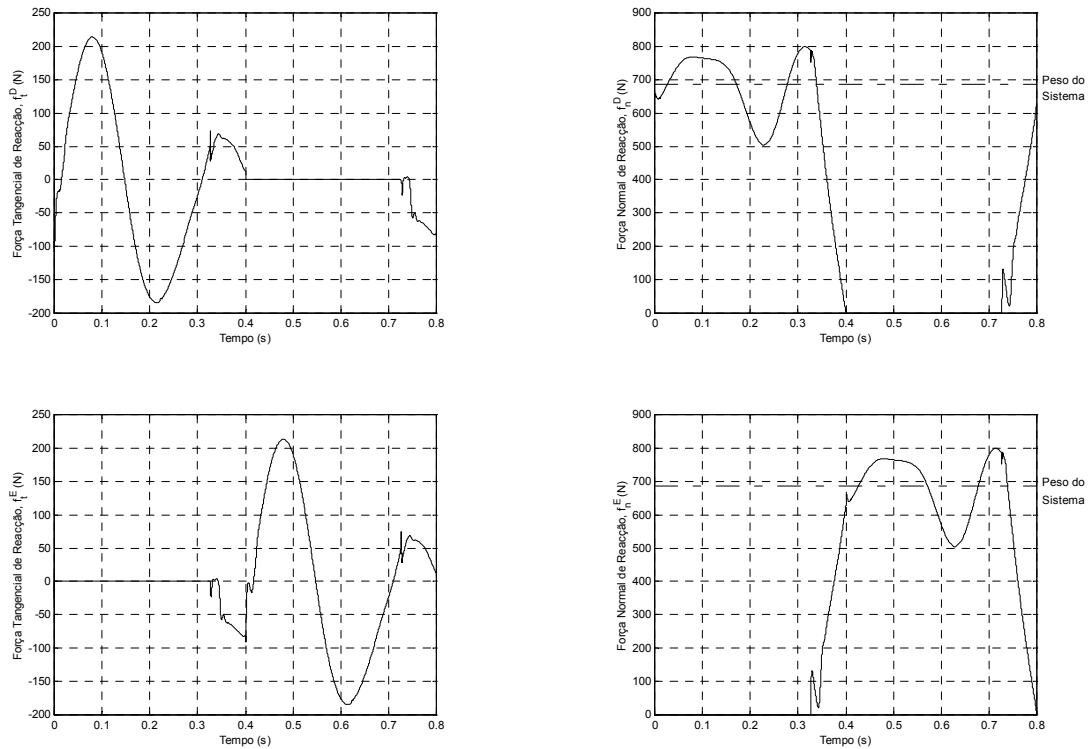
**Figura 6.9** – Diagrama de locomoção em resultado da simulação do caminhar bípede.



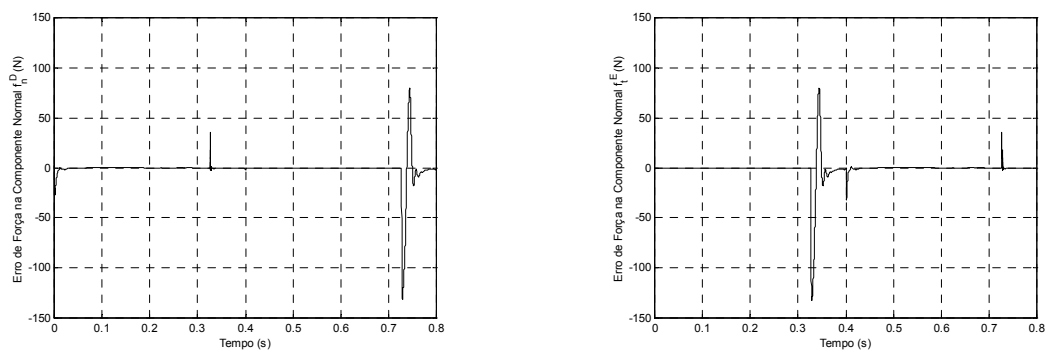
**Figura 6.10** – Erro de velocidade na coordenada horizontal da anca (velocidade de progressão) e erro de posição na coordenada vertical da anca (altura da anca).



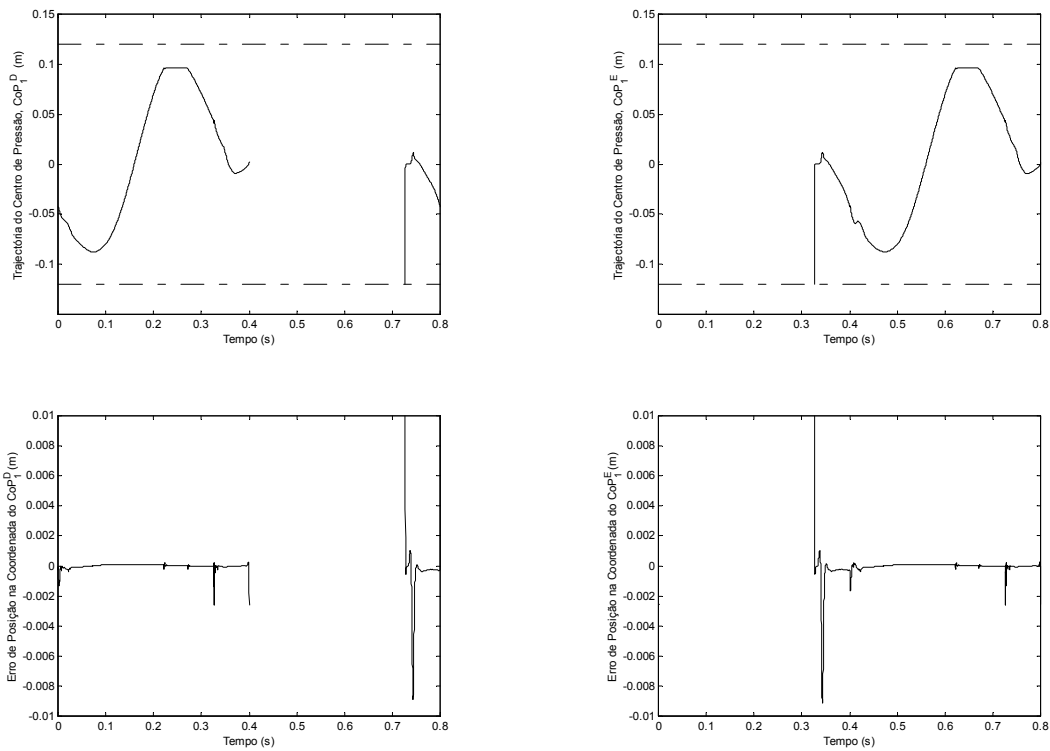
**Figura 6.11** – Comportamento das coordenadas verticais do pé (tornozelo e extremidades) nas fases de impacto (pé esquerdo) e elevação do pé (pé direito); evolução temporal do centro de pressão global  $CoP_2$  (a sombreado representa-se a localização dos pé ao longo de 2 passos).



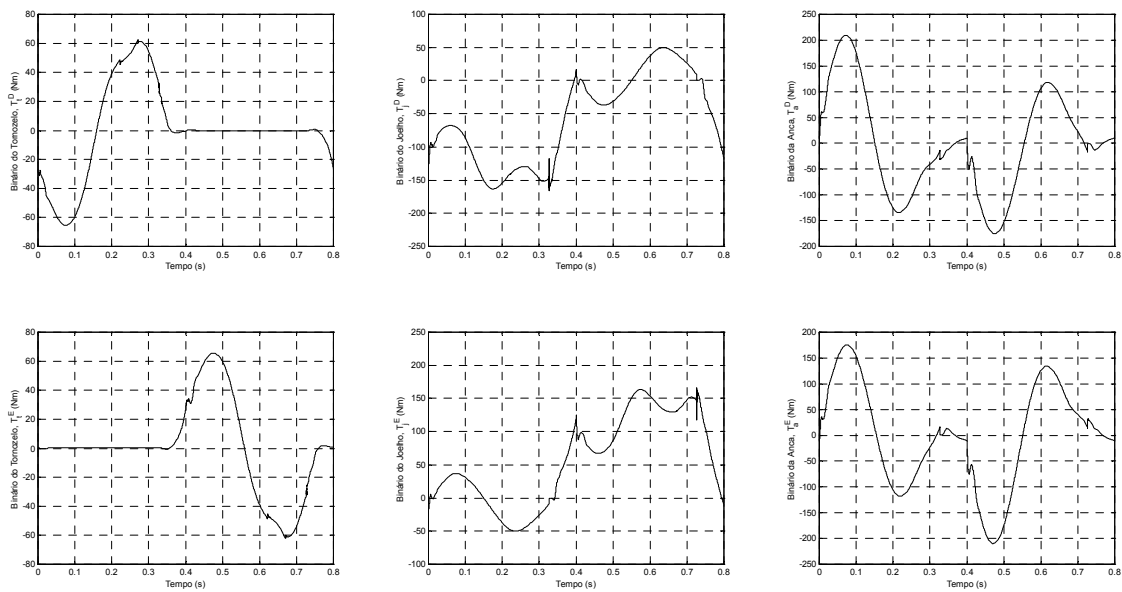
**Figura 6.12** – Componentes tangencial e normal da força de reacção do solo sobre a perna direita (D) e esquerda (E) ao longo do ciclo completo.



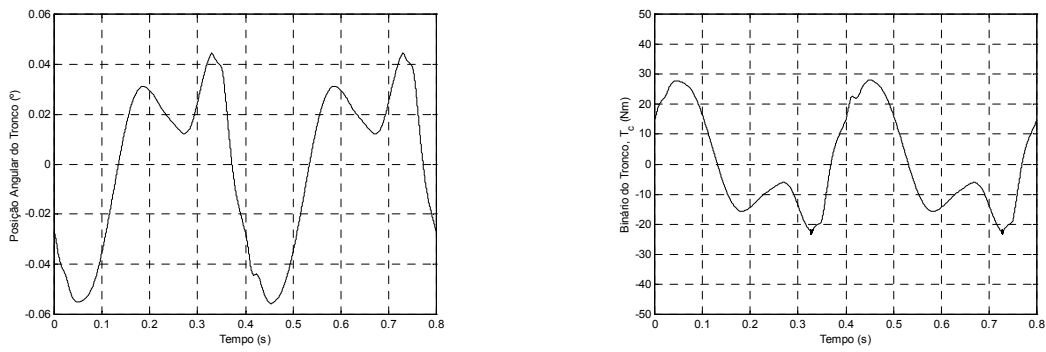
**Figura 6.13** – Erros de força nas componentes normais de reacção da perna direita  $f_n^D$  e da perna esquerda  $f_n^E$ .



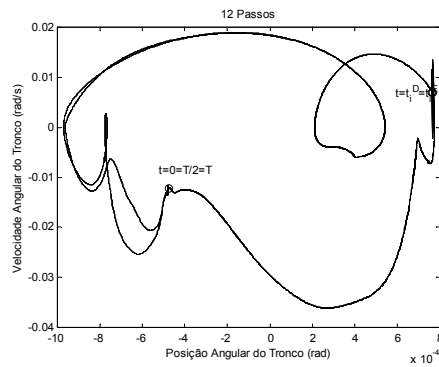
**Figura 6.14** – Evolução temporal do centro de pressão e respectivos erros ao longo do ciclo completo na perna direita  $CoP_1^D$  e na perna esquerda  $CoP_1^E$  (a tracejado representam-se os limites físicos do pé).



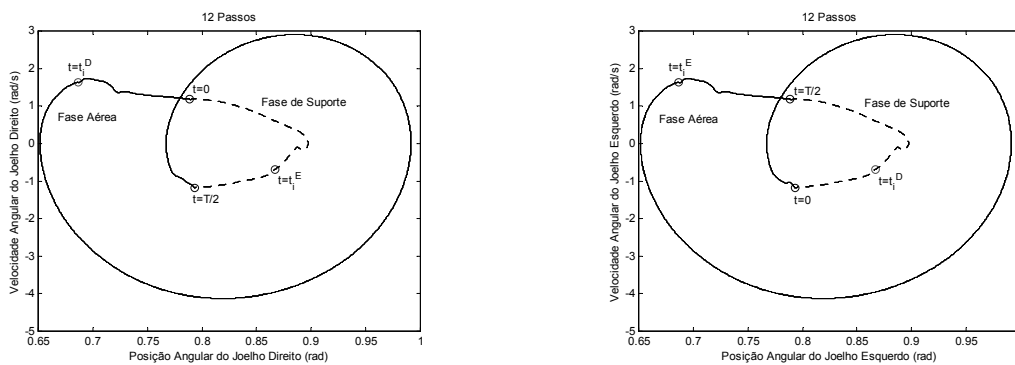
**Figura 6.15** – Evolução temporal dos binários da anca, joelho e tornozelo da perna direita (D) e esquerda (E) ao longo do ciclo completo.



**Figura 6.16** – Ângulo de inclinação do tronco em relação à vertical e evolução temporal do binário do corpo ao longo do ciclo completo.



**Figura 6.17** – Trajectória no plano de fase da junta do tronco para 6 ciclos do padrão de locomoção (12 passos consecutivos).



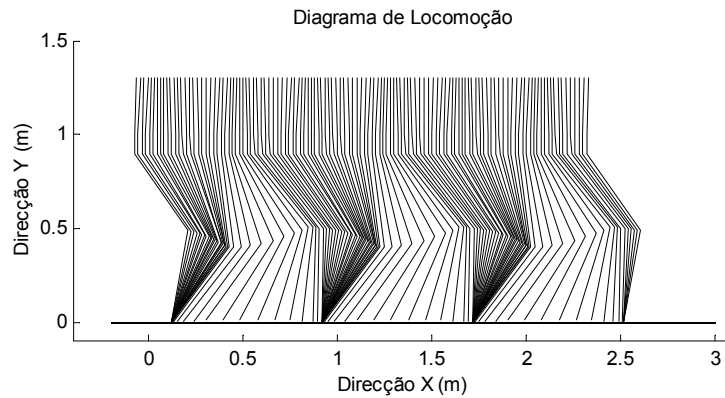
**Figura 6.18** – Trajectórias no plano de fase das juntas do joelho direito e esquerdo nas fase de suporte (linha tracejada) e fase aérea (linha contínua) para 6 ciclos do padrão de locomoção (12 passos consecutivos).

### 6.2.3 Influência da Minimização das Variáveis de Referência

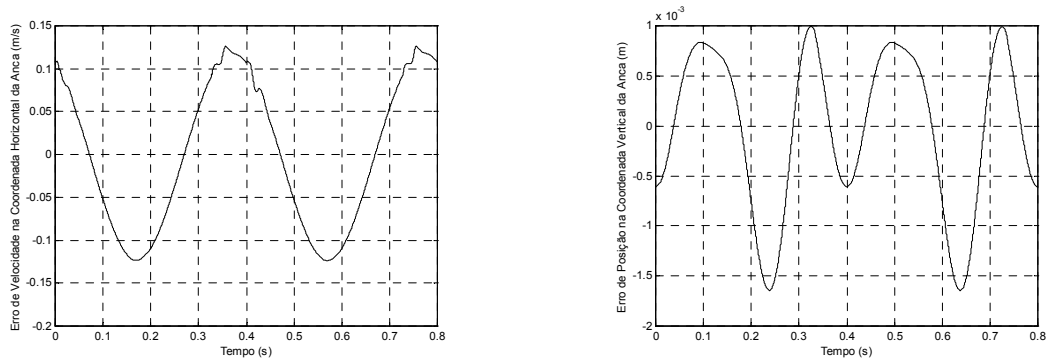
O planeamento das trajectórias de referência pode ser simplificado se se considerar uma velocidade de progressão e uma altura da anca constantes ao longo de todo o ciclo. Neste caso, resta apenas a especificação da trajectória da perna livre durante a fase de suporte singular. Contudo, convém recordar que a oscilação horizontal aplicada por defeito na anca,  $V_r = 0,3m/s$  e  $FV_r = -150^\circ$ , resulta de um processo de optimização relacionado com questões de estabilidade. Motivada por esta análise, a Secção 6.2.3 apresenta a simulação da locomoção bípede que permite formular algumas das vantagens e inconvenientes deste procedimento.

Mais uma vez, os resultados desta simulação são agrupados entre a Figura 6.19 e a Figura 6.28. A partir destes gráficos observa-se que:

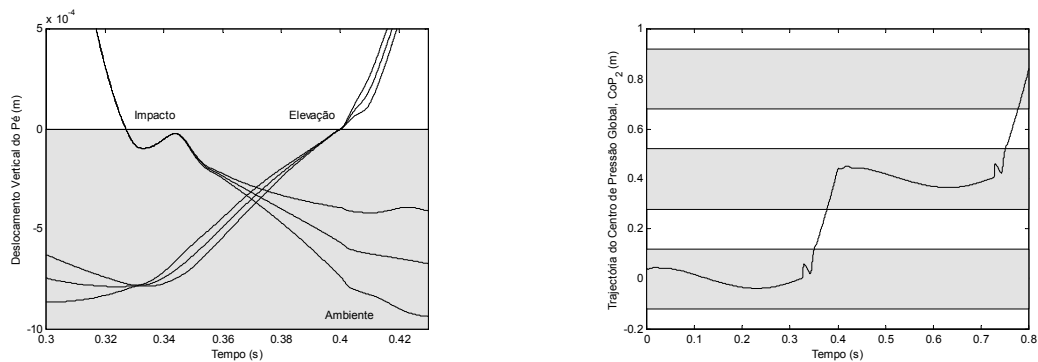
- A amplitude do erro na velocidade horizontal da anca é ainda superior à da última experiência (Figura 6.20);
- O centro de pressão global  $CoP_2$  (Figura 6.11) desloca-se no sentido contrário aquele que era a “regra estabelecida”. Na realidade, o centro de pressão move-se na direcção do calcanhar durante a fase de suporte singular. De qualquer forma, a margem de estabilidade de 58,7% é representativa das condições de estabilidade;
- O comportamento das força de reacção do solo (Figuras 6.22 e 6.23) permanece inalterado e de acordo com a simulação de referência;
- A forma das curvas de binário sofre algumas alterações, em particular no que concerne ao subsistema da perna de suporte (Figuras 6.25 e 6.26). A consequência traduz-se no aumento da potência média dissipada para  $P_d = 47191N^2m$ ;
- No Capítulo 4 ficou demonstrada, dentro dos pressupostos apresentados, a equivalência dos efeitos de compensação da estabilidade dinâmica produzidos pelo tronco e pela oscilação horizontal da anca. Assim sendo, parece legítimo comparar os valores então obtidos ( $\alpha_t = 0$ ,  $\alpha_r = 4,5^\circ$  e  $F\alpha_r = 30^\circ$ ) com a situação presente (Figura 6.26). Para além da evolução angular do tronco se aproximar de uma sinusóide, os parâmetros obtidos são próximos dos valores  $\alpha_t = 0,25^\circ$ ,  $\alpha_r = 3,5^\circ$  e  $F\alpha_r = 36^\circ$ ;
- O diagrama de locomoção (Figura 6.19) e os planos de fase (Figuras 6.27 e 6.28) mostram o desempenho do padrão de locomoção resultante.



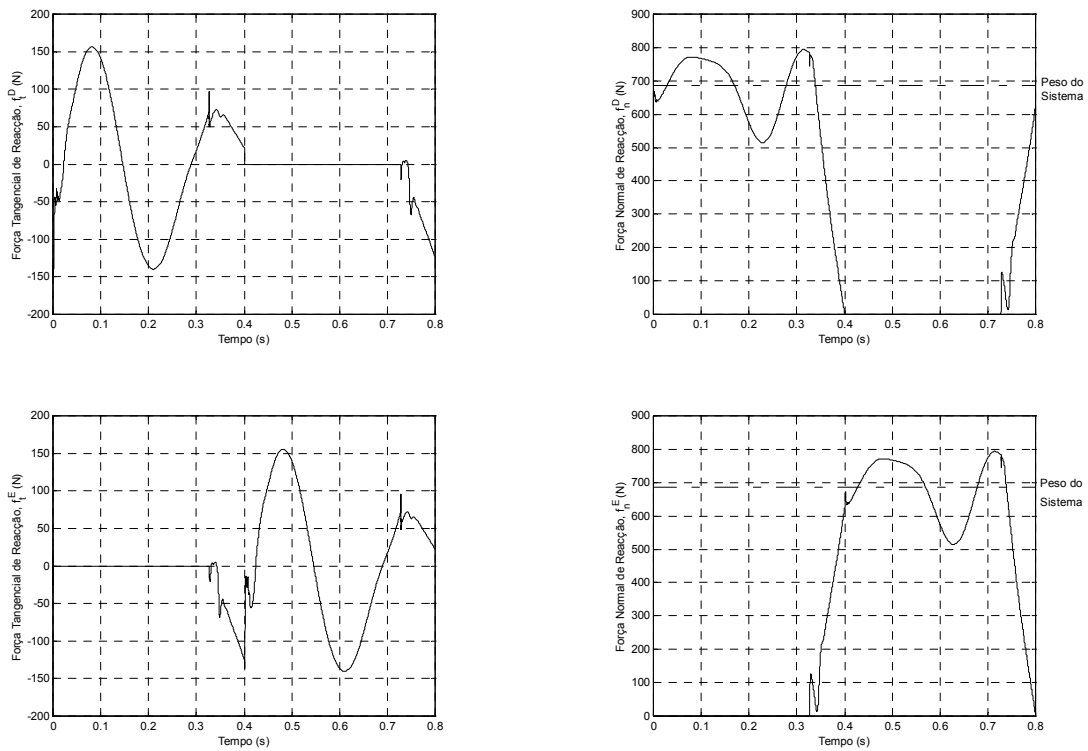
**Figura 6.19** – Diagrama de locomoção em resultado da simulação do caminhar bípede.



