

Universidade Federal de Campina Grande  
Centro de Engenharia Elétrica e Informática  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

# **Robô Bípede Acionado com Ligas de Memória de Forma**

Walter Andrés Vermehren Valenzuela

Tese de Doutorado

Campina Grande  
4 de Janeiro de 2012

Universidade Federal de Campina Grande  
Centro de Engenharia Elétrica e Informática  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

Walter Andrés Vermehren Valenzuela

# Robô Bípede Acionado com Ligas de Memória de Forma

*Tese de doutorado submetida à Coordenação do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Campina Grande - Campus de Campina Grande como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Doutor em ciências no Domínio de Engenharia Elétrica.*

Área de concentração: Instrumentação eletrônica

*José Sérgio da Rocha Neto*

Orientador

*Antonio Marcus Nogueira Lima*

Orientador

Campina Grande, Paraíba, Brasil

©Walter Andrés Vermehren Valenzuela, 4 de Janeiro de 2012

V171r Valenzuela, Walter Andres Vermehren  
Robo bipede acionado com ligas de memoria de forma /  
Walter Andres Vermehren Valenzuela. - Campina Grande, 2012.  
184 f. : il.

Tese (Doutorado em Engenharia Eletrica) - Universidade  
Federal de Campina Grande, Centro de Engenharia Eletrica e  
Informatica.

1. Atuador Artificial 2. Ligas com Memoria de Forma 3.  
Robo Bipede 4. Tese I. Rocha Neto, Jose Sergio da, Dr. II.  
Lima, Antonio Marcus Nogueira, Dr. III. Universidade  
Federal de Campina Grande - Campina Grande(PB) IV. Título

CDU 621.317.7(043)

ROBÔ BÍPEDE ACIONADO COM LIGAS DE MEMÓRIA DE FORMA

WALTER ANDRÉS VERMEHREN VALENZUELA

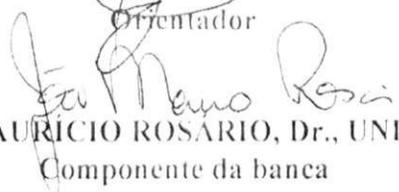
Tese Aprovada em 19.12.2011



JOSÉ SÉRGIO DA ROCHA NETO, D.Sc., UFCG  
Orientador



ANTONIO MARCUS NOGUEIRA LIMA, Dr., UFCG  
Orientador

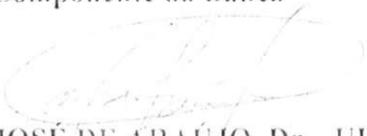


JOSÉ MAURÍCIO ROSÁRIO, Dr., UNICAMP  
Componente da banca

GEOVANY ARAÚJO BORGES, Dr., UNB  
Componente da Banca (Ausência Justificada)



JÊS DE JESUS FIAIS CERQUEIRA, Dr., UFBA  
Componente da Banca



CARLOS JOSÉ DE ARAÚJO, Dr., UFCG  
Componente da Banca

CAMPINA GRANDE – PB  
Dezembro - 2011

# Resumo

Neste trabalho de tese elabora-se um mecanismo na forma de uma plataforma robótica móvel bípede com seis graus de liberdade, composto por uma sucessão de elos rígidos interconectados por articulações, que permitem movimentos no espaço tridimensional, com a utilização de atuadores lineares composto de fios de ligas com memória de forma. Para atingir-se o objetivo foi modelado e simulado com êxito um sistema mecânico de locomoção bípede com três graus de liberdade para cada perna composta de coxa, perna e pé, com o centro de pressão situado em uma superfície de contato, entre o pé ou pés e o piso, locomovendo-se em um plano horizontal. A determinação da equação de movimento foi realizada usando as equações da dinâmica de Newton-Euler. Em seguida, avalia-se a utilização de atuadores de ligas com memória de forma com ação linear. Vislumbrando a possibilidade da aplicação em robótica móvel de atuadores com trajetórias lineares, na locomoção em distâncias que vão além do espaço de trabalho dos manipuladores fixos e em operações de manutenção e inspeção de processos por meio de sensores, em terrenos difíceis e não estruturados. Objetivando obter uma plataforma de peso reduzido, com atuadores de elevada relação força-peso, capaz de se adaptar às mudanças de situações, possuindo capacidades futuras de suplantando obstáculos, decidiu-se projetar uma plataforma bípede com a possibilidade de utilização de atuadores lineares. As ligas com memória de forma são materiais termomecânicos que possuem uma estrutura cristalina que pode assumir diferentes formas a distintas temperaturas, ou seja, deformando-se quando aquecidas e resfriadas. Possuem a capacidade de sofrer e recuperar-se de deformações relativamente grandes, se comparadas com outros materiais, podendo alcançar alterações na sua forma geométrica, em torno de 8 % do seu comprimento. Algumas de suas propriedades são a alta força alcançada em relação ao peso, pequeno tamanho e volume, bem como o seu baixo custo em relação aos atuadores convencionais, além de possuírem funcionamento silencioso. Neste trabalho, a análise da liga com memória de forma sob a ótica do estímulo elétrico permite modelar o comportamento de atuação básica do material, assim, possibilitando o cálculo energia necessária à atuação. O modelo de transferência de calor foi introduzido, relativo a aplicação do estímulo de corrente elétrica, para variar a temperatura do material. Apresentou-se em linhas gerais um projeto proposto de implementação da instrumentação eletrônica, que cumpre o objetivo estabelecido para esta tese. A completa implantação prática deste projeto, com certeza, se dará em trabalhos futuros.