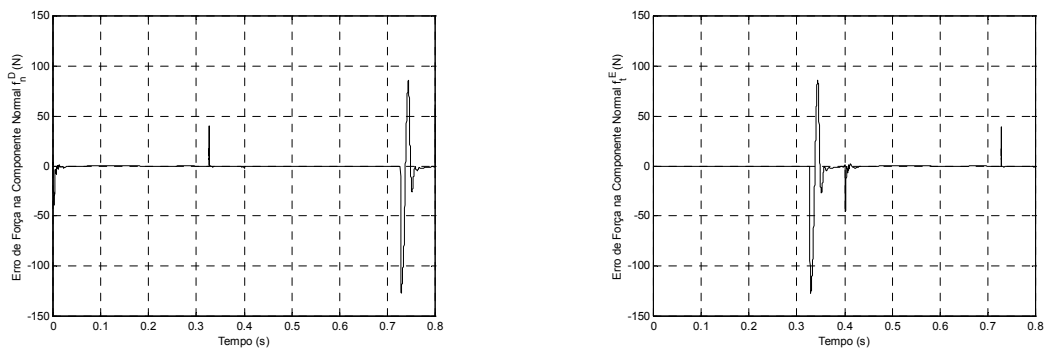
**Figura 6.20** – Erro de velocidade na coordenada horizontal da anca (velocidade de progressão) e erro de posição na coordenada vertical da anca (altura da anca).



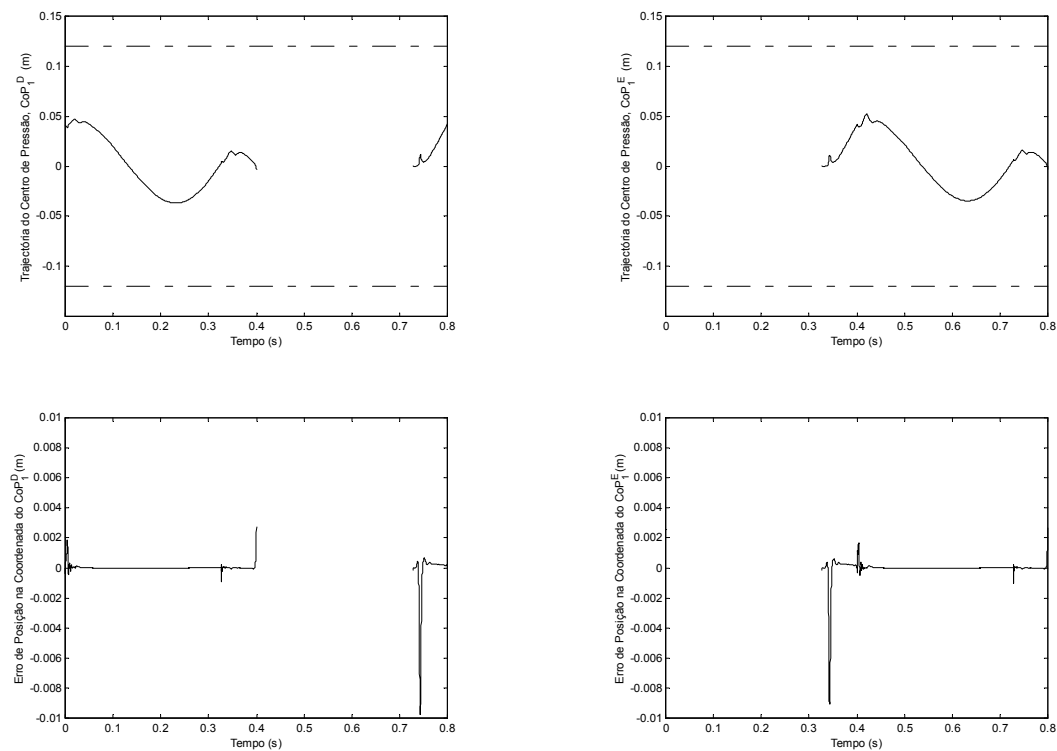
**Figura 6.21** – Comportamento das coordenadas verticais do pé (tornozelo e extremidades) nas fases de impacto (pé esquerdo) e elevação do pé (pé direito); evolução temporal do centro de pressão global  $CoP_2$  (a sombreado representa-se a localização dos pé ao longo de 2 passos).



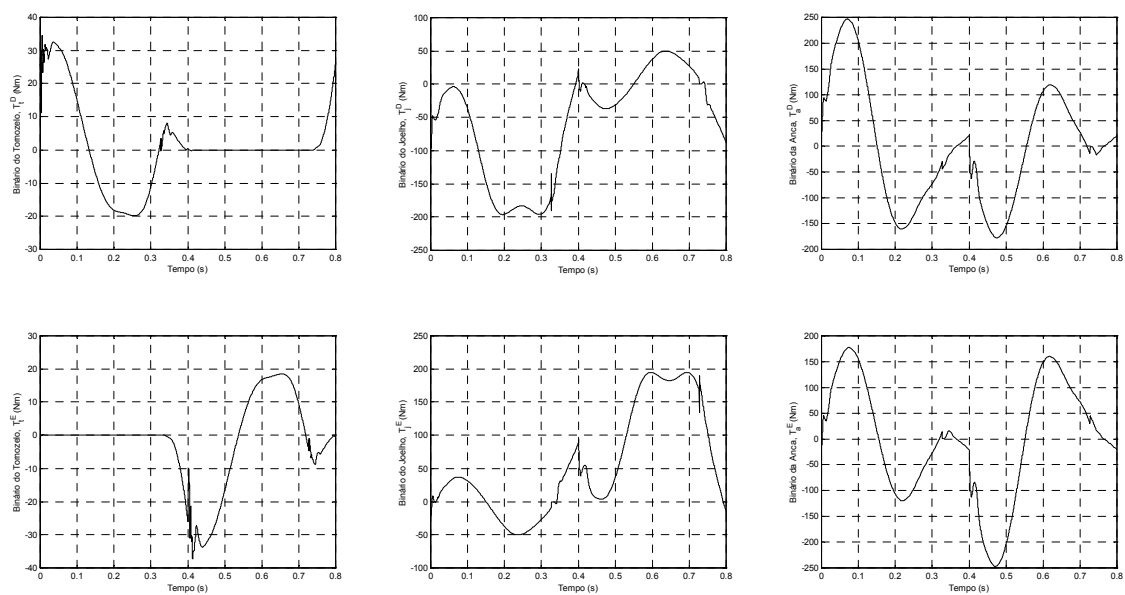
**Figura 6.22** – Componentes tangencial e normal da força de reacção do solo sobre a perna direita (D) e esquerda (E) ao longo do ciclo completo.



**Figura 6.23** – Erros de força nas componentes normais de reacção da perna direita  $f_n^D$  e da perna esquerda  $f_n^E$ .

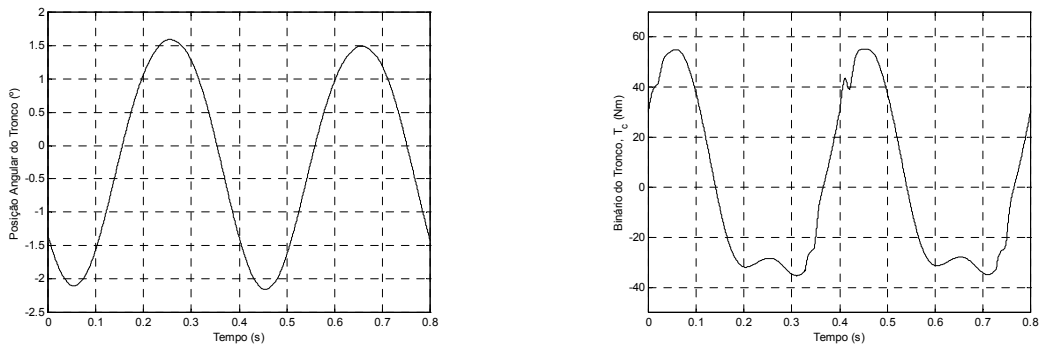


**Figura 6.24** – Evolução temporal do centro de pressão e respectivos erros ao longo do ciclo completo na perna direita  $CoP_1^D$  e na perna esquerda  $CoP_1^E$  (a tracejado representam-se os limites físicos do pé).

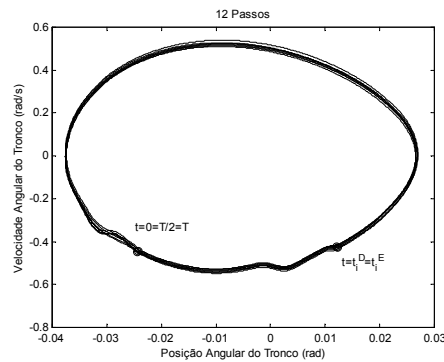


**Figura 6.25** – Evolução temporal dos binários da anca, joelho e tornozelo da perna direita (D) e esquerda (E) ao longo do ciclo completo.

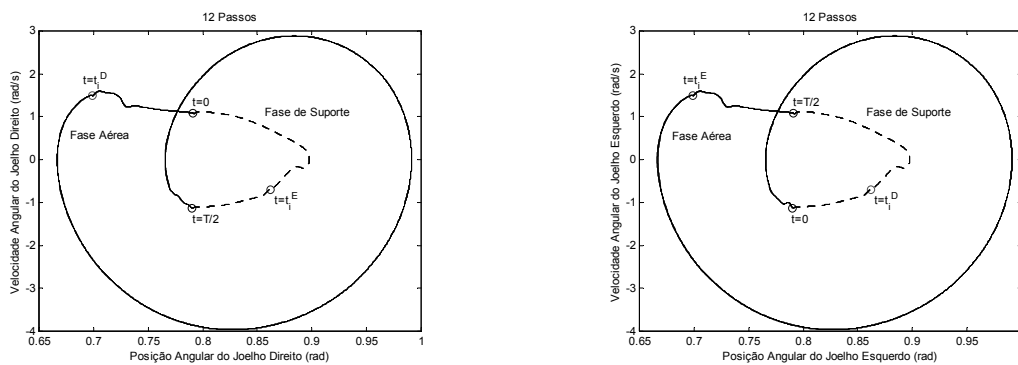




**Figura 6.26** – Ângulo de inclinação do tronco em relação à vertical e evolução temporal do binário do corpo ao longo do ciclo completo.



**Figura 6.27** – Trajectória no plano de fase da junta do tronco para 6 ciclos do padrão de locomoção (12 passos consecutivos).



**Figura 6.28** – Trajectórias no plano de fase das juntas do joelho direito e esquerdo nas fase de suporte (linha tracejada) e fase aérea (linha contínua) para 6 ciclos do padrão de locomoção (12 passos consecutivos).

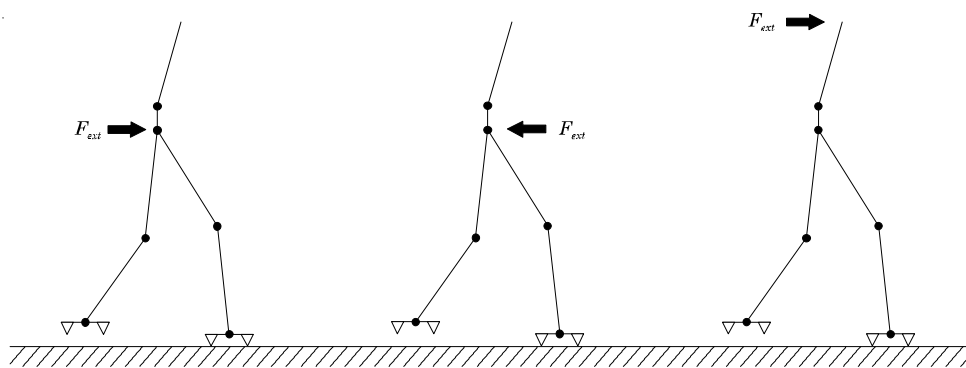
### 6.2.4 Perturbação Horizontal de Força

Uma das experiências comuns na avaliação da robustez da locomoção bípede é sujeitar o sistema a perturbações externas, tais como, a aplicação de forças de colisão. Dentro de certos parâmetros, o sistema deve ser capaz de voltar a operar, após a perturbação, dentro de uma região de funcionamento estável. Este estudo reflecte as capacidades evidenciadas pelo método de controlo para verificar as três condições de estabilidade: estabilidade postural do tronco, estabilidade de progressão e estabilidade orbital.

O distúrbio acima referido corresponde a uma força de colisão horizontal, aplicada na anca ou na extremidade do tronco, durante um curto período de tempo. Deste modo, as simulações realizadas envolvem três situações de colisão (Figura 6.29):

- SIMULAÇÃO 1 – aplicação de uma força horizontal de  $+100N$  ( $0,5ms$ ) na anca.
- SIMULAÇÃO 2 – aplicação de uma força horizontal de  $-100N$  ( $0,5ms$ ) na anca.
- SIMULAÇÃO 3 – aplicação de uma força horizontal de  $+100N$  ( $0,5ms$ ) no tronco.

Para além do instante inicial de aplicação da força de colisão ser sempre o mesmo ( $t = 0,2s$ ), o período de duração mantém-se em  $\Delta t = 50ms$ . Mais uma vez, os dados obtidos em resultado de cada uma das experiências são agrupados usando um mesmo formato. As Figuras 6.30, 6.32 e 6.34 mostram o diagrama de locomoção, as componentes tangencial e normal da força de reacção, as coordenadas verticais do pé nas fases de impacto e elevação e a evolução temporal do CoP, ao longo do ciclo de adição da carga.



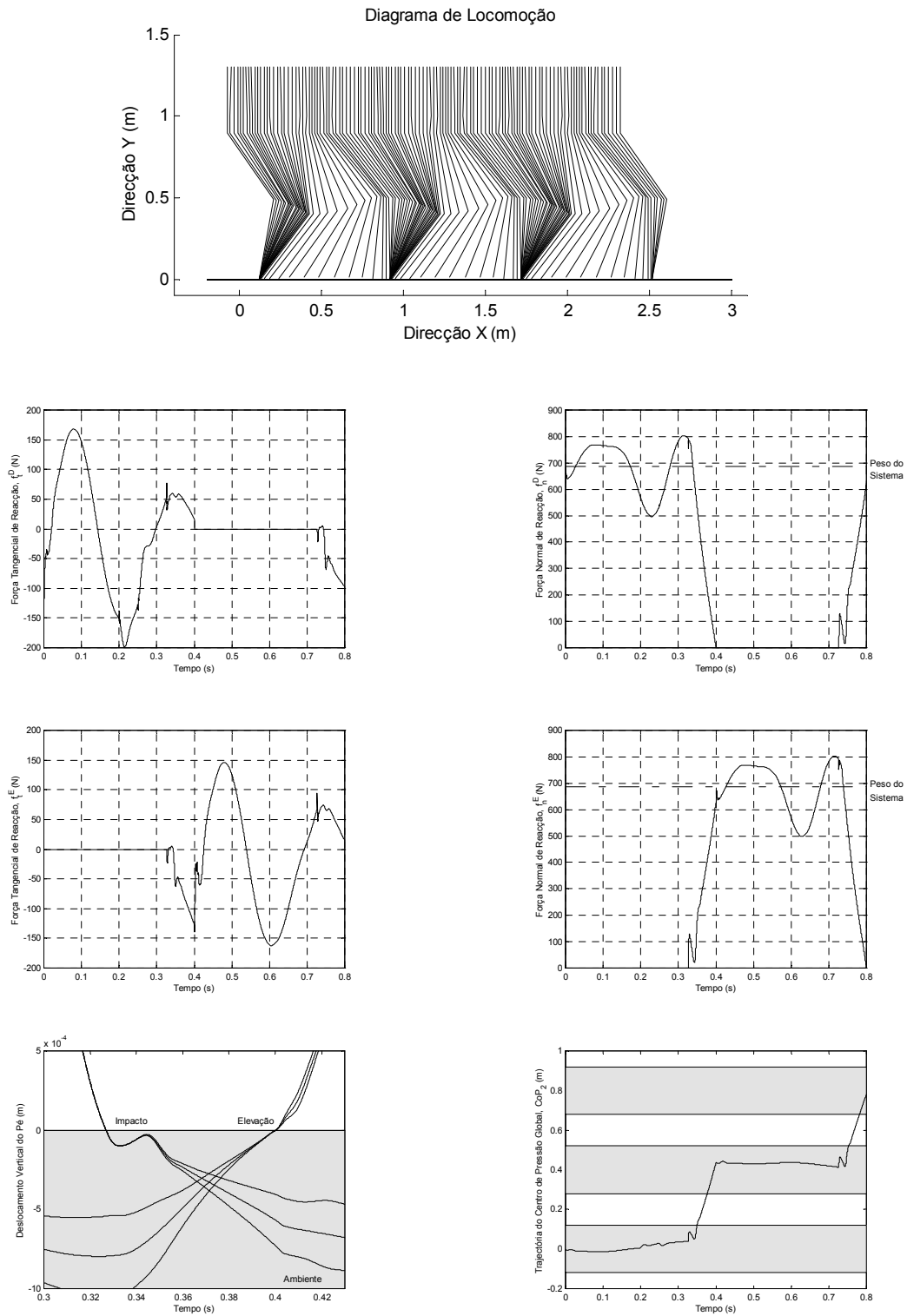
**Figura 6.29** – Aplicação de uma força externa de  $100N$  de amplitude na anca (na direcção do movimento e na direcção oposta) e na extremidade do tronco (na direcção do movimento).

As Figuras 6.31, 6.33 e 6.35 mostram a evolução temporal dos binários nas juntas e o ângulo de inclinação do tronco em relação à vertical, ao longo do ciclo de adição da carga. Por outro lado, as trajectórias no plano de fase apresentadas correspondem à sobreposição dos 6 ciclos do padrão de locomoção (12 passos) que se seguem à aplicação da força e ao último dos ciclos (2 passos).

As trajectórias do centro de pressão,  $CoP_2$ , revelam a forma como o controlador COO-FI compensa estas perturbações – o deslocamento do CoP faz-se no mesmo sentido da força aplicada. Este facto é visível, não só no período de aplicação da força, mas também durante o passo seguinte. Por um lado, nas simulações 1 e 3, em que a força tem o sentido do movimento, o CoP tende a deslocar-se para os dedos do pé (reduz velocidade do CoM). Por outro lado, na simulação 2, em que a força tem o sentido contrário ao movimento, o CoP tende a deslocar-se para o calcanhar (aumenta velocidade do CoM). Aliás, esta é a reacção esperada e que, intuitivamente, nós próprios adoptamos como reacção a um empurrão. De forma semelhante, os factos acima relatados estão também traduzidos nas forças tangenciais de reacção.

Ao mesmo tempo, o comportamento das coordenadas verticais do pé ajudam a compreender melhor o sucedido. As diferenças que se verificam entre as coordenadas verticais do calcanhar, tornozelo e dedos do pé espelham a acomodação do pé ao solo. Outra observação importante reside na evolução dos binários, nomeadamente, no que respeita à junta do tronco. Para exemplificar, considere-se na Figura 6.31 o efeito de aplicar uma força de  $+100N$  na anca. Em resultado desta perturbação, o tronco tende a rodar no sentido contrário aos ponteiros do relógio, enquanto o binário força o sistema na direcção contrária. Em termos comparativos, a força aplicada na extremidade do tronco dá origem a uma evolução mais suave das diferentes variáveis. Ainda assim, esta é a situação que resulta num processo de convergência mais lento, tal como comprovam os respectivos planos de fase.

O aspecto que ressalta destas simulações é a forma como a dinâmica do sistema evolui de forma natural em face das perturbações aplicadas. Mesmo sabendo que as acções de perturbação são limitadas, o método de controlo proporciona uma compreensão intuitiva dos vários fenómenos em jogo. Em forma de conclusão pode dizer-se que, mais uma vez, são justificados os méritos atribuídos à consideração das forças de interacção que se estabelecem entre o robô e o ambiente. Desta forma, o desempenho alcançado alarga-se também às condições de estabilidade já mencionadas.



**Figura 6.30** – SIMULAÇÃO 1: aplicação de uma força horizontal de +100N (50ms) na anca. Diagrama de locomoção, forças de reacção tangenciais e normais, coordenadas verticais do pé e trajectória do centro de pressão.

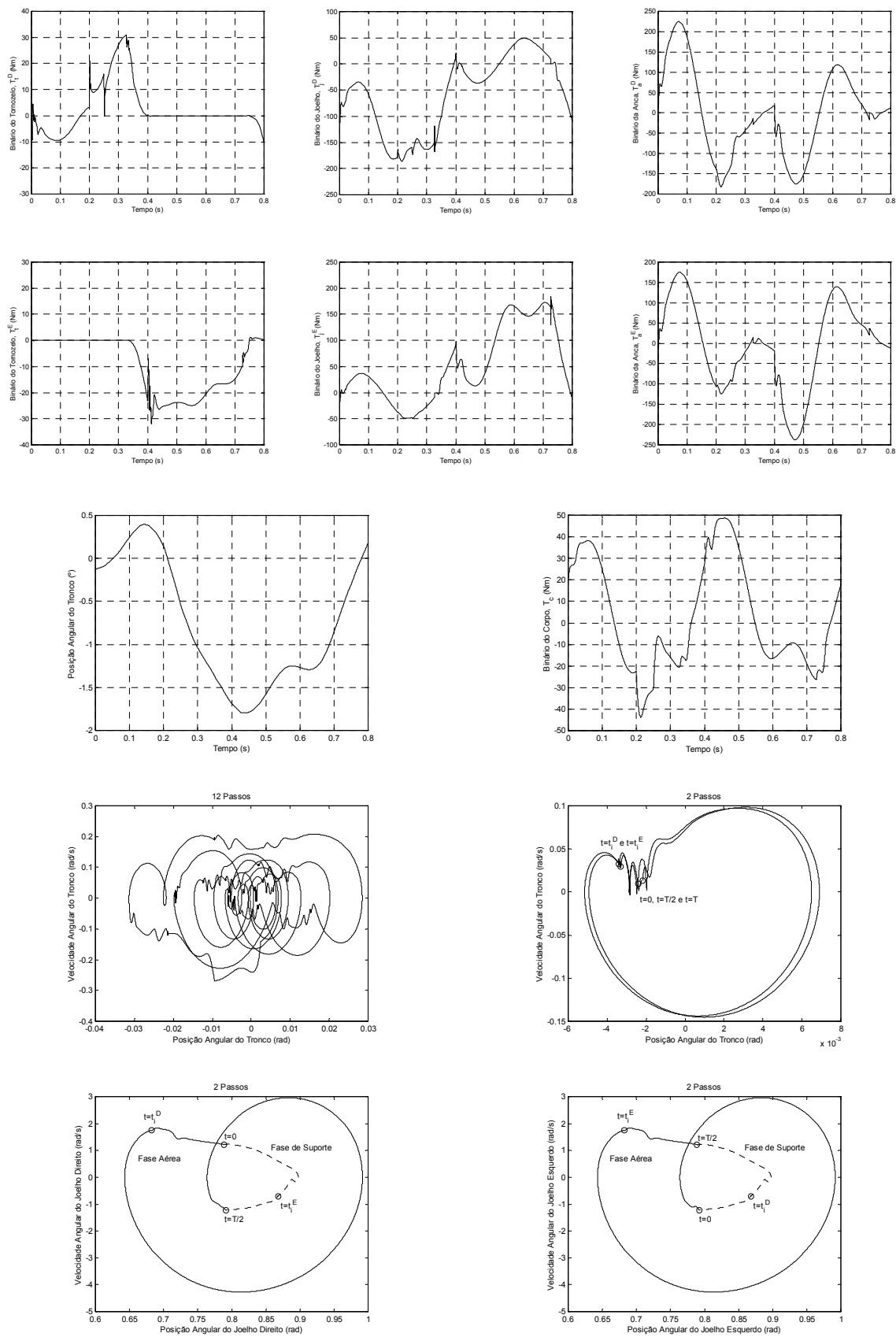
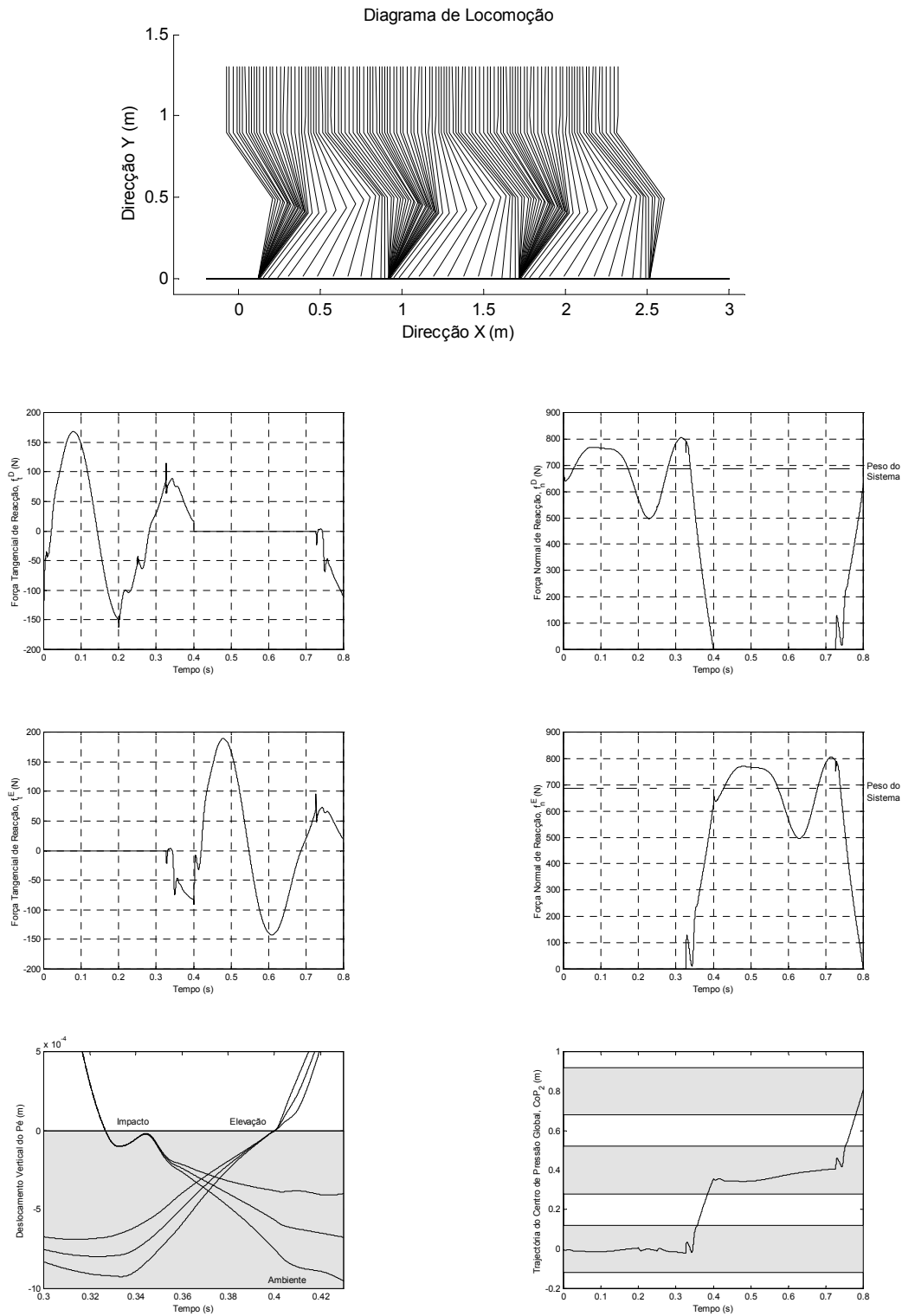


Figura 6.31 – Evolução dos binários, ângulo de inclinação do tronco e planos de fase.



**Figura 6.32** – SIMULAÇÃO 2: aplicação de uma força horizontal de  $-100N$  (50ms) na anca. Diagrama de locomoção, forças de reacção tangenciais e normais, coordenadas verticais do pé e trajectória do centro de pressão.

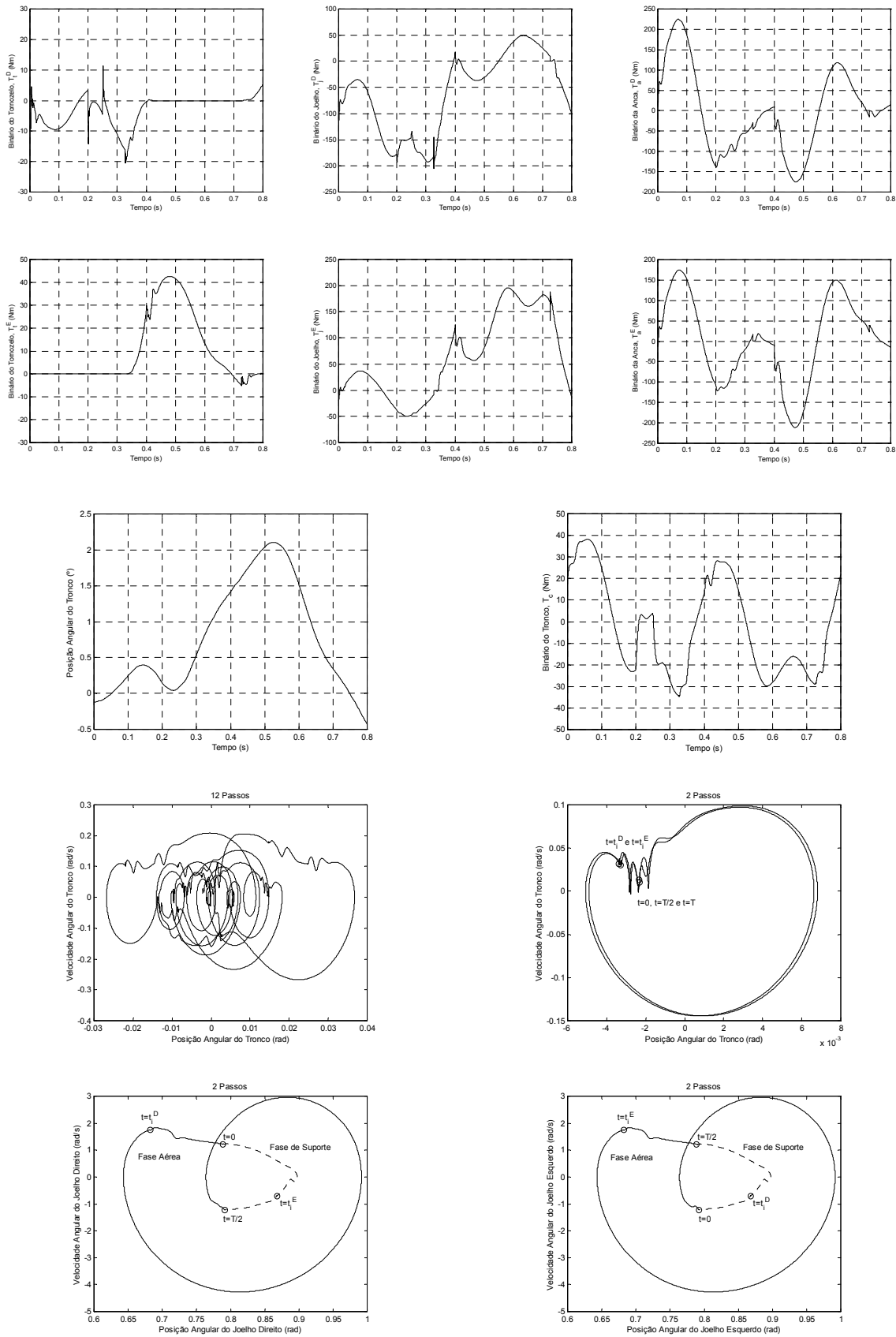
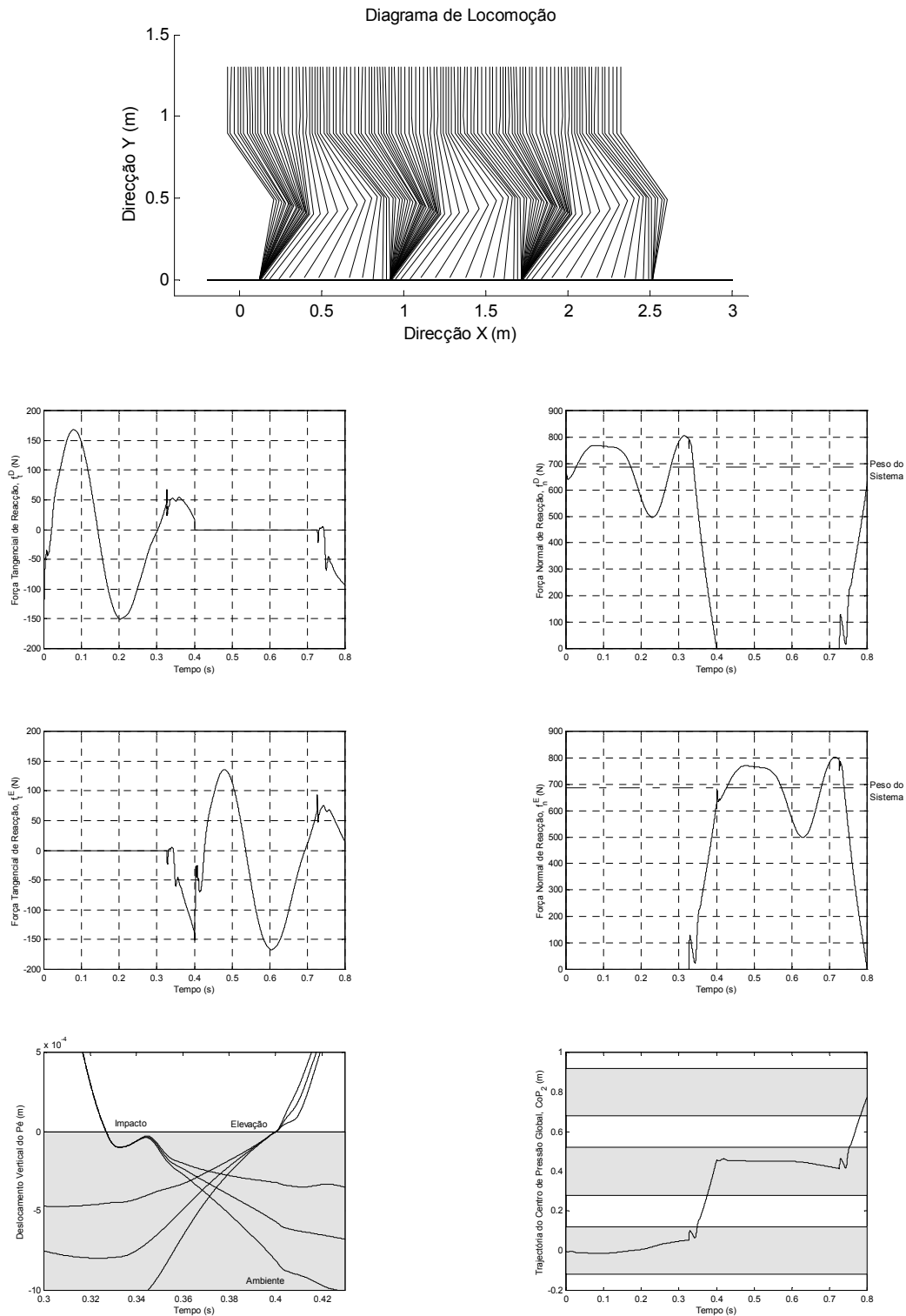


Figura 6.33 – Evolução dos binários, ângulo de inclinação do tronco e planos de fase.



**Figura 6.34** – SIMULAÇÃO 3: aplicação de uma força horizontal de +100N (50ms) no tronco. Diagrama de locomoção, forças de reacção tangenciais e normais, coordenadas verticais do pé e trajectória do centro de pressão.



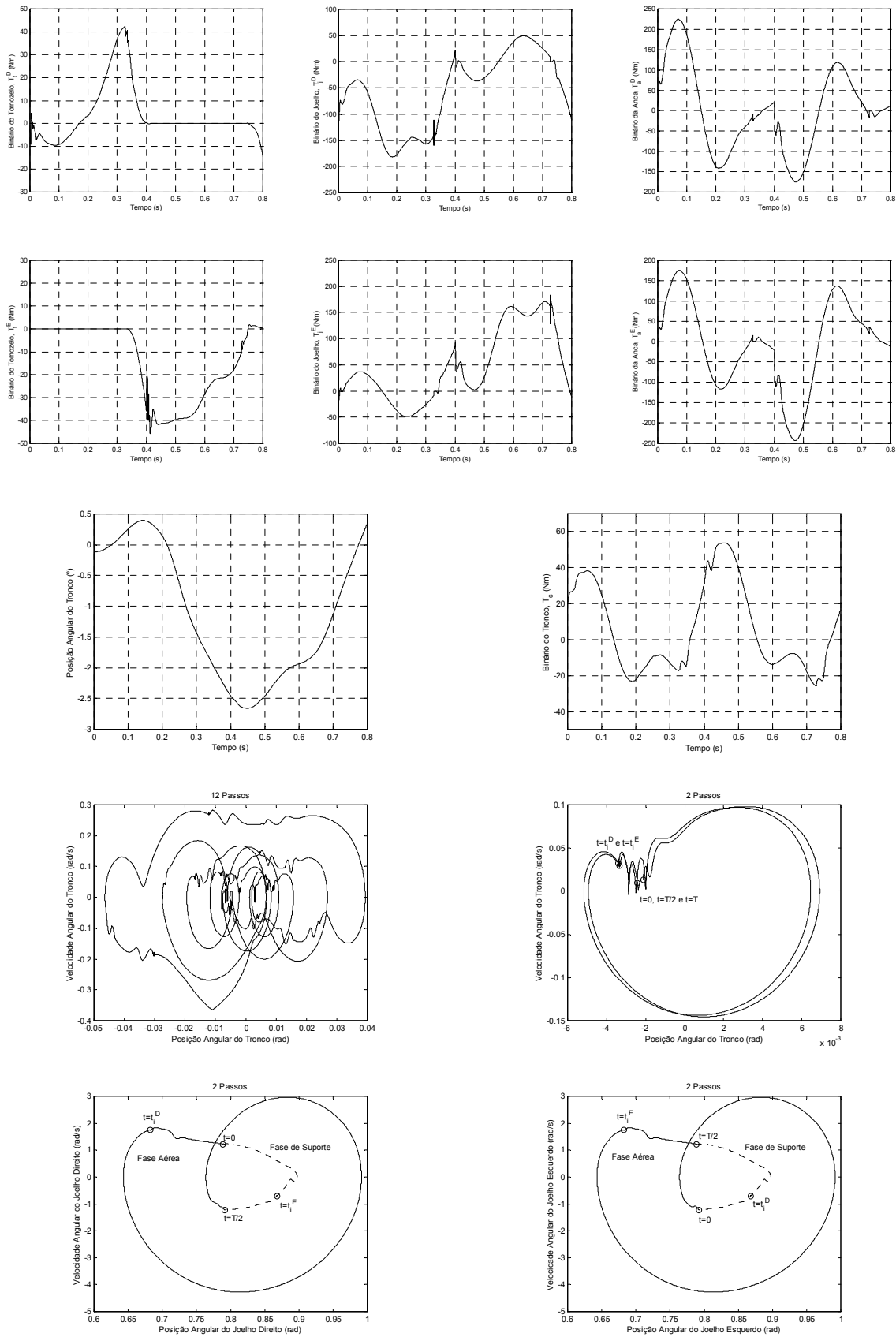


Figura 6.35 – Evolução dos binários, ângulo de inclinação do tronco e planos de fase.

### 6.2.5 Variação dos Parâmetros de Carga

Do ponto de vista da aplicabilidade dos robôs bípedes, uma das exigências que desde logo se coloca consiste na capacidade para transportarem cargas. Em relação ao controlador proposto, um dos aspectos realçados foi exactamente a sua auto-adaptação em resposta a variações dos parâmetros de carga. Este desempenho, assente na realimentação das forças de interacção, será investigado com base num conjunto de simulações representativas.