**Palavras-chave:** *Atuador artificial, Ligas com memória de forma, Robô bípede.*

# Abstract

This project has designed a mechanism is a virtual bipedal mobile robot platform with six degrees of freedom, composed of a succession of rigid links interconnected by joints that allow movement in three dimensional space, with the possibility of use of the actuators with linear trajectories of shape memory alloy wire. To achieve the goal was modeled and simulated successfully operate a mechanical biped locomotion with three degrees of freedom for each member with the pressure center located on a surface of contact between the foot or feet and the floor, walking through a horizontal plane. The determination of the motion equation has been achieved by the Newton-Euler dynamics equations. Then, it is evaluated using actuators with shape memory alloys with linear action. Glimpsing the possibility of application in mobile robotics actuators with linear trajectories, in the locomotion distance which go beyond the workspace of the fixed manipulators and in maintenance and inspection processes through of sensors in difficult and unstructured terrain. With the objective of obtaining a lightweight platform, actuators with high strength-weight ratio, which can intelligently adapt to changing situations, and has future capabilities to supplant obstacles, it was decided to design a biped platform with the possibility of using linear actuators consist wire material with shape memory. The shape memory alloys are thermomechanical materials that have a crystalline structure that can take different forms at different temperatures, i. e., may be deformed when heated and cooled. Have the capacity to undergo large strains compared with other materials and recover strains reaching about 8% of its length. Some of its properties are high strength achieved in relation to weight, small size and volume, as well as its low cost compared to conventional actuators, in addition to having silent operation. In this work, the analysis of shape memory alloys was focused on electrical stimulation allowed to model the basic actuation behavior of the material, thus allowing the computation power required for the actuation. The heat transfer model was presented, for the application of the stimulus of an electric current to vary the temperature of the material. Was presented in a general way, a proposed project of implementation of electronic instrumentation, meeting the goal established in this engineering project for the development of a bipedal robot. The complete practical implementation of this project, with certainty, will happen in future work.

**keywords:** *Artificial Actuator, Shape memory alloy, robot biped.*

# Sumário

<b>1</b>	<b>Introdução</b>	p. 1
1.1	Locomoção robótica . . . . .	p. 1
1.1.1	Pernas x rodas . . . . .	p. 2
1.2	Atuadores . . . . .	p. 3
1.2.1	Motivação . . . . .	p. 3
1.2.2	Objetivo . . . . .	p. 4
1.2.3	Metodologia . . . . .	p. 4
1.3	Estrutura do documento . . . . .	p. 6
<b>2</b>	<b>Revisão bibliográfica</b>	p. 8
2.1	Robôs móveis . . . . .	p. 8
2.2	Robôs que utilizam atuadores com movimentos lineares . . . . .	p. 9
2.2.1	Atuadores SMA em membros inferiores robóticos . . . . .	p. 14
2.2.2	Aplicação de atuadores SMA . . . . .	p. 17
2.3	Controle de atuadores SMA . . . . .	p. 21
2.4	Considerações finais . . . . .	p. 23
<b>3</b>	<b>Projeto da Plataforma Bípede</b>	p. 25
3.1	Projeto mecânico do sistema de deslocamento . . . . .	p. 25