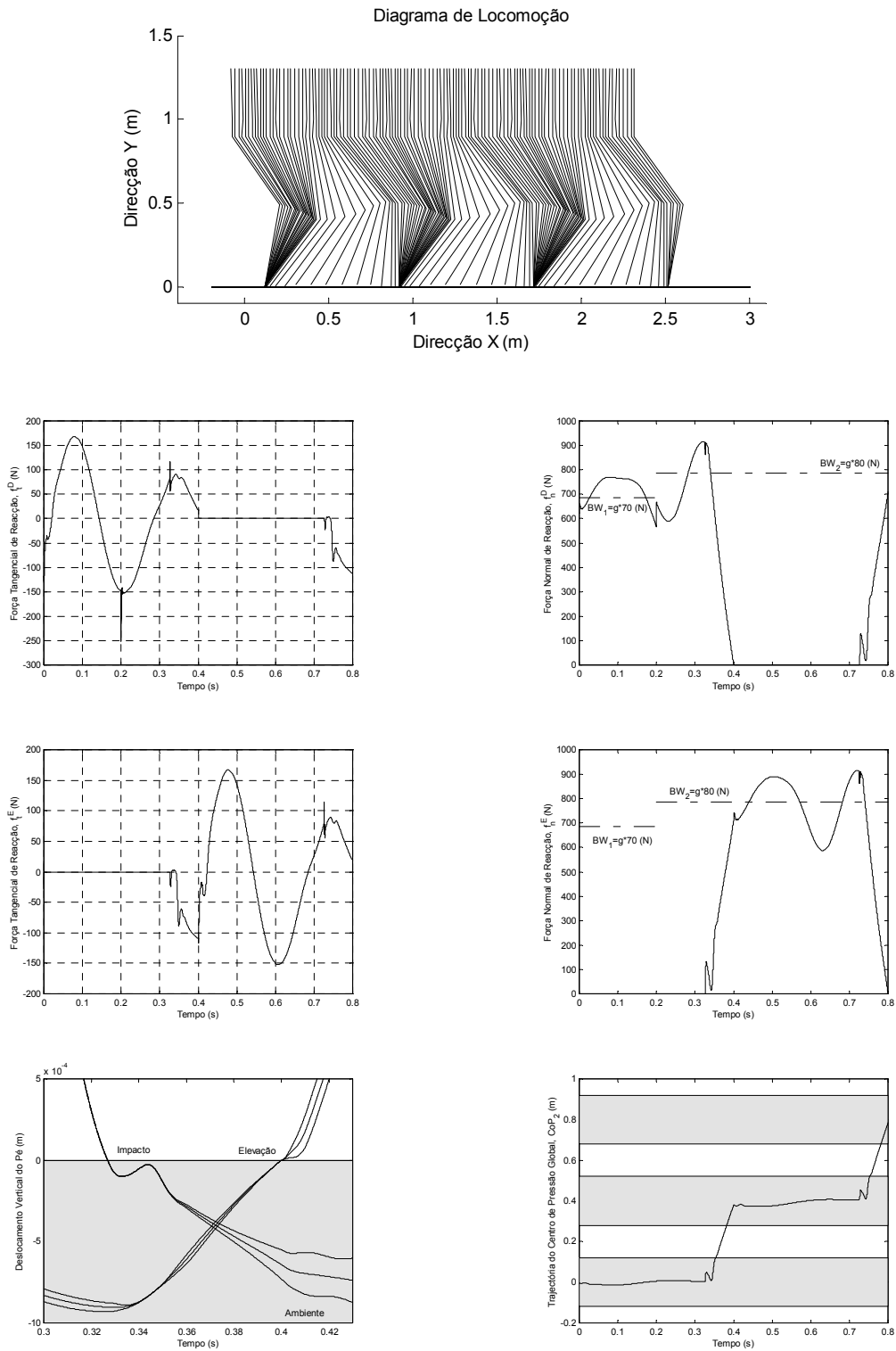
O procedimento consiste em incrementar o peso total do sistema através de uma carga “virtual” colocada no tronco ( $m_t$ ) ou na secção pélvica ( $m_a$ ). Outro aspecto igualmente importante reside nas consequências de existir, ou não, realimentação relativamente à carga. Neste contexto, a realimentação de carga consiste na actualização do valor do peso do sistema  $BW$ . Nesta linha de ideias, procedeu-se à simulação do caminhar bípede em três condições distintas:

- SIMULAÇÃO 1 – *adição de uma carga de 10Kg no tronco com realimentação.*
- SIMULAÇÃO 2 – *adição de uma carga de 10Kg no tronco sem realimentação.*
- SIMULAÇÃO 3 – *adição de uma carga de 10Kg no pélvis com realimentação.*

De referir que esta adição de uma carga “virtual” processa-se sempre no mesmo instante – 25% do período de locomoção (*i.e.*,  $t=0,2s$ ) – e numa altura em que o sistema opera em regime permanente. Os dados obtidos em resultado de cada uma das experiências são agrupados usando o mesmo formato da Secção 6.2.4.

Uma comparação detalhada dos resultados obtidos nas simulações 1 e 2, mostra claramente que a realimentação de carga (tipo *on/off*) dá origem a variações bruscas nas forças de reacção. Estes factos vêm mais realçados quando se presta atenção à evolução temporal dos binários. De qualquer forma, o método proposto mostra-se eficiente na regulação dos objectivos delineados e o estado do sistema tende a convergir para uma mesma solução. Em relação às simulações 1 e 3, as diferenças são pouco perceptíveis uma vez que a secção superior do corpo mantém uma postura essencialmente vertical.

Em conclusão, pode afirmar-se que o sistema apresenta um desempenho satisfatório e, dentro de certos limites, independente da realimentação de carga. Na verdade, as forças de interacção já contém, em si mesmo, a informação necessária para que o controlador de força possa responder de forma adequada.



**Figura 6.36** – SIMULAÇÃO 1: *adição de uma carga de 10Kg no tronco com realimentação.* Diagrama de locomoção, forças de reacção tangenciais e normais, coordenadas verticais do pé e trajectória do centro de pressão.

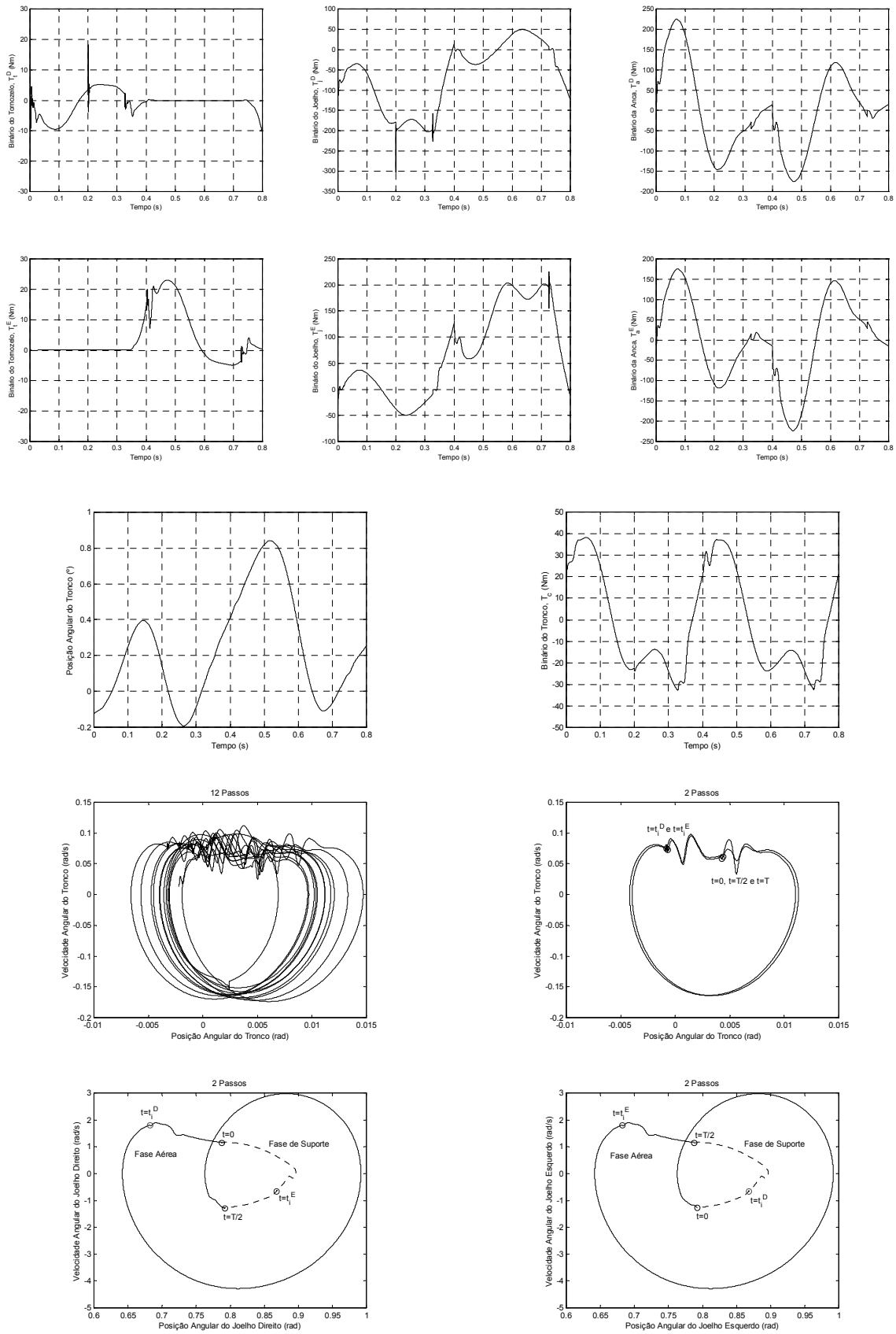
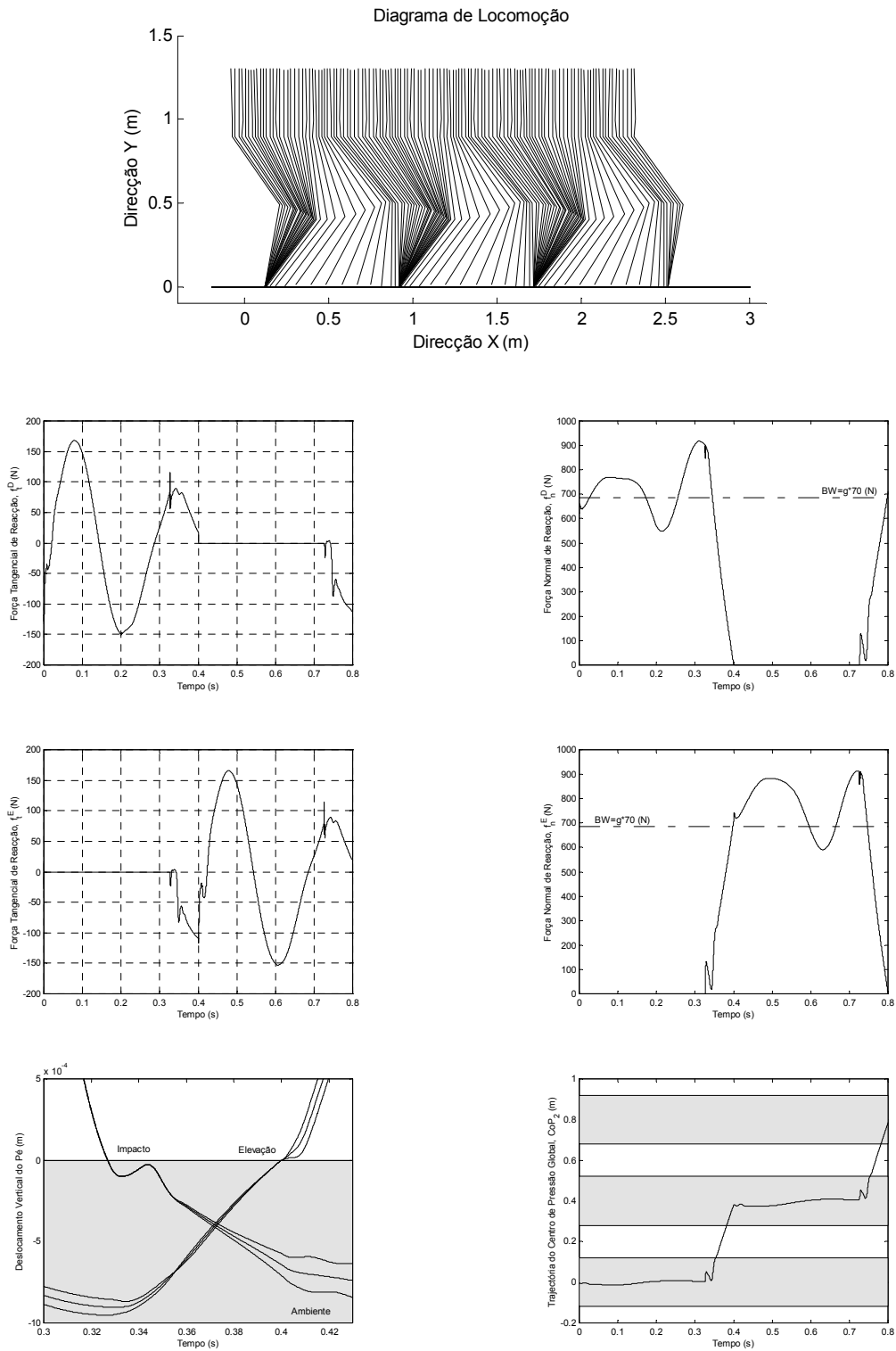


Figura 6.37 – Evolução dos binários, ângulo de inclinação do tronco e planos de fase.



**Figura 6.38** – SIMULAÇÃO 2: *adição de uma carga de 10Kg no tronco sem realimentação.* Diagrama de locomoção, forças de reacção tangenciais e normais, coordenadas verticais do pé e trajectória do centro de pressão.

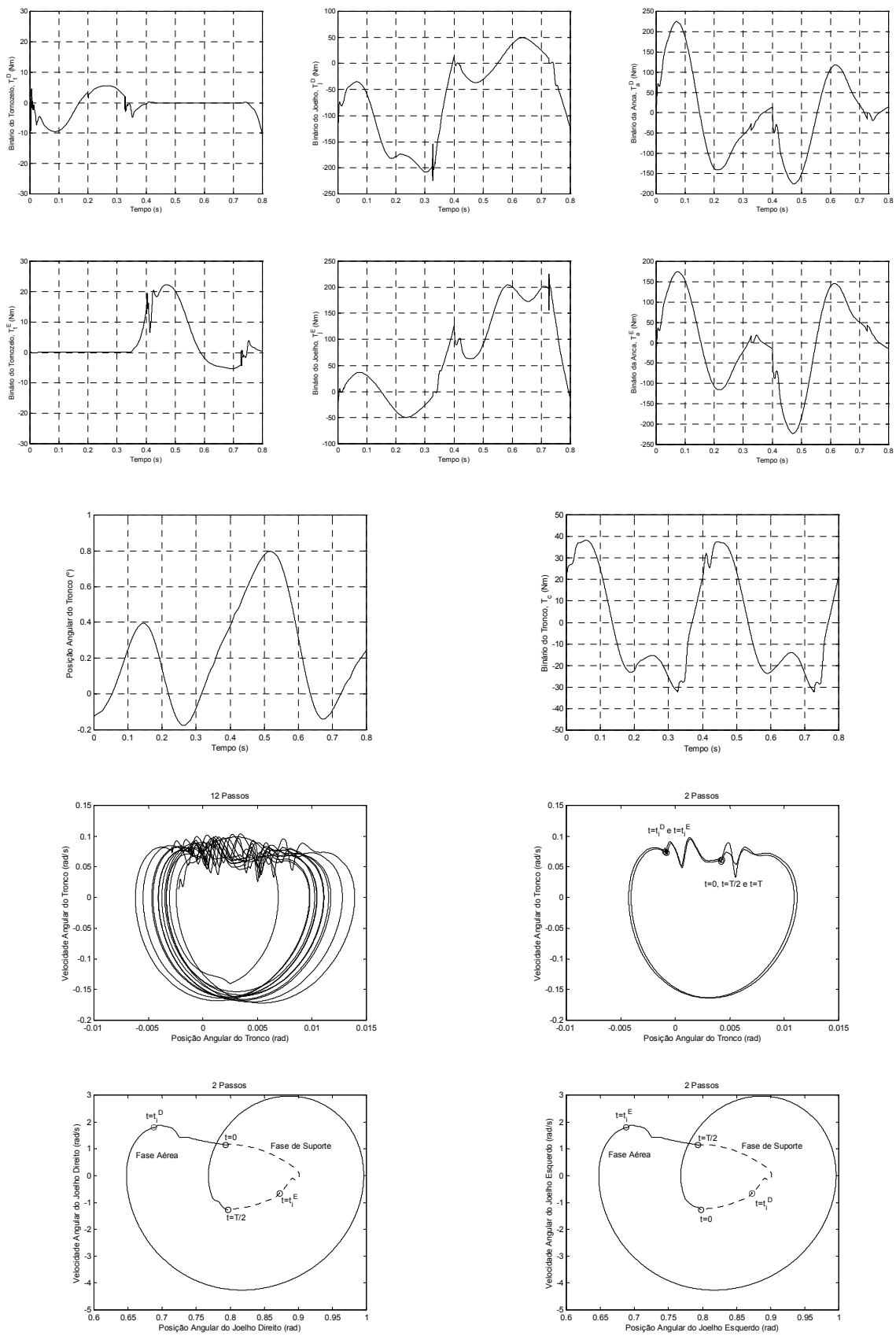
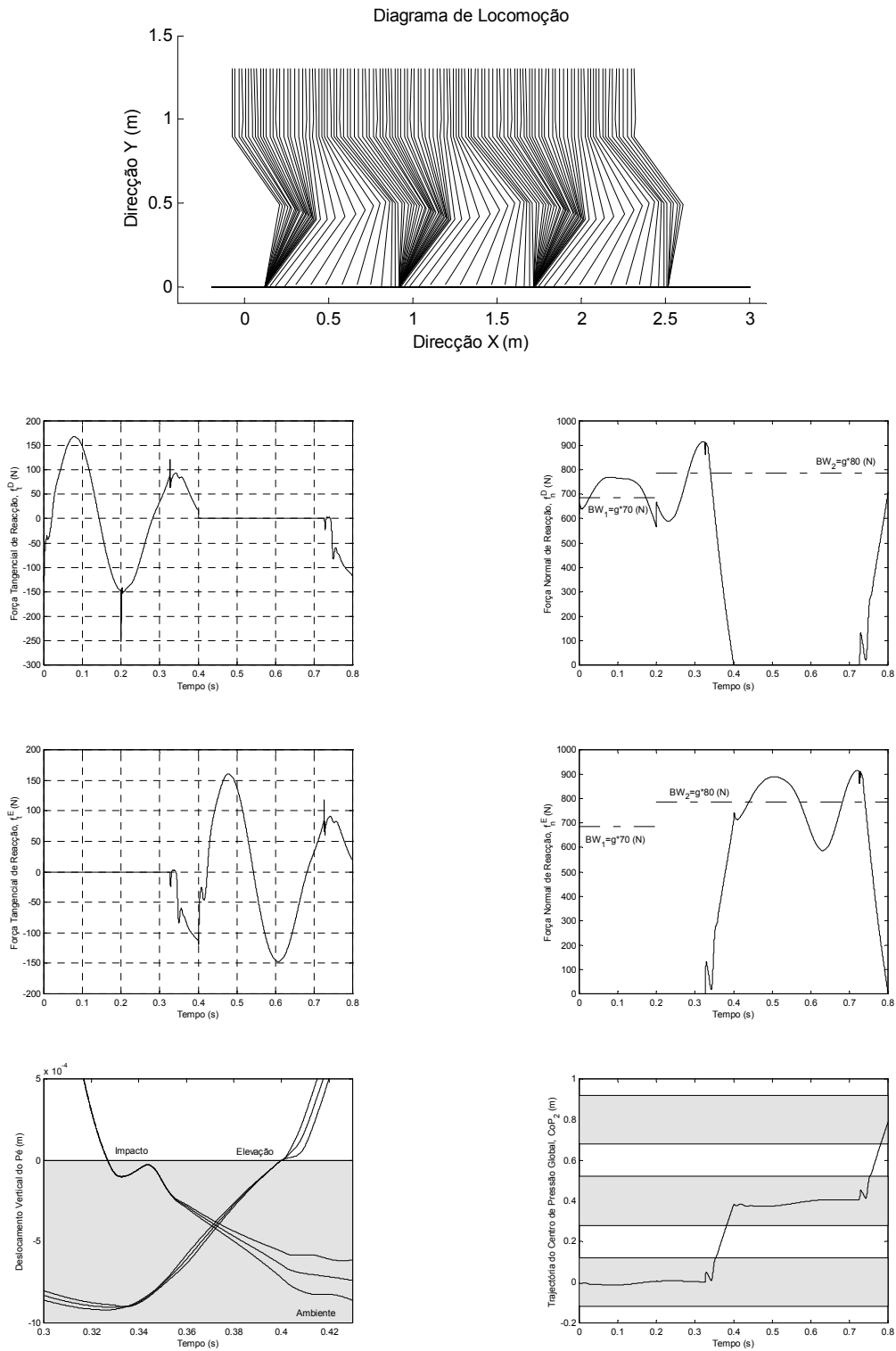


Figura 6.39 – Evolução dos binários, ângulo de inclinação do tronco e planos de fase.



**Figura 6.40** – SIMULAÇÃO 3: *adição de uma carga de 10Kg no pélvis com realimentação.* Diagrama de locomoção, forças de reacção tangenciais e normais, coordenadas verticais do pé e trajectória do centro de pressão.

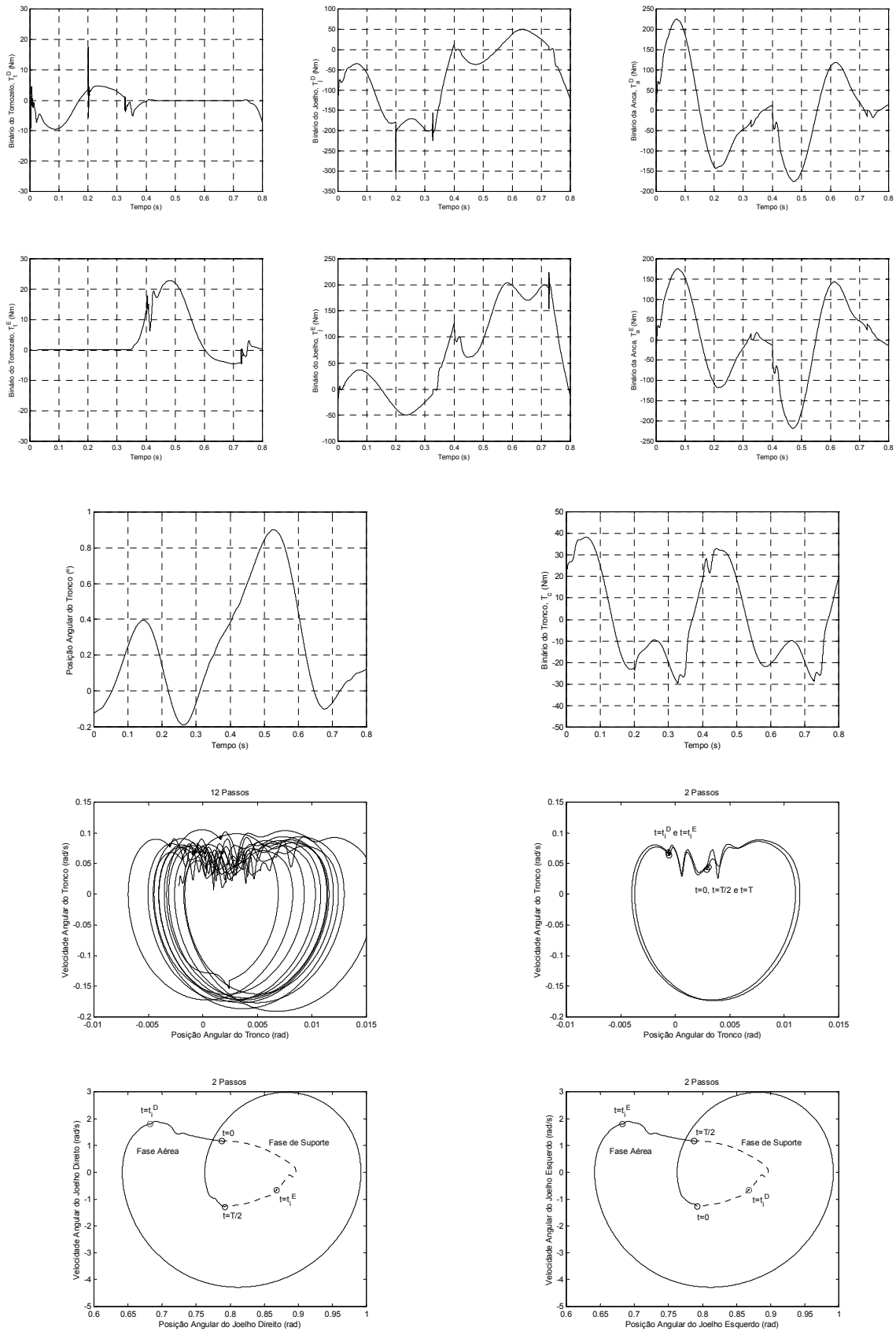


Figura 6.41 – Evolução dos binários, ângulo de inclinação do tronco e planos de fase.



### 6.2.6 Variação dos Parâmetros do Ambiente

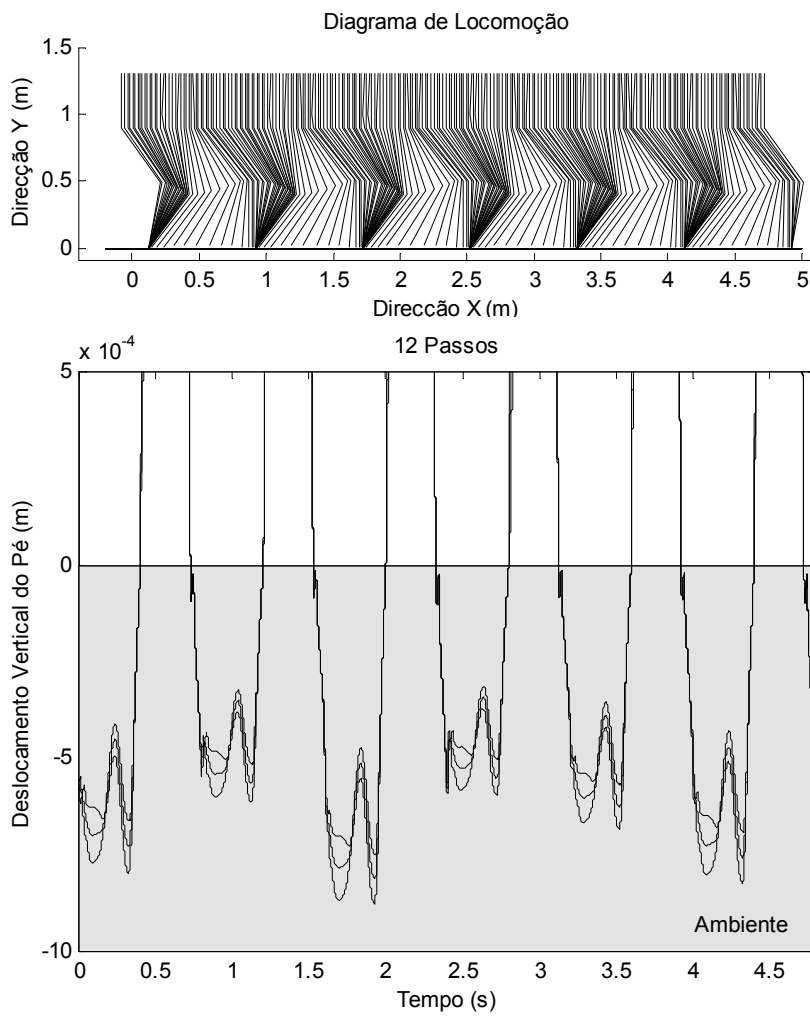
A definição de um padrão de locomoção com base numa trajectória pré-determinada para a perna livre está, em geral, limitada a superfícies regulares e ambientes bem definidos. Todavia, mesmo nestes casos, o sistema de controlo deve ser capaz de “absorver” um certo grau de irregularidades introduzidas pelo solo sem que isso prejudique a realização do passo seguinte. Esta capacidade de “abstracção” é importante para garantir uma certa versatilidade de operação quando o sistema se depara com superfícies desconhecidas.

Esta secção é dedicada à análise de estabilidade e de ciclos limite. A análise de estabilidade consiste na variação dos parâmetros do ambiente e na verificação do padrão de locomoção resultante. Os ciclos limite são estudados com base nas trajectórias do plano de fase das juntas do tronco e do joelho. A Tabela 6.3 apresenta as características de amortecimento e elasticidade usadas nesta simulação.

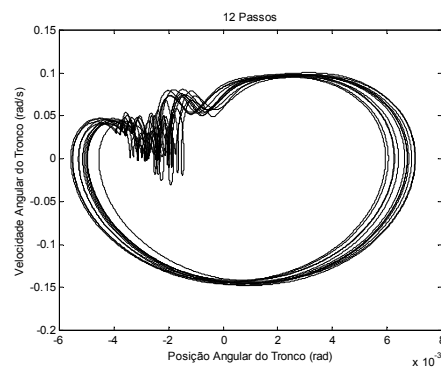
Os valores apresentados definem a gama de variação dos parâmetros que proporcionam um comportamento estável. Ao longo deste estudo ficou patente a importância dominante do coeficiente de elasticidade vertical na oscilação e interpenetração das superfícies e do amortecimento vertical como elemento dissipativo. Os gráficos das Figuras 6.42 a 6.44 mostram que o bípede progride de forma estável e que as características do padrão permanecem dentro de uma área delimitada do espaço angular.

CICLO	$K_x$ (N/s)	$\lambda_x$ (Ns/m <sup>2</sup> )	$K_y$ (N/s)	$\lambda_y$ (Ns/m <sup>2</sup> )
1	$8,8 \times 10^4$	$3,1 \times 10^6$	$5,5 \times 10^5$	$4,2 \times 10^6$
2	$9,8 \times 10^4$	$5,3 \times 10^6$	$7,1 \times 10^5$	$7,0 \times 10^6$
3	$2,3 \times 10^4$	$7,4 \times 10^6$	$4,9 \times 10^5$	$5,6 \times 10^6$
4	$3,9 \times 10^4$	$15,0 \times 10^6$	$7,3 \times 10^5$	$6,2 \times 10^6$
5	$7,1 \times 10^4$	$0,76 \times 10^6$	$6,4 \times 10^5$	$4,7 \times 10^6$
6	$4,7 \times 10^4$	$3,0 \times 10^6$	$5,3 \times 10^5$	$5,0 \times 10^6$

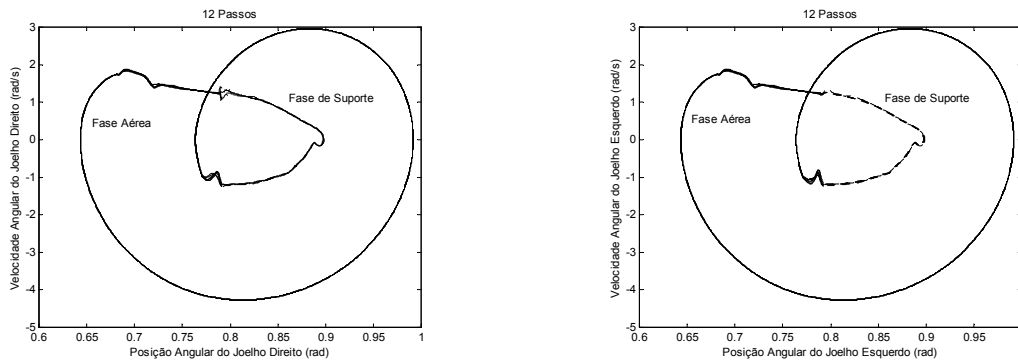
**Tabela 6.3** – Definição dos parâmetros do modelo não linear “repartido”.



**Figura 6.42** – Diagrama de locomoção e comportamento das coordenadas verticais do pé (tornozelo e extremidades) para 6 ciclos do padrão de locomoção (12 passos consecutivos).



**Figura 6.43** – Trajetória no plano de fase da junta do tronco para 6 ciclos do padrão de locomoção (12 passos consecutivos).



**Figura 6.44** – Trajectórias no plano de fase das juntas do joelho direito e esquerdo, nas fase de suporte (linha tracejada) e fase aérea (linha contínua), para 6 ciclos do padrão de locomoção (12 passos consecutivos).

### 6.3 Conclusões

O conjunto das experiências efectuadas ao longo do Capítulo 6 proporciona uma perspectiva alargada das capacidades do controlador COO-FI. As simulações mostram uma grande robustez de funcionamento, possibilitando uma exploração fácil e eficiente dos diferentes mecanismos implementados. Apesar da opção tomada de manter um padrão de locomoção de referência, este procedimento pode ser aplicado com igual sucesso usando outros parâmetros, sejam os parâmetros físicos do robô, sejam os parâmetros de locomoção [Silva00♦01].

À medida que a velocidade de progressão aumenta o desempenho do sistema tende a baixar. No entanto, a limitação das capacidades não resulta do controlador em si mesmo mas, outrossim, pelo facto de se manter o pé em contacto permanente com o solo. Aliás, esta é uma das razões que condicionam as velocidades (e as frequências) de operação da maioria dos robôs experimentais, claramente inferiores às encontradas nos sistemas biológicos. De facto, a razão entre as forças inercias e gravitacionais (número de Froude) é muito pequena quando comparada com a dos humanos, motivo pelo qual raras vezes produzem movimentos dinâmicos similares.

Assim, torna-se evidente que a referência com vista à concepção de uma nova geração de sistemas bípedes artificiais passa pela “cópia” dos sistemas biológicos e dos seus mecanismos. Este trabalho contribuiu para explorar um desses mecanismos – a utilização da informação acerca das forças de interacção exercida sobre a planta do pé.



## Capítulo 7

# Discussão e Conclusões

O interesse científico pelos sistemas robóticos de locomoção bípede pode ser justificado por duas ordens de razões. Primeiro, estes sistemas exibem características intrínsecas que contribuem para uma mobilidade superior em terrenos irregulares e para a realização de tarefas de serviço e entretenimento adaptadas aos locais em que vivemos e trabalhamos. Em segundo lugar, os progressos verificados em diversas áreas da engenharia e da ciência motivaram o desenvolvimento de protótipos laboratoriais que ajudam a compreender os problemas existentes e a testar soluções plausíveis. Todavia, uma comparação do desempenho dos sistemas artificiais e dos sistemas biológicos mostra que ainda existe um longo caminho a percorrer.

Os objectivos principais da investigação descrita nesta tese consistiam no estudo, desenvolvimento e validação de metodologias de análise dinâmica e controlo de estruturas bípedes artificiais. Dada a natureza complexa dos fenómenos envolvidos, a aproximação adoptada foi a de valorizar a compreensão dos princípios subjacentes à locomoção bípede como sendo a chave para chegar a arquitecturas de controlo mais eficientes e robustas. De facto, os sistemas de controlo podem, em geral, ser simplificados se estiverem em harmonia com a dinâmica do mecanismo a controlar e com a tarefa que este deve realizar. Alguns dos elementos explorados estão relacionados com a natureza específica da locomoção bípede e outros com mecanismos de dinâmica natural que lhe estão associados.

Nesta linha de ideias, o Capítulo 7 é dedicado à discussão dos resultados obtidos e das contribuições mais representativas. Para além das conclusões que decorrem do estudo efectuado, apontam-se pistas de investigação futura.

## 7.1 Discussão dos Resultados e Contribuições da Tese

Levando em linha de conta a complexidade envolvida no tratamento de sistemas bípedes, o objectivo do Capítulo 3 consistiu em aproveitar a simplicidade de certos modelos para obter alguma intuição sobre o problema da locomoção “contornando” as inerentes dificuldades matemáticas. O conhecimento do respectivo comportamento dinâmico e a interpretação física dos fenómenos envolvidos foram etapas essenciais que antecederam a análise dinâmica do modelo bípede completo e a formulação das estratégias de controlo.

Deste modo, o estudo de modelos baseados no pêndulo invertido resultou numa melhor compreensão dos mecanismos que influenciam a progressão do robô:

- O actuador do tornozelo permite mover o centro de pressão (CoP) localizado debaixo do pé;
- A inclinação anterior-posterior do tronco dá origem a uma aceleração do centro de massa na direcção contrária;
- O movimento da perna livre altera a aceleração do centro de massa;
- Os factores que determinam a velocidade máxima ao caminhar são influenciados pelos limites no comprimento do passo e no tempo do passo;
- A estabilidade postural é determinada, em grande medida, pelas condições de atrito e de equilíbrio rotacional do pé de suporte.

No capítulo 4 foi proposta uma metodologia de avaliação do desempenho de um robô bípede planar com 6 gdl englobando os três níveis conceptuais de descrição dos fenómenos, ou seja, planeamento, cinemática e dinâmica. Os aspectos peculiares desta metodologia são, por um lado, a consideração de um critério de estabilidade e, por outro lado, a independência em relação a qualquer controlador.

Os resultados obtidos constituem uma base de conhecimento de grande utilidade, proporcionando uma representação de comportamentos globais e amplitudes de estados possíveis analisados à luz de diferentes perspectivas. As conclusões a retirar deste estudo podem ser resumidas aos seguintes aspectos:

- A altura da anca tem um papel fundamental no compromisso a estabelecer entre a estabilidade postural e a eficiência energética. O aumento da altura da anca no sentido da perna esticada contribui para o mecanismo de conservação de energia

pelo princípio do pêndulo (i.e., energias potencial e cinética em oposição de fase). Em contrapartida, afectam o equilíbrio rotacional do pé de suporte;

- A adopção de uma forma de andar em que a planta do pé assenta/levanta, implica que a fase de duplo suporte tem um factor de estabilidade importante que não se limita à transferência de suporte mas a critérios de estabilidade;
- O dimensionamento cinemático e dinâmico é importante quer para como para os mecanismos de compensação;
- A obtenção de pistas para reflexão sobre as diferenças de desempenho entre os movimentos robótico e biológico.

A relação entre o planeamento do movimento e o equilíbrio dinâmico foi o motivo para a linha de pensamento proposta no Capítulo 5. O caminho de orientação seguido exige que se encare a locomoção bípede em função de dois actores principais – o robô e o ambiente. A importância atribuída ao ambiente vem manifestada pela consideração das forças de interacção como sendo o elemento chave em torno do qual se implementam novas estratégias de controlo. Numa primeira fase, foi possível descrever os processos subjacentes à locomoção bípede como a acção coordenada de um conjunto de objectivos elementares mais simples. A regulação destes objectivos elementares pressupõe, por sua vez, uma dependência mínima em relação a variáveis previamente planeadas.

A experiência acumulada ao longo do Capítulo 4 impulsionou o desenvolvimento de estratégias de controlo intuitivas, com uma dependência mínima em relação a sinais de referência, possibilitando a gradual diminuição das exigências de controlo e de actuação. A avaliação da eficiência e da robustez do controlador COO-FI, levada a cabo no Capítulo 6, permite afirmar que os níveis de acomodação, adaptação e estabilidade postural proporcionados são adequados às exigências impostas pela locomoção no plano.

Nesta linha de ideias, a consideração dos tópicos propostos permitiu lançar luz sobre algumas das lacunas existentes, contribuindo para o desenvolvimento de conhecimento científico na “rede de conhecimento” da locomoção bípede artificial. Ao terminar este trabalho sobressai a ideia de se terem atingido os objectivos planeados, fomentando algumas respostas e abrindo caminho a novas pistas de investigação.

## 7.2 Desenvolvimentos Futuros

Num mundo ávido de “revoluções conceptuais” em todos os domínios, este trabalho deve ser encarado como um mero degrau no caminho a percorrer no sentido do alargamento do espectro científico em estudo. Como é natural numa área tão recente e de carácter inovador, a estratégia de abordagem seguida e os conceitos propostos não são únicos nem constituem a última resposta. O objectivo inicial de estabelecer um vector de ligação entre diferentes perspectivas deu lugar a diversas pistas de investigação e a um número ainda maior de outras questões. Nesta conformidade, as perspectivas de trabalho futuro apontam em duas direcções: as possibilidades de melhoria e os problemas deixados em aberto.

Por um lado, as possibilidades de melhoria estão concentradas no refinamento dos modelos e na capacidade de generalização das estratégias de controlo. No domínio da modelização, o processo de locomoção deve ser alargada ao movimento no espaço tridimensional. Em consequência, é necessário incorporar novos graus de liberdade que permitam alargar o movimento aos planos frontal e transversal:

- Para que a articulação da anca possa orientar o membro inferior em todas as direcções do espaço são necessários três eixos: um eixo transversal, situado no plano frontal, em torno do qual se efectuam os movimentos de flexão-extensão; um eixo ântero-posterior, situado no plano sagital, em torno do qual se efectuam os movimentos de adução-abdução; e um eixo vertical que permite os movimentos de rotação longitudinal do membro;
- Em relação à articulação do tornozelo é preciso acrescentar, ao movimento de flexão-extensão do pé no plano sagital, um eixo longitudinal que condiciona a orientação da planta do pé. Este grau de liberdade adicional fica responsável pelos movimentos de pronação-supinação.