---

3.1.1	Requisitos desejados . . . . .	p. 25
3.1.2	Filosofia do projeto . . . . .	p. 26
3.1.3	Medidas antropométricas . . . . .	p. 27
3.1.4	Graus de liberdade . . . . .	p. 28
3.2	Mecanismo das articulações e material construtivo . . . . .	p. 30
3.2.1	Articulação do joelho . . . . .	p. 30
3.2.2	Determinação da posição e deslocamento do atuador SMA do joelho	p. 32
3.2.3	Articulação do tornozelo . . . . .	p. 34
3.2.4	Articulação do quadril . . . . .	p. 34
3.2.5	Mecanismo dos Atuadores . . . . .	p. 38
3.2.6	Modelagem da cadeia cinemática do quadril . . . . .	p. 38
3.3	Modelagem cinemática e dinâmica dos mecanismos - leis de movimento	p. 50
3.3.1	Modelagem da cinemática direta . . . . .	p. 53
3.3.2	Cinemática inversa . . . . .	p. 60
3.3.3	Modelo dinâmico . . . . .	p. 65
3.3.4	Equações iterativas da dinâmica de Newton-Euler . . . . .	p. 67
3.4	Modelo da dinâmica do bípede com o solo . . . . .	p. 75
3.4.1	Dinâmica direta . . . . .	p. 80
3.4.2	Dinâmica inversa . . . . .	p. 82
3.5	Detalhes do projeto mecânico . . . . .	p. 83
3.5.1	Plataforma experimental . . . . .	p. 84
3.6	Considerações finais . . . . .	p. 87
<b>4</b>	<b>Simulação do robô bípede</b>	<b>p. 88</b>
4.1	Determinação de parâmetros dimensionais dos atuadores . . . . .	p. 90
4.1.1	Configuração de atuadores com memória de forma . . . . .	p. 90
4.1.2	Parâmetros operacionais . . . . .	p. 91

---

4.1.3	Projeto de um atuador SMA diferencial . . . . .	p. 92
4.1.4	Simulação do prototipo do bípede . . . . .	p. 96
4.2	Modelagem e características do atuador SMA . . . . .	p. 101
4.2.1	Estudo do atuador termomecânico . . . . .	p. 102
4.2.2	Ativação elétrica de ligas com memória de forma . . . . .	p. 103
4.2.3	Tratamento térmico e ciclagem térmica sob carga constante . . . . .	p. 105
4.2.4	Modelo constitutivo do comportamento termomecânico das ligas com memória de forma . . . . .	p. 106
4.2.5	Lei constitutiva do material multivariante . . . . .	p. 107
4.2.6	Modelo da transformação de fase . . . . .	p. 109
4.3	Modelagem dinâmica para atuação elétrica das ligas com memória de forma . . . . .	p. 114
4.4	Análise teórica da viabilidade do atuador SMA . . . . .	p. 119
4.4.1	Comportamento do fio de SMA utilizado . . . . .	p. 120
4.4.2	Análise do intervalos do movimento simulado relativo ao andar . . . . .	p. 124
4.5	Considerações finais . . . . .	p. 125
<b>5</b>	<b>Planejamento de Trajetória</b>	<b>p. 127</b>
5.1	Locomoção bípede . . . . .	p. 127
5.1.1	Superfície de contato . . . . .	p. 128
5.2	Trajetoária cinemática do caminhar bípede nos planos sagital e frontal . . . . .	p. 132
5.2.1	Métodos para a determinação da trajetória cinemática . . . . .	p. 132
5.2.2	Planificação do andar normal bípede no plano sagital . . . . .	p. 132
5.2.3	Planificação do andar no plano frontal . . . . .	p. 138
5.2.4	Planificação do início do andar e da parada . . . . .	p. 139
5.2.5	Planificação do andar em suporte duplo . . . . .	p. 140
5.2.6	Planificação total do andar . . . . .	p. 141

---

5.3	Considerações finais . . . . .	p. 144
<b>6</b>	<b>Projeto eletrônico da plataforma de testes</b>	<b>p. 146</b>
6.1	Instrumentação do sistema de controle . . . . .	p. 146
6.1.1	Atuador responsável pela movimentação do bípede . . . . .	p. 148
6.1.2	Sensor de inclinação . . . . .	p. 149
6.2	O problema de controle . . . . .	p. 155
6.2.1	Projeto do Controlador . . . . .	p. 158
6.2.2	Diagrama de ação do atuador . . . . .	p. 159
6.3	Considerações finais . . . . .	p. 160
<b>7</b>	<b>Conclusões</b>	<b>p. 162</b>
7.1	Trabalhos Futuros . . . . .	p. 163
	<b>Referências Bibliográficas</b>	<b>p. 164</b>
	<b>Apêndice A Dispositivo de Atuação</b>	<b>p. 174</b>
A.1	Atuadores SMA . . . . .	p. 174
A.2	Considerações finais . . . . .	p. 182
	<b>Anexo A Propriedades do Nitinol e Flexinol</b>	<b>p. 183</b>