A compreensão dos fenómenos naturais e a observação da locomoção humana têm servido como fonte de inspiração à síntese de sistemas laboratoriais. Por um lado, a biologia proporciona uma evidência objectiva daquilo que é possível realizar. Por outro lado, a biologia fornece um conjunto de dados obtidos a partir de sistemas que exibem um desempenho claramente superior. Os padrões de movimento implementados diferem daqueles encontrados na locomoção humana, seja do ponto de vista



cinemático como dinâmico, pela adopção da flexão do joelho, pela presença de um único pico nas forças de reacção normal (*i.e.*, ignoram-se as fases de contacto inicial do calcanhar e a elevação do calcanhar) e pela estratégia de seguimento completo da trajectória da perna livre.

Apesar destes aspectos terem um papel visível no desempenho do sistema, a implementação prática depara-se com uma variedade de dificuldades. Alguns destes problemas requerem progressos científicos e outros esforços de engenharia:

- Em resultado da flexão dos joelhos observa-se uma flutuação em fase das energias cinética e potencial. Por um lado, é possível aumentar a eficiência energética desde que a perna de suporte permaneça totalmente estendida. Por outro lado, esta situação implica a existência de algum tipo de mecanismo para impedir a inversão do joelho (*e.g.*, mecanismo similar à rótula);
- Uma característica peculiar da locomoção humana traduz-se no facto do calcanhar ser a primeira parte do pé a atingir o solo e os dedos do pé a última parte a deixar o solo. Estas duas estratégias estão relacionadas, respectivamente, com a capacidade de absorção do choque e com questões de equilíbrio rotacional do pé de suporte. A implementação de mecanismos passivos, similares ao tendão de Aquiles e aos arcos do pé, deve contribuir para elucidar alguns aspectos da transição de suporte. Ao mesmo tempo, a consideração de um novo gdl no pé (articulação metatársica) deve ajudar a estabelecer uma relação entre a estabilidade rotacional do pé e a estabilidade global do sistema;
- Os estudos da actividade muscular humana revelam que, numa parte considerável do ciclo do caminhar, o movimento da perna livre é passivo. Em contrapartida, do ponto de vista dos sistemas robóticos parece difícil estabelecer um compromisso entre os ganhos energéticos daí decorrentes e as perdas em resultado dos impactos. Uma vez que a fase aérea é determinante para a regulação da velocidade de progressão, justifica-se o estudo de mecanismos de coordenação entre os membros inferiores, exibindo características de simetria e de estabilidade;
- O controlador foi implementado com base em conceitos de flexibilidade e abstracção. Nesse sentido, é de esperar que os algoritmos e as estratégias delineadas possam ser generalizadas a tarefas tão diversas como correr, subir/descer escadas ou andar sob planos inclinados. Esta generalização dos conceitos deve ser facilmente alargada ao plano lateral, nomeadamente, à questão do equilíbrio estático do pé de suporte e da realimentação das forças de reacção.

As lições retiradas deste trabalho permitem enumerar um conjunto de problemas essenciais no projecto e concepção de sistemas robóticos de locomoção bípede. Um sistema prático requer a transição e a coordenação entre diferentes modos (*e.g.*, andar, correr, arrancar/parar em instantes arbitrários, subir/descer escadas ou planos inclinados) em ambientes conhecidos e a aprendizagem de novos padrões na presença de terrenos desconhecidos. O desafio que se coloca é o desenvolvimento de uma arquitectura de controlo que apreenda pela experiência, tome decisões importantes em tempo real e exiba um vasto “repertório” de comportamentos num ambiente não estruturado. Dada a complexidade de situações o sistema não deverá armazenar uma quantidade infínitável de padrões de locomoção, mas antes uma representação dinâmica e contínua de uma “entidade” (*i.e.*, sistema físico, sensores e actuadores) com uma amplitude limitada de estados possíveis.

Numa outra linha de ideias, a investigação da locomoção bípede está fortemente dependente dos avanços tecnológicos presentes e futuros, em particular naquilo que concerne aos actuadores e aos sensores:

- Em contraste com os actuadores rotacionais usados na robótica, o esqueleto humano é totalmente controlado por actuadores lineares organizados em pares agonista-antagonista. Actuadores lineares e, em particular, dos actuadores musculares. O movimento de animal é regulado pela contracção muscular que convertem energia química em trabalho mecânico;
- O facto dos sistemas de locomoção por pernas não estarem acoplados a uma qualquer referência externa, significa que os dados mais importantes relativos ao movimento não podem ser medidos directamente usando meios simples. Apesar das variáveis internas (*e.g.*, posição e orientação da perna em relação ao corpo) serem medidas facilmente, a orientação do sistema de locomoção no espaço e a sua posição no mundo só pode ser determinada por métodos indirectos (*e.g.*, para medir a postura do corpo usam-se giroscópios, inclinómetros e acelerómetros).

Por último, as perspectivas de trabalho futuro apontam no sentido da implementação prática dos conceitos e algoritmos resultantes da actividade desenvolvida. De facto, o estudo de modelos plausíveis e a síntese de sistemas laboratoriais são actividades complementares, cada uma com as suas fraquezas e pontos fortes. A junção destas duas actividades é o caminho natural para o

desenvolvimento de sistemas com funcionalidade e desempenho similar à dos seus parceiros biológicos. Neste âmbito, o desenvolvimento de um protótipo experimental representa um desafio ambicioso e estimulante, seja do ponto de vista científico como dos esforços de engenharia. Uma outra área de interesse é a transferência de conhecimento para aplicação em projectos de reabilitação da locomoção humana (*e.g.*, dispositivos protéticos inteligentes).



## Apêndice A

# Comparação entre PVCoM, CoP, ZMP e FRI

O conceito de ponto de momento zero (ZMP) foi originalmente introduzido em 1969 [Vukobratovic69] e, desde aí, tem sido frequentemente usado como critério de estabilidade postural na área da locomoção bípede. São várias as referências que se encontram na literatura, tais como: condição de ZMP [Arakawa97], critério de estabilidade ZMP [Li93], estabilidade de locomoção sem queda [Arakawa97], realizabilidade física do padrão de locomoção [Shih90♦96]. Em [Goswami99a♦99b], o autor destaca as duas definições da Tabela A.1 como sendo correctas e consistentes.

AUTOR	DEFINIÇÃO
Hemami e Golliday (1977)	ZMP é o ponto em que a força de reacção vertical intersecta o solo.
Arakawa e Fukuda (1997)	ZMP é o ponto no solo em que o momento $\vec{T} : (T_x, T_y, T_z)$ gerado pela força de reacção e o binário de reacção satisfazem $T_x = 0$ e $T_y = 0$ .

**Tabela A.1** – Definições de ZMP e implicações dessas descrições.

Em termos genéricos, estas definições de ZMP correspondem à definição de CoP feita anteriormente (Secção 3.4.2). O CoP é definido em termos do ponto de acção da força de reacção do solo, enquanto o ZMP é definido em termos das forças dinâmicas. Esta equivalência entre o CoP e o ZMP significa que este último nunca pode deixar o polígono de suporte e não tem uma relação inerente com a estabilidade dinâmica.

Para relacionar o CoP e o FRI convém voltar à equação de equilíbrio rotacional:

$$\vec{M} + \vec{OP} \times \vec{R} + \sum_{i=1}^n \vec{OG}_i \times m_i \vec{g} = \sum_{i=1}^n \vec{H}_{G_i} + \sum_{i=1}^n \vec{OG}_i \times m_i \vec{a}_i \quad (\text{A.1})$$

e calcular os momentos no ponto  $F$ , ou seja:

$$\vec{M} + \vec{FP} \times \vec{R} + \vec{FG}_1 \times m_1 \vec{g} - \vec{\tau}_1 - \vec{FO}_1 \times \vec{R}_1 = \vec{H}_{G_1} + \vec{FG}_1 \times m_1 \vec{a}_1 \quad (\text{A.2})$$

Substituindo a expressão  $\vec{FG}_1 \times m_1 \vec{g} - \vec{\tau}_1 - \vec{FO}_1 \times \vec{R}_1 = \vec{0}$  em (A.2) obtém-se:

$$\vec{FP} \times \vec{R} = \vec{H}_{G_1} + \vec{FG}_1 \times m_1 \vec{a}_1 \quad (\text{A.3})$$

As coordenadas do CoP e do FRI são coincidentes se  $\vec{FP} = \vec{0}$ , isto é, nas situações em que  $\vec{H}_{G_1} + \vec{FG}_1 \times m_1 \vec{a}_1 = \vec{0}$ . Para tal, é preciso que se verifique uma das condições:

- 4) A aceleração angular do pé é zero  $\vec{a}_1 = \vec{0}$ , isto é, o pé permanece estacionário ou tem movimentos linear e angular uniformes.
- 5) O pé tem massa e inércia nulas,  $J_1 = 0$  e  $m_1 = 0$ .
- 6) Os vectores  $\vec{FG}_1$  e  $m_1 \vec{a}_1$  são paralelos e  $J_1 = 0$ .

De forma semelhante, pode-se comparar a PVCoM com o CoP partindo da equação:

$$\vec{CG} \times \sum_{i=1}^n m_i \vec{g} = \vec{0} \quad (\text{A.4})$$

Por outro lado, são também válidas as expressões  $\vec{CG} \sum_{i=1}^n m_i = \sum_{i=1}^n \vec{CG}_i m_i$  e  $\vec{CG}_i = \vec{CP} + \vec{PG}_i$ . Ao substituir estes termos na Equação A.4 resulta:

$$\vec{CP} \times \sum_{i=1}^n m_i \vec{g} + \sum_{i=1}^n \vec{PG}_i \times m_i \vec{g} = \vec{0} \quad (\text{A.5})$$

e a equação dinâmica (A.1) pode ser reescrita na forma:

$$\vec{M} - \vec{CP} \times \sum_{i=1}^n m_i \vec{g} = \sum_{i=1}^n \vec{H}_{G_i} + \sum_{i=1}^n \vec{PG}_i \times m_i \vec{a}_i \quad (\text{A.6})$$

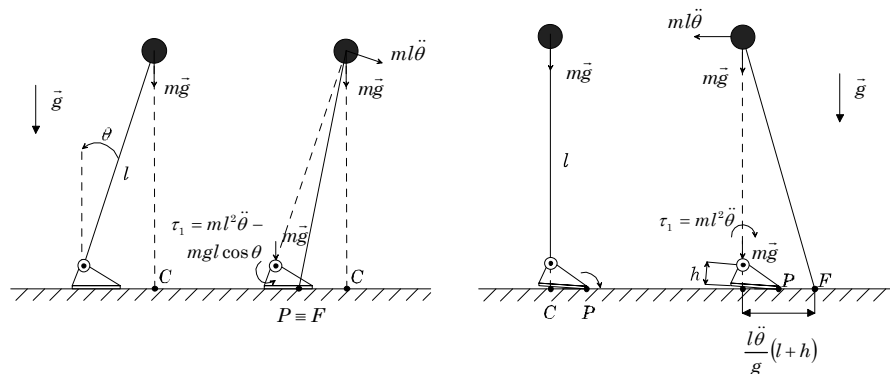
Deste modo,  $P$  e  $C$  coincidem desde que se verifique a condição:

$$\sum_{i=1}^n \vec{H}_{G_i} + \sum_{i=1}^n \vec{P}G_i \times m_i \vec{a}_i = \vec{0} \tag{A.7}$$

o que só é possível no caso de um robô estacionário.

Por último, como resultado desta discussão é possível estabelecer um conjunto de propriedades relacionadas com os vários critérios de estabilidade (ver Figura A.1):

- 1) Para configurações estacionárias e estáveis o CoP, ZMP e FRI estão situados dentro do polígono de suporte e coincidem com a PVCoM.
- 2) Para configurações estacionárias e instáveis a PVCoM e o FRI coincidem e estão situados fora do polígono de suporte. Neste caso, as coordenadas do CoP e do ZMP estão situadas nos limites deste polígono.
- 3) Na presença de dinâmica a PVCoM e o FRI deixam de ser coincidentes. Se o pé está estacionário significa que o FRI está situado dentro do polígono de suporte e coincide com ambos, isto é, com o CoP e o ZMP.
- 4) Pela definição, o CoP (ZMP) nunca pode deixar a base de suporte. Em oposição, o FRI é um ponto na superfície pé/solo, dentro ou fora do polígono de suporte, no qual a força de reacção no solo deve actuar para manter o pé estacionário.
- 5) A saída desta área assinala a rotação do pé em torno de um ponto fronteira: quanto mais afastado está deste limite maior é o momento não balanceado.



**Figura A.1** – Comparação entre PVCoM ( $C$ ), CoP ou ZMP ( $P$ ) e FRI ( $F$ ): à esquerda o pé está em equilíbrio estático visto  $F$  estar dentro da base de suporte (mesmo com  $C$  fora dos limites do pé) e  $P$  coincide com  $F$ ; à direita o pé está a rodar visto  $F$  estar fora da base de suporte (mesmo com  $C$  dentro dos limites do pé) e  $P$  está na extremidade do pé em torno da qual roda.





## Apêndice B

# Trajectória da Perna Livre

O movimento da perna livre assume uma importância decisiva no desempenho global do sistema. Primeiro, a inércia da perna condiciona o tempo de oscilação necessário para a acelerar, rodar e travar. Segundo, o controlo da perna livre é o elemento chave para alcançar uma regulação efectiva da velocidade de progressão. Ao mesmo tempo, a melhor estratégia deve levar em consideração as situações de transição (impacto e elevação do pé). Nesta linha de ideias, é preciso encontrar o melhor compromisso entre a eficiência energética da fase aérea e as perdas de energia em resultado das diferenças de velocidade antes e depois das transições.

Na aproximação de caminhar minimizando os impactos, o movimento da perna livre é definido, em cada instante, como uma função do tempo. Neste caso, são implementadas algumas trajectórias que diferem em termos da continuidade das variáveis de posição, velocidade e aceleração ao longo do ciclo de locomoção. Assim, as trajectórias são divididas nas suas componentes horizontal  $x_t(t)$  e vertical  $y_t(t)$  e, para cada uma delas, identifica-se a continuidade através dos símbolos 1 (posição), 2 (posição e velocidade) ou 3 (posição, velocidade e aceleração). Por exemplo, uma trajectória do tipo X2Y3 significa que a componente horizontal é uma função contínua nas posições e velocidades, enquanto a componente vertical garante também a continuidade nas acelerações.

As trajectórias implementadas são do tipo X1Y1, X2Y2 e X3Y3 e baseiam-se em funções sinusoidais. Mais ainda, as equações paramétricas de cada curva são obtidas em função dos parâmetros de locomoção definidos na Secção 4.3.1 (referir à Tabela 4.3).

### B.1 Trajectória do Tipo X1 e Y1

$$x_t(t) = x_t^0 + 2L_p \frac{t}{T_{ss}} \quad (B.1)$$

$$y_t(t) = 0$$

### B.2 Trajectória do Tipo X2 e Y2

$$x_t(t) = x_t^0 + L_p \left[ 1 - \cos\left(\frac{\pi}{T_{ss}} t\right) \right] \quad (B.2)$$

$$y_t(t) = \frac{P_e}{2} \left[ 1 - \cos\left(\frac{2\pi}{T_{ss}} t\right) \right]$$

### B.3 Trajectória do Tipo X3 e Y3

$$x_t(t) = \begin{cases} x_t^0 + 2L_p \left[ \frac{t}{T_{ss}} - \frac{1}{2\pi} \sin\left(\frac{2\pi}{T_{ss}} t\right) \right] & t \leq T_{ss} \\ x_t^0 + 2L_p & t > T_{ss} \end{cases}$$

$$y_t(t) = \begin{cases} P_e \left[ \frac{t}{T_{me}} - \frac{1}{2\pi} \sin\left(\frac{2\pi}{T_{me}} t\right) \right] & t < T_{me} \\ -P_e \left[ \frac{t - T_{ss}}{T_{ss} - T_{me}} - \frac{1}{2\pi} \sin\left(\frac{2\pi}{T_{ss} - T_{me}} (-t + T_{ss})\right) \right] & T_{me} \leq t \leq T_{ss} \\ 0 & t > T_{ss} \end{cases} \quad (B.3)$$

## Apêndice C

# Modelos do Ambiente

A utilização de elementos mola-amortecedor é muito comum na modelização das forças de contacto que se estabelecem entre um robô e o meio ambiente. Contudo, no que concerne aos sistemas bípedes, alguns destes modelos apresentam limitações [Marhefka96][Bruneau98] que justificaram a opção final. O objectivo deste apêndice é apresentar os resultados obtidos pela simulação do caminhar bípede usando três modelos mola-amortecedor. Nesse sentido, a dinâmica da superfície de deformação é aproximada por um sistema constituído por uma mola em paralelo com um amortecedor, combinando elementos lineares com outros não lineares.

O movimento do robô é realizado com base no padrão de locomoção de referência e nos parâmetros internos apresentados na Tabela C.1. Nesta conformidade, a simulação decorre ao longo de meio ciclo (1 passo) usando o controlador COO-FI ( $f_c = 10KHz$  e  $f_s = 100KHz$ ). De seguida, comparam-se as vantagens e inconvenientes de cada um dos modelos de forma a seleccionar aquele que melhor se adapta às características próprias do problema.

PARÂMETRO	PÉ	PERNA	COXA	ANCA	TRONCO		
Massa	$m_b = 1,0Kg$	$m_p = 4,0Kg$	$m_c = 7,5Kg$	$m_a = 2,0Kg$	$m_t = 43,0Kg$		
Comprimento	$l_b = 0,24m$	$l_p = 0,5m$	$l_c = 0,5m$	$l_a = 0,1m$	$l_t = 0,3m$		
$V_p (m/s)$	$V_r (m/s)$	$FV_r (^\circ)$	$L_p (m)$	$A_h (m)$	$A_r (m)$	$P_e (m)$	$T_{me} (\%)$
1,0	0,3	-150,0	0,4	0,9	0	0,02	50,0

**Tabela C.1** – Parâmetros de massa, comprimento dos elos e locomoção usados em simulação.

## C.1 Modelo Linear

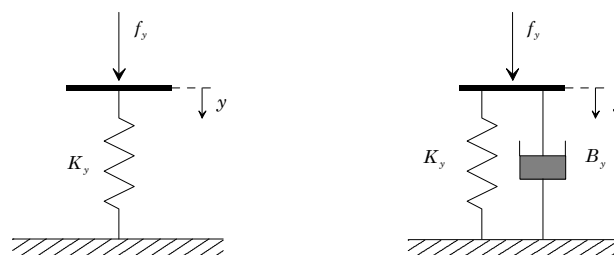
A maioria dos modelos estudados são constituídos por dois graus de liberdade, usando elementos do tipo mola e amortecedor e desprezando a massa do ambiente em deformação. A Figura C.1 apresenta dois dos modelos usados para representar a deformação de uma superfície de contacto e os sistemas de coordenadas associados. Para cada um dos modelos deriva-se a equação linear que descreve a relação entre a força de contacto  $f_y$  e a deformação  $y$  (Tabela C.2).

Mola Linear (1 gdl)	Mola-Amortecedor Linear (1 gdl)
$f_y = K_y y$	$f_y = K_y y + B_y \dot{y}$

**Tabela C.2** – Modelização do ambiente usando elementos lineares.

O modelo mais simples trata a superfície de contacto como uma simples mola linear. Apesar da sua simplicidade e baixa carga computacional, este modelo apenas considera a existência de um efeito elástico. Para uma grande variedade de tarefas que envolvem contacto admite-se que o comportamento da superfície em deformação deve ser descrito, de uma forma aproximada, por um sistema linear constituído por uma mola em paralelo com um amortecedor (elemento dissipativo).

Estes modelos lineares possuem algumas limitações quando se pretende estudar situações de transição de não contacto para contacto ou vice-versa. Primeiro, a força de contacto é descontínua no momento do impacto do pé com o ambiente. Mais ainda, estes modelos reproduzem não apenas forças de compressão no ponto de contacto, mas também forças que tendem a manter unidas as superfícies. Em segundo lugar, estes modelos não dependem do coeficiente de restituição da massa dos corpos que colidiram.



**Figura C-1** – Modelos de contacto com um grau de liberdade.

Para ilustrar o desempenho conseguido com o modelo linear considera-se a seguinte decomposição nas direcções horizontal e vertical:

$$\begin{aligned} f_h &= -K_x(x - x_0) - B_x \dot{x} \\ f_v &= -K_y(y - y_0) - B_y \dot{y} \end{aligned} \tag{C.1}$$

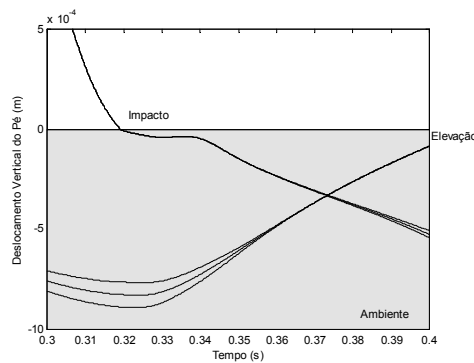
onde  $K_x$  e  $K_y$  são, respectivamente, os coeficiente de elasticidade horizontal e vertical,  $B_x$  e  $B_y$  são, respectivamente, os coeficiente de amortecimento horizontal e vertical,  $(x_0, y_0)$  são as coordenadas Cartesianas do pé no instante de contacto inicial.

A implementação deste modelo, e dos próximos, pressupõem a existência de dois pontos de contacto nas extremidades do pé – calcanhar (C) e dedos (D). A escolha dos parâmetros do ambiente (Tabela C.3) resultou de um processo de ajuste heurístico, obedecendo a pressupostos de razoabilidade e consistência de comportamento.

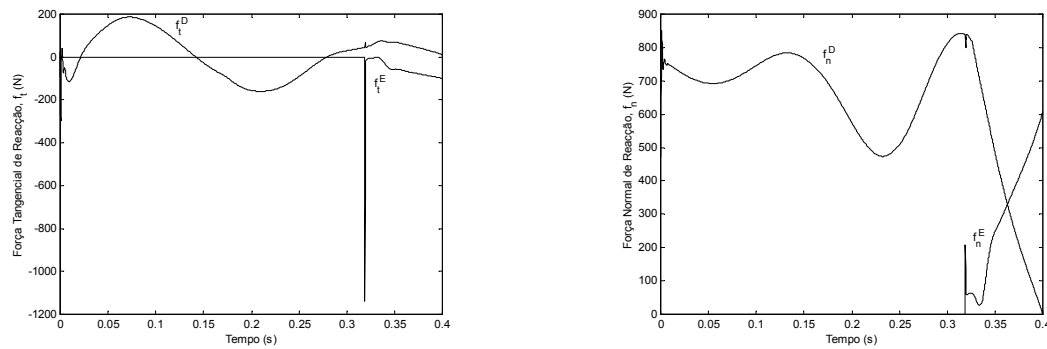
$K_x$ (N/s)	$B_x$ (Ns/m)	$K_y$ (N/s)	$B_y$ (Ns/m)
$5,0 \times 10^4$	$5,0 \times 10^3$	$5,0 \times 10^5$	$5,0 \times 10^3$

**Tabela C.3** – Definição dos parâmetros do modelo linear.

Os fenómenos acima descritos podem ser observados nos gráficos das Figuras C.2 e C.3. Na fase em que ocorre a quebra de contacto entre o robô e o solo ( $t = T / 2$ ) a força de reacção é nula, apesar de a coordenada vertical do pé revelar que este se encontra em contacto com o solo. O caso contrário também pode ocorrer, isto é, as forças de reacção podem ser positivas mesmo se a coordenada vertical do pé se situa acima do solo (por outras palavras, nesse caso o pé tende a “puxar” o solo).



**Figura C.2** – Comportamento das coordenadas verticais do pé (tornozelo e extremidades) na fase de impacto (pé esquerdo) e na fase de elevação (pé direito).



**Figura C.3** – Componentes tangencial e normal da força de reacção do solo sobre a perna direita (D) e esquerda (E) ao longo de meio ciclo.

## C.2 Modelo Não Linear

Uma abordagem que permite minorar as desvantagens anteriores foi proposta por Hunt e Crossley [Hunt75] e corresponde a um modelo mola-amortecedor não linear:

$$f_y = K(y - y_0)^\nu + \lambda(y - y_0)^\nu \dot{y} \quad (\text{C.2})$$

onde  $K$  é o coeficiente de elasticidade,  $\lambda$  e  $\nu$  são constantes.

Este modelo apresenta duas características importantes. Primeiro, a força devido à mola pode ser ou não linear. Segundo, o amortecimento passa a estar dependente da profundidade da deformação ( $y - y_0$ ). A dependência deste termo com a deformação faz com que a força cresça de zero após o contacto e volte a zero quando se processa a separação dos corpos. Deste modo, quando ocorre uma situação de impacto, transição de não contacto para contacto e vice-versa, este modelo oferece maior fiabilidade.

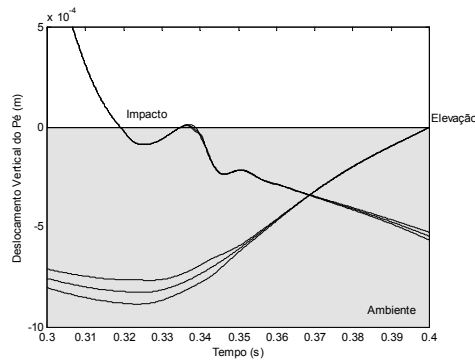
Na próxima simulação é usado um modelo do ambiente descrito pelas expressões:

$$\begin{aligned} f_h &= -K_x(x - x_0) - \lambda_x(y - y_0)\dot{x} \\ f_v &= -K_y(y - y_0) - \lambda_y(y - y_0)\dot{y} \end{aligned} \quad (\text{C.3})$$

e usando os parâmetros da Tabela C.4.

$K_x$ (N/s)	$\lambda_x$ (Ns/m <sup>2</sup> )	$K_y$ (N/s)	$\lambda_y$ (Ns/m <sup>2</sup> )
$5,0 \times 10^4$	$10,0 \times 10^6$	$5,0 \times 10^5$	$7,5 \times 10^6$

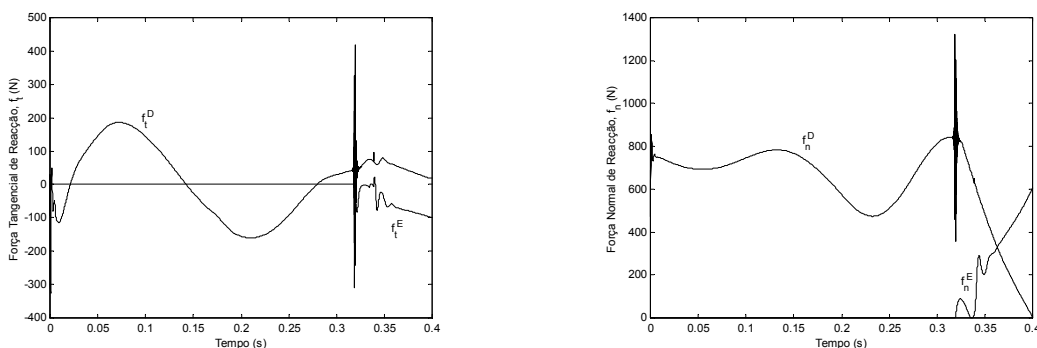
**Tabela C.4** – Definição dos parâmetros do modelo não linear.



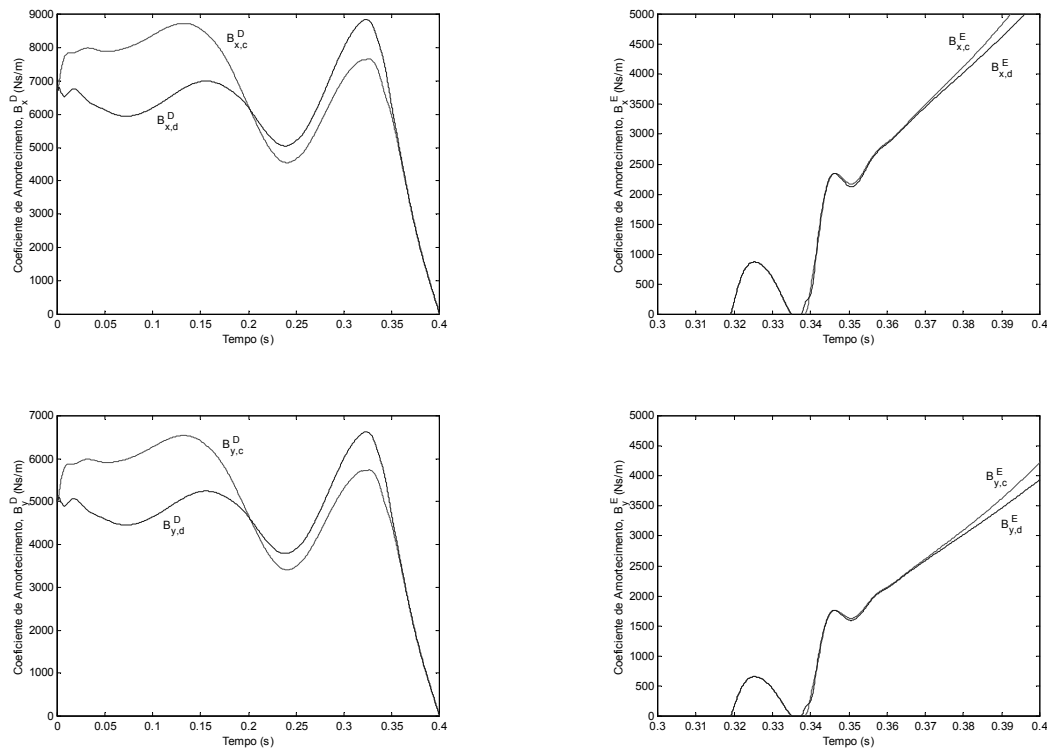
**Figura C.4** – Comportamento das coordenadas verticais do pé (tornozelo e extremidades) na fase de impacto (pé esquerdo) e na fase de elevação (pé direito).

Tal como era esperado, os melhoramentos introduzidos na fase de quebra do contacto são claros. Todavia, a escolha destes valores tem em vista, antes de mais, fazer realçar as dificuldades encontradas com esta aproximação. Após a colisão, verifica-se uma tendência para o pé perder o contacto inicialmente estabelecido com o solo. Este fenómeno de oscilação deve ser evitado uma vez que degrada o desempenho do sistema, tal como se pode inferir pelos saltos bruscos verificados nas variáveis de força (Figura C.5).

Para este comportamento contribui o facto da dinâmica do ambiente ser compelida a evoluir segundo a mesma lei em fases distintas – fase transitória do impacto e fase estacionária do contacto. Por conseguinte, torna-se difícil uma escolha do valor de  $\lambda_y$  (ou do expoente  $\nu$ ) de forma a que a evolução do amortecimento (em particular  $B_y$ ) satisfaça os requisitos ao longo de todo o ciclo (Figura C.6). Neste caso concreto, a evolução dos coeficientes  $B_{y,c}^E$  e  $B_{y,d}^E$  resulta demasiado lenta logo após o impacto.



**Figura C.5** – Componentes tangencial e normal da força de reacção do solo sobre a perna direita (D) e esquerda (E) ao longo de meio ciclo.



**Figura C.6** – Evolução temporal dos coeficientes de amortecimento nas extremidades da perna direita (D) e esquerda (E).

A grande dificuldade reside na existência de um conflito de exigências, que conduz a uma redução drástica na sua aplicabilidade e generalização. Tendo em vista estas considerações, foram efectuadas algumas modificações que culminaram no modelo não linear “repartido” e cujos resultados são evidenciados na próxima secção.

### C.3 Modelo Não Linear “Repartido”

A forma encontrada para evitar os problemas atrás referidos consiste na separação do modelo em várias etapas. Assim, a expressão da componente vertical  $f_v$  é modificada e a descrição matemática do ambiente passa a ter a forma:

$$\begin{aligned} f_h &= -K_x(x - x_0) - \lambda_x(y - y_0)\dot{x} \\ f_v &= -K_y(y - y_0) - \lambda_y(y - y_0)^\nu \dot{y} \end{aligned} \quad (\text{C.4})$$

onde o coeficiente  $\lambda_y$  e o expoente  $\nu$  passam a ser definidos de acordo com limiares de deformação (Tabela C.5).



LIMIARES DE DEFORMAÇÃO		
$y_0(m)$	$y_\gamma^1(m)$	$y_\gamma^2(m)$
0,0	$5,0 \times 10^{-5}$	$40,0 \times 10^{-5}$

**Tabela C.5** – Definição dos limiares de deformação.

Para efeitos de comparação foi efectuada a simulação do movimento do robô nas mesmas circunstâncias. Os valores dos parâmetros do ambiente mantêm-se (Tabela C.6), à excepção do amortecimento vertical cujos coeficientes  $\lambda_y$  e  $\nu$  variam de forma dinâmica em função dos pressupostos da Tabela C.7.

$K_x (N/s)$	$\lambda_x (Ns/m^2)$	$K_y (N/s)$	$\lambda_y$ e $\nu$
$5,0 \times 10^4$	$10,0 \times 10^6$	$5,0 \times 10^5$	Tabela C.6

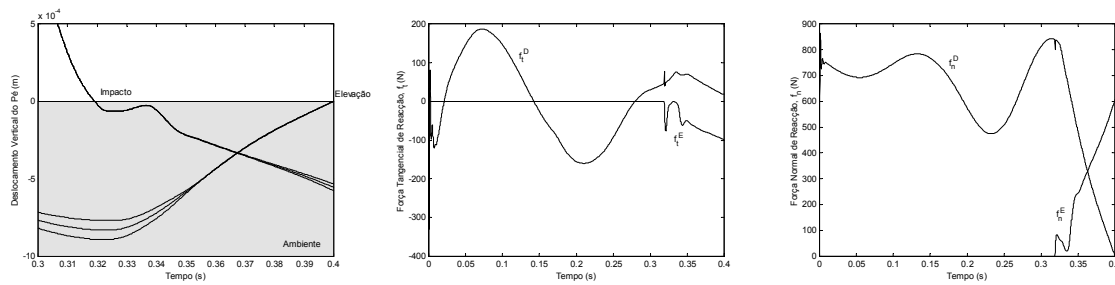
**Tabela C.6** – Definição dos parâmetros do modelo não linear “repartido”.

Se, por um lado, a fase de impacto requer uma variação rápida do amortecimento ( $\nu = 1,5$ ), por outro lado, o uso de um expoente  $\nu = 0,5$  tem incidência directa na fase de quebra do contacto. Entre os dois limiares de deformação,  $y_\gamma^1$  e  $y_\gamma^2$ , existe uma zona de comutação onde se assegura a continuidade do modelo.

A Figura C.7 mostra os benefícios decorrentes das modificações empreendidas, que se reflectem numa melhoria do regime “transitório” e, em simultâneo, na possibilidade de explorar uma maior gama de variação dos parâmetros.

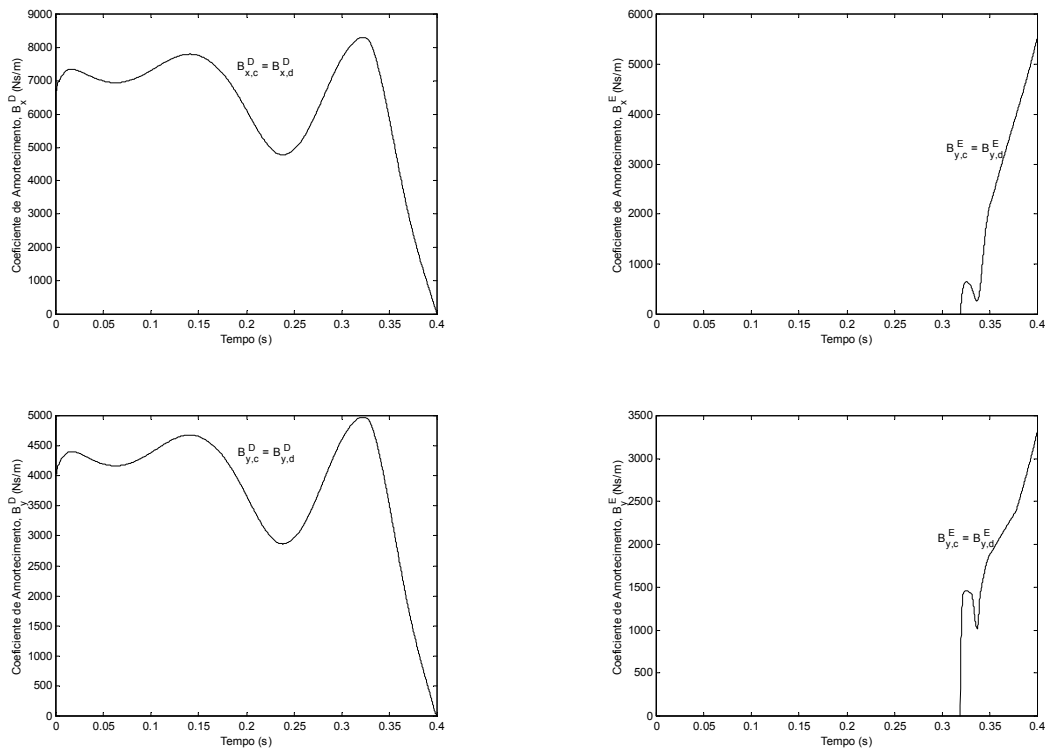
NÃO CONTACTO – CONTACTO			CONTACTO – NÃO CONTACTO		
FASE	Constante, $\lambda$	Expoente, $\nu$	FASE	Constante, $\lambda$	Expoente, $\nu$
Impacto	$7,5 \times 10^8$	1,5	Contacto	$6,0 \times 10^6$	1,0
Transição	$B_y$ é contínua e linear		Transição	$B_y$ é contínua e linear	
Contacto	$6,0 \times 10^6$	1,0	Elevação	$2,0 \times 10^5$	0,5

**Tabela C.7** – Definição dinâmica da constante  $\lambda_y$  e do expoente  $\nu$ .



**Figura C.7** – Comportamento das coordenadas verticais do pé (tornozelo e extremidades) na fase de impacto (pé esquerdo) e na fase de elevação (pé direito); componentes tangencial e normal da força de reacção do solo sobre a perna direita (D) e esquerda (E).

A Figura C.8 ilustra a evolução do amortecimento considerando a separação em fase de impacto/elevação, comutação e contacto. Aquilo que ressalta destes gráficos é a evolução do amortecimento vertical  $B_y^E$  após o impacto que favorece o funcionamento do controlador de força. Com base nestes argumentos e considerando os pressupostos iniciais, o modelo não linear “repartido” é considerado como o mais fiável e apropriado, isto é, aquele que melhor se adapta às características próprias do problema em estudo.



**Figura C.8** – Evolução temporal dos coeficientes de amortecimento nas extremidades da perna direita (D) e esquerda (E).

# Referências

- [Adolfsson98] J. Adolfsson, H. Dankowicz, A. Nordmark, “3-D Stable Gait in Passive Bipedal Mechanisms”, *Proceedings of the 357 Euromech*.
- [Alexander90] R. McN. Alexander, “Three Uses for Springs in Legged Locomotion”, *The International Journal of Robotics Research*, Vol. 9, No. 2, pp. 53-61, 1990.
- [Anderson88] R. Anderson, M. Spong, “Hybrid Impedance Control of Robotic Manipulators”, *IEEE Journal of Robotics and Automation*, Vol. 4, No. 5, pp. 549-555, 1988.
- [Arakawa97] T. Arakawa, T. Fukuda, “Natural Motion Generation of Biped Locomotion Robot Using Hierarchical Trajectory Generation Method Consisting of GA, EP Layers”, *Proceedings of the 1997 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 211-216, Grenoble, France.
- [Basmajian85] John V. Basmajian, Carlo J. De Luca, *Muscles Alive: Their Functions Revealed by Electromyography*, Williams & Wilkins, 1985.
- [Blajer92] W. Blajer, W. Schiehlen, “Walking Without Impacts as a Motion/Force Control Problem”, *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, Vol. 114, pp. 660-665, 1992.
- [Brogliato96] Bernard Brogliato, *Non-Smooth Impact Mechanics: Models, Dynamics and Control*, Springer-Verlag, 1996.
- [Bruneau98] O. Bruneau, F. Ben Oueddou, P.B. Wieber, “Dynamic Transition Simulation of a Walking Anthropomorphic Robot”, *Proceedings of the 1998 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 1392-1397, Leuven, Belgium.
- [Channon92] P.H. Channon, S.H. Hopkins, D.T. Pham, “Derivation of Optimal Walking Motions for a Bipedal Walking Robot”, *Robotica*, Vol. 10, pp. 165-172, 1992.
- [Chew99] Chee-Meng Chew, Gill Pratt, “A Minimum Model Adaptive Control Approach for a Planar Biped”, *Proceedings of the 1999 IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 1469-1474, Kyongju, Korea.
- [Chew00] Chee-Meng Chew, Gill Pratt, “A General Control Architecture for Dynamic Bipedal Walking”, *Proceedings of the 2000 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 3990-3996, San Francisco, CA, USA.
- [Chevallereau98] C. Chevallereau, A. Formal'sky, B. Perrin, “Low Energy Cost Reference Trajectories for a Biped Robot”, *Proceedings of the 1998*

- IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 1398-1404, Leuven, Belgium.
- [der Linde98] R.Q. der Linde, “Active Leg Compliance for Passive Walking”, *Proceedings of the 1998 IEEE/RSJ International Conference on Robotics and Automation*, pp. 2339-2345, Leuven, Belgium.
- [DeSchutter88] J. DeSchutter, H. Van Brussel, “Compliant Robot Motion”, *The International Journal of Robotics Research*, Vol. 7, No. 4, pp. 3-33, 1988.
- [Dudek00] G. Dudek, M. Jenkin, *Computational Principles of Mobile Robotics*, Cambridge University Press, 2000.
- [Dunn94] Eric R. Dunn, Robert D. Howe, “Towards Smooth Bipedal Walking”, *Proceedings of the 1994 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 2489-2494.
- [Dunn96] Eric R. Dunn, Robert D. Howe, “Foot Placement and Velocity Control in Smooth Bipedal Walking”, *Proceedings of the 1996 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 578-583, Minneapolis, Minnesota, USA.
- [Fowble96] J. Fowble, A. Kuo, “Stability and Control of Passive Locomotion in 3D”, *Proceedings of the 1996 International Conference on Biomechanics and Neural Control of Movement*, pp. 28-29.
- [Fujimoto96] Yasutaka Fujimoto, Atsuo Kawamura, “Proposal of Biped Walking Control Based on Robust Hybrid Position/Force Control”, *Proceedings of the 1996 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 2724-2730, Minneapolis, Minnesota, USA.
- [Fujimoto98] Yasutaka Fujimoto, Atsuo Kawamura, “Simulation of an Autonomous Biped Walking Robot Including Environmental Force Interaction”, *IEEE Robotics and Automation Magazine*, pp. 33-42, Junho, 1998.
- [Furusho86] J. Furusho, M. Masubuchi, “Control of a Dynamical Biped Locomotion System for Steady Walking”, *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, Vol. 108, pp. 111-118, 1986.
- [Garcia98] M. Garcia, A Chatterjee, A. Ruina, “Speed, Efficiency, ad Stability of Small-slope 2D Passive Dynamic Bipedal Walking”, *Proceedings of the 1998 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 2351-2356, Leuven, Belgium.
- [Gienger00] M. Gienger, K. Löffler, F. Pfeiffer, “A Biped Robot That Jogs”, *Proceedings of the 2000 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 3334-3339, San Francisco, CA, USA.
- [Golden90] J.A. Golden, Y.F. Zheng, “Gait Synthesis for the SD-2 Biped Robot to Climb Stairs”, *International Journal of Robotics and Automation*, Vol. 5, No. 4, pp. 149-159, 1990.
- [Goswami96] A. Goswami, B. Espiau, A. Keramane, “Limit Cycle and Their Stability in a Passive Bipedal Gait”, *Proceedings of the 1996 IEEE*

- International Conference on Robotics and Automation*, pp. 246-251, Minneapolis, Minnesota, USA.
- [Goswami98] A. Goswami, B. Thuilot, B. Espiau, "A Study of the Passive Gait of a Compass-Like Biped Robot: Symmetry and Chaos", *The International Journal of Robotics Research*, Vol. 17, No. 12, pp. 1282-1301, 1998.
- [Goswami99a] Ambarish Goswami, "Foot Rotation Indicator (FRI) Point: A New Gait Planning Tool to Evaluate Postural Stability of Biped Robots", *Proceedings of the 1999 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 47-52, Detroit, Michigan, USA.
- [Goswami99b] Ambarish Goswami, "Postural Stability of Biped Robots and the Foot-Rotation Indicator (FRI) Point", *The International Journal of Robotics Research*, Vol. 18, No. 6, pp. 523-533, 1999.
- [Grishin94] A.A. Grishin, A.M. Formal'sky, A.V. Lensky, S.V. Zhitomirsky, "Dynamic Walking of a Vehicle with Two Telescopic Legs Controlled by Two Drives", *The International Journal of Robotics Research*, Vol. 13, No. 2, pp. 137-147, 1994.
- [Heglund88] N.C. Heglund, C.R. Taylor, "Speed, Stride Frequency and Energy Cost per Stride. How Do They Change with Body Size and Gait ?", *Journal of Experimental Biology*, Vol. 138, pp.301-318, 1988.
- [Hemami77] H. Hemami, C.L. Golliday, "The Inverted Pendulum and Biped Stability", *Mathematical Biosciences*, Vol. 34, pp. 95-110, 1977.
- [Hirai98] Kazuo Hirai, Masato Hirose, Yuji Haukawa, Toru Takenaka, "The Development of Honda Humanoid Robot", *Proceedings of the 1998 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 1321-1326, Leuven, Belgium.
- [Hirose93] Shigeo Hirose, *Biologically Inspired Robots: Snake-Like Locomotors and Manipulators*, New York: Oxford University Press, 1993.
- [Hogan85] N. Hogan, "Impedance Control: An Approach to Manipulation", *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, Vol. 107, pp. 1-24, 1985.
- [Hu99] Jianjuen Hu, Matthew Williamson, Gill Pratt, "Bipedal Locomotion Control with Rhythmic Neural Oscillators", *Proceedings of the 1999 IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 1475-1481, Kyongju, Korea.
- [Huang99] Q. Huang, S. Kajita, N. Koyachi, K. Kaneko, K. Yokoi, H. Arai, K. Komoriya, K. Tanie, "A High Stability Smooth Walking Pattern for a Biped Robot", *Proceedings of the 1999 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 65-71, Detroit, Michigan, USA.
- [Huang00] Q. Huang, K. Kaneko, K. Yokoi, S. Kajita, T. Kotoku, N. Koyachi, H. Arai, N. Imamura, K. Komoriya, K. Tanie, "Balance Control of a Biped Robot Combining Off-line Pattern with Real-time Modification", *Proceedings of the 2000 IEEE International*

- Conference on Robotics and Automation*, pp. 3346-3352, San Francisco, CA, USA.
- [Hunt75] K.H. Hunt, F.R. Crossley, “Coefficient of Restitution Interpreted as Damping in Vibroimpact”, *ASME Journal of Applied Mechanics*, p. 440 -445, 1975.
- [Kajita90] Shuuji Kajita, K. Tani, Akira Kobayashi, “Dynamic Walk Control of a Biped Robot Along the Potential Energy Conserving Orbit”, *Proceedings of the 1990 IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 789-794.
- [Kajita92] Shuuji Kajita, Tomio Yamaura, Akira Kobayashi, “Dynamic Walking Control of a Biped Robot Along a Potential Energy Conserving Orbit”, *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, Vol. 8, No. 4, pp. 431-438, 1992.
- [Kajita94] Shuuji Kajita, Kazuo Tani, “Study of Dynamic Biped Locomotion on Rugged Terrain”, *Proceedings of the 1994 IEEE International Conference on Advanced Robotics*, pp. 741-746.
- [Kajita96a] Shuuji Kajita, Kazuo Tani, “Experimental Study of Biped Dynamic Walking”, *IEEE Control Systems*, pp. 13-19, 1996.
- [Kajita96b] Shuuji Kajita, Kazuo Tani, “Adaptive Gait control of a Biped Robot Based on Realtime Sensing of the Ground Profile”, *Proceedings of the 1996 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 570-577, Minneapolis, Minnesota, USA.
- [Kajita01] S. Kajita, O. Matsumoto, M. Saigo, “Real-Time 3D Walking Pattern Generation for a Biped Robot with Telescopic Legs”, *Proceedings of the 2001 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 2299-2036, Seoul, Korea.
- [Kapandji74] I.A. Kapandji, *Physiologie Articulaire*, Librairie Maloine S.A., 1974.
- [Kato72] I. Kato, H. Tsuiki, “Hydraulically Powered Biped Walking Machine with a High Carrying Capacity”, *Proceedings of the 4th International Symposium on External Control of Human Extremities*, pp. 410-421.
- [Kato81] T. Kato, A. Takanishi, H. Ishikawa, I. Kato, “The Realization of the Quasi Dynamic Walking by the Biped Walking Machine”, *Romansy*, pp. 341-351.
- [Kawaji97] S. Kawaji, K. Ogasawara, J. Iimori, S Yamada, “Compliance Control for Biped Locomotion Robot”, *Proceedings of the 1997 IEEE International Conference on Advanced Robotics*, pp. 3801-3806.
- [Koechling88] J. Koechling, M. Raibert, “How Fast Can a Legged Robot Run?”, *Proceedings of the American Society of Mechanical Engineers Symposium on Robotics*, ASME Dynamic Systems and Controls Division, Vol. 11, pp. 241-249.

- [Kun96] A. Kun, W.T. Miller, “Adaptive Dynamic Balance of a Biped Robot Using Neural Networks”, *Proceedings of the 1996 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 240-245, Minneapolis, Minnesota, USA.
- [Kun98] A. Kun, W.T. Miller, “Unified Walking Control for a Biped Robot Using Neural Networks”, *Proceedings of the 1998 IEEE ISIC/CIRA/ISAS Joint Conference*, pp. 283-288.
- [Kuo99] Arthur D. Kuo, “Stabilization of Lateral Motion in Passive Dynamic Walking”, *The International Journal of Robotics Research*, Vol. 18, No. 9, pp. 917-930, 1999.
- [Li93] Q. Li, A. Takanishi, I. Kato, “Learning Control for a Biped Walking Robot with a Trunk”, *Proceedings of the 1993 IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 1771-1777.
- [Marhefka96] D.W. Marhefka, D.E. Orin, “Simulation of Contact Using a Nonlinear Damping Model”, *Proceedings of the 1996 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Minneapolis, Minnesota, USA.
- [Mason81] M. Mason, “Compliance and Force Control for Computer Controlled Manipulators”, *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics*, Vol. 11, No. 6, pp. 418-432, 1981.
- [McGeer90] Tad McGeer, “Passive Dynamic Walking”, *The International Journal of Robotics Research*, Vol. 9, No. 2, pp. 62-82, 1990.
- [McMahon87] T.A. McMahon, G. Valiant, E.C. Frederick, “Groucho Running”, *Journal of Applied Physiology*, Vol. 62, No. 6, pp. 2326-2337, 1987.
- [McMahon94] T.A. McMahon, “Mechanics of Locomotion”, *International Journal of Robotics Research*, Vol. 3, No. 2, pp. 4-28, 1994.
- [Miura84] Hirofumi Miura, Isao Shimoyama, “Dynamic Walk of a Biped”, *The International Journal of Robotics Research*, Vol. 3, No. 2, pp. 60-74, 1984.
- [Mochon79] S. Mochon, T.A. McMahon, “Ballistic Walking: an Improved Model”, *Mathematical Biosciences*, Vol. 52, pp. 241-260, 1979.
- [Nishiwaki00] K. Nishiwaki, T. Sugihara, S. Kagami, F. Kanehiro, M. Inaba, H. Inoue, “Design and Development of Research Platform for Perception-Action Integration in Humanoid Robot: H6”, *Proceedings of the 2000 IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 1559-1564, Takamatsu, Japan.
- [Park98] Jong H. Park, Kyoung D. Kim, “Biped Robot Walking Using Gravity-Compensated Inverted Pendulum Mode and Computed Torque Control”, *Proceedings of the 1998 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 3528-3533, Leuven, Belgium.
- [Park99] Jong H. Park, Hoam Chung, “Hybrid Control for Biped Robots Using Impedance Control and Computed-Torque Control”,

- Proceedings of the 1999 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 1365-1370, Detroit, Michigan, USA.
- [Park00] Jong H. Park, Hyun C. Cho, “An On-Line Trajectory Modifier for the Base Lin of Biped Robots to Enhance Locomotion Stability”, *Proceedings of the 2000 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 3353-3358, San Francisco, CA, USA.
- [Pratt95] Gill Pratt, Matt Williamson, “Series Elastic Actuators”, *Proceedings of the 1995 IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 399-406.
- [Pratt97] Jerry Pratt, Peter Dilworth, Gill Pratt, “Virtual Model Control of a Bipedal Walking Robot”, *Proceedings of the 1997 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 193-198, Albuquerque, New Mexico, USA.
- [Pratt98] Jerry Pratt, Gill Pratt, “Intuitive Control of a Planar Bipedal Walking Robot”, *Proceedings of the 1998 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 2014-2021, Leuven, Belgium.
- [Pratt99] Jerry Pratt, Gill Pratt, “Exploiting Natural Dynamics in the Control of a 3D Bipedal Walking Simulation”, *Proceedings of the 1999 International Conference on Climbing and Walking Robots*.
- [Pratt00] Gill Pratt, “Legged Robots at MIT: What’s New Since Raibert”, *IEEE Robotics and Automation Magazine*, pp. 15-19, 2000.
- [Raibert81] M. Raibert, J. Craig, “Hybrid Position/Force Control of Manipulators”, *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, Vol. 102, pp. 126-133, 1981.
- [Raibert86] Marc H. Raibert, *Legged Robots That Balance*, The MIT Press, 1986.
- [Rostami98] Mostafa Rostami, Guy Bessonnet, “Impactless Sagittal Gait of Biped Robot During the Single Support Phase”, *Proceedings of the 1998 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 1385-1391, Leuven, Belgium.
- [Roussel98] L. Roussel, C. Canudas-de-Wit, A. Goswami, “Generation of Energy Optimal Complete Gait Cycles for Biped Robots”, *Proceedings of the 1998 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 2036-2041, Leuven, Belgium.
- [Salisbury80] K. Salisbury, “Active Stiffness Control of Manipulator in Cartesian Coordinates”, *Proceedings of the 1980 IEEE Conference on Decision and Control*, pp. 95-100, Albuquerque, USA.
- [Shih90] C. L. Shih, Y.Z. Li, S. Churng, T.T. Lee, W.A. Gruver, “Trajectory Synthesis and Physical Admissibility for a Biped Robot During the Single-Support Phase”, *Proceedings of the 1990 IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 1646-1652.



- [Shih96] Ching-Long Shih, "The Dynamics and Control of a Biped Walking Robot with Seven Degrees of Freedom", *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, Vol. 118, pp. 683-690, 1996.
- [Shih97] Ching-Long Shih, "Gait Synthesis for a Biped Robot", *Robotica*, Vol. 15, pp. 599-607, 1997.
- [Silva99a] F.M. Silva, J.A. Tenreiro Machado, "Energy Analysis During Biped Walking", *Proceedings of the 1999 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Detroit, Michigan, USA.
- [Silva99b] F.M. Silva, J.A. Tenreiro Machado, "Performance Issues in Biped Walking Robots", publicado no livro *Recent Advances in Mechatronics*, editado por O. Kaynak, S. Tosunoglu e M. Ang, pp. 270-281, Springer-Verlag, 1999.
- [Silva00] F.M. Silva, J.A. Tenreiro Machado, "Position/Force Control of Biped Locomotion Systems", *Proceedings of the 2000 Portuguese Conference on Automatic Control*, Guimarães, Portugal.
- [Silva01] F.M. Silva, J.A. Tenreiro Machado, "Goal-Oriented Biped Walking Based on Force Interaction Control", *Proceedings of the 2001 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Seoul, Korea.
- [Takanishi85] A. Takanishi, M. Ishida, Y. Yamazaki, I. Kato, "The Realization of Dynamic Walking by the Biped Walking Robot WL-10RD", *Proceedings of the 1985 IEEE International Conference on Advanced Robotics*, pp. 795-801.
- [Takanishi90a] A. Takanishi, H. Lim, M. Tsuda, I. Kato, "Realization of Dynamic Biped Walking by Trunk Motion on a Sagittally Uneven Surface", *Proceedings of the 1990 IEEE International Workshop on Intelligent Robots and Systems*, pp. 323-330.
- [Takanishi90b] A. Takanishi, T. Takeya, H. Karaki, I. Kato, "A Control Method for Dynamic Biped Walking Under Unknown External Force", *Proceedings of the 1990 IEEE International Workshop on Intelligent Robots and Systems*, pp. 795-801.
- [Tenreiro95] J.A. Tenreiro Machado, A. Galhano, "Evaluation of Manipulator Direct Dynamics Using Customized Runge-Kutta Methods", *SAMS*, Vol. 17, pp. 229-239, 1995.
- [Todd85] D.J. Todd, *Walking Machines: An Introduction to Legged Robots*, New York: Chapman and Hall, 1985.
- [Volpe9] R. Volpe, P. Khosla, "A Theoretical and Experimental Investigation of Impact Control for Manipulators", *The International Journal of Robotics Research*, Vol. 12, No. 4, pp. 351-365, 1993.
- [Vukobratovic69] M. Vukobratovic, D. Juricic, "Contributions to the Synthesis of Biped Gait", *IEEE Transactions on Biomedical Engineering*, BME-16, pp. 1-6, 1969.

- [Vukobratovic90] M. Vukobratovic, B. Borovac, D. Surla, D. Stokic, *Biped Locomotion: Dynamics, Stability, Control and Application*, Springer-Verlag, 1990.
- [Whitney77] D. Whitney, “Force Feedback Control of Manipulator Fine Motions”, *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, Vol. 99, No. 2, pp. 91-97, 1977.
- [Whitney85] D. Whitney, “Historical Perspective and State of the Art in Robot Force Control”, *Proceedings of the 1985 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 262-268, St. Louis, USA.
- [Winter90] David A. Winter, *Biomechanics and Motor Control of Human Movement*, John Wiley & Sons, 1990.
- [Yamaguchi93] J. Yamaguchi, A. Takanishi, I. Kato, “Development of a Biped Walking Robot Compensating for Three-Axis Moment by Trunk Motion”, *Proceedings of the 1993 IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 561-566.
- [Yamaguchi94] J. Yamaguchi, A. Takanishi, I. Kato, “Development of a Biped Walking Robot Adapting to a Horizontally Uneven Surface”, *Proceedings of the 1994 IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 1156-1163.
- [Yamaguchi96] J. Yamaguchi, N. Kinoshita, A. Takanishi, I. Kato, “Development of a Dynamic Biped Walking System for Humanoid – Development of a Biped Walking Robot Adapting to the Human’s Living Floor”, *Proceedings of the 1996 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 232-239, Minneapolis, Minnesota, USA.
- [Yamaguchi97] Jin’ichi Yamaguchi, Atsuo Takanishi, “Design of Biped Walking Robots Having Antagonistic Driven Joints Using Nonlinear Spring Mechanism”, *Proceedings of the 1997 IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 251-259, Grenoble, France.
- [Yamaguchi98] Jin’ichi Yamaguchi, Daisuke Nishino, Atsuo Takanishi, “Realization of Dynamic Biped Walking Varying Joint Stiffness Using Antagonistic Driven Joints”, *Proceedings of the 1998 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 2022-2029, Leuven, Belgium.
- [Yamaguchi99] Jin’ichi Yamaguchi, Eiji Soga, Sadatoshi Inoue, Atsuo Takanishi, “Development of a Bipedal Humanoid Robot – Control Method of Whole Body Cooperative Dynamic Biped Walking”, *Proceedings of the 1999 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 368-374, Detroit, Michigan, USA.
- [Yi96] Keon Y. Yi, Yuan F. Zheng, “Biped Locomotion by Reduced Ankle Power”, *Proceedings of the 1996 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 584-589, Minneapolis, Minnesota, USA.

- [Yigit95] A.S. Yigit, "On the Use of an Elastic-Plastic Contact Law for the Impact of a Single Flexible Link", *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, Vol. 117, pp. 527-533, 1995.
- [Yoshikawa85] Tsuneo Yoshikawa, "Manipulability of Robotic Mechanisms", *The Int. Journal of Robotics Research*, Vol. 4, No. 2, pp. 3-9, 1985.
- [Zeng97] G. Zeng, A. Hemami, "An Overview of Robot Force Control", *Robotica*, Vol. 15, pp. 473-482, 1997.
- [Zheng90] Yuan F. Zheng, Jie Shen, "Gait Synthesis for the SD-2 Biped Robot to Climb Sloping Surfaces", *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, Vol. 6, No. 1, pp. 86-96, 1990.

**Endereços WWW:**

- [http#1] [www.fzi.de/ipt/WMC/walking\\_machines\\_katalog.html](http://www.fzi.de/ipt/WMC/walking_machines_katalog.html)
- [http#2] [www.androidworld.com](http://www.androidworld.com)