## Lista de Figuras

2.1	Perna robótica desenvolvida por Mennitto e Buehler, intitulada CARL .	p. 10
2.2	Robô bípede do MIT desenvolvida por Jerry E. Pratt, denominada de <i>Spring Flaming</i> . . . . .	p. 11
2.3	Robô bípede BIP desenvolvido por Christine Azevedo. . . . .	p. 12
2.4	Robô bípede de articulações paralelas e sua vista isométrica da EPUSP.	p. 13
2.5	Robô bípede com pernas atuadas por fios da Toyota e seu desenho ortogonal estrutural. . . . .	p. 14
2.6	Robô bípede SIELNT1, desenvolvido por Molnár e sua vista lateral. . .	p. 15
2.7	Robô bípede que utiliza a SMA como atuador de Kuo-Yang Tu. . . . .	p. 15
2.8	Robô bípede Lara de Robert Kratz, com movimentos realizados por meio de atuadores SMA. . . . .	p. 16
2.9	Bípede com movimentação articular por atuadores SMA em forma de mola. . . . .	p. 17
2.10	Diagrama que relaciona a quantidade de fios SMA, tensão e corrente elétrica. . . . .	p. 19
2.11	Braços robóticos desenvolvidos. . . . .	p. 20
2.12	Micro robô projetado por Funakubo para ser acionado exclusivamente por atuadores SMA. . . . .	p. 20
2.13	Desenho de conjunto em vista isométrica do conjunto mecânico articulado de Walter Valenzuela. . . . .	p. 21

---

3.1	O conceito do sistema mecânico do bípede proposto. . . . .	p. 26
3.2	Proporcionalidade dimensional do corpo humano com a altura H. . . . .	p. 28
3.3	Planos cardeais do corpo humano. . . . .	p. 29
3.4	Configuração do bípede nos planos sagital e frontal. . . . .	p. 30
3.5	Concepção da articulação do joelho. . . . .	p. 31
3.6	Variação angular das articulações. . . . .	p. 32
3.7	Representação geométrica da articulação do joelho para encontrar a equação característica do deslocamento linear do atuador SMA. . . . .	p. 33
3.8	Curvas de variação angular e de deformação do atuador SMA de um passo para o joelho. . . . .	p. 34
3.9	Articulação do tornozelo e o pé. . . . .	p. 35
3.10	Representação das forças para rotação na articulação do quadril. . . . .	p. 35
3.11	Mecanismo de quatro barras planar responsável pelo movimento de flexão/extensão da coxa. . . . .	p. 36
3.12	Mecanismo de quatro barras planar responsável pelo movimento de flexão/extensão e de adução/abdução do quadril. . . . .	p. 37
3.13	Mecanismo da articulação do quadril, projetado no Inventor, para atender a necessidade de rotação em dois planos. . . . .	p. 37
3.14	Localização dos atuadores SMA. . . . .	p. 39
3.15	Diagrama da cadeia cinemática com o sistema de coordenadas e os parâmetros dimensionais do mecanismo. . . . .	p. 41
3.16	Diagrama vetorial do mecanismo do quadril para um enlace de quatro barras. . . . .	p. 42
3.17	Diagrama vetorial do mecanismo do quadril para um enlace de quatro barras. . . . .	p. 45
3.18	Distribuição das coordenadas generalizadas das articulações ativas. . . . .	p. 52
3.19	Representação dos parâmetros de um vínculo. . . . .	p. 69
3.20	Modelo de contato par o eixo $y$ . . . . .	p. 76

3.21	Diagrama de interação do pé com o solo. . . . .	p. 79
3.22	Robô bípede projetado no programa <i>Inventor</i> . . . . .	p. 84
3.23	Vistas ortogonais do robô bípede. . . . .	p. 86
4.1	Tipos de atuadores lineares SMA. . . . .	p. 91
4.2	Ciclo de um atuador SMA com uma plicação de peso constante. . . . .	p. 93
4.3	Ciclo de atuadores diferenciais. . . . .	p. 93
4.4	Diagrama da configuração de atuadores SMA antagônicos. . . . .	p. 94
4.5	Desenho ilustrativo do funcionamento do deslocamento lateral e frontal. . . . .	p. 97
4.6	Curvas obtidas na simulação na perna direita: (a) Ângulos da junta universal - articulação do quadril ( $\theta_1$ e $\theta_2$ ) obtidos pela imposição do movimento rotacional da alavanca movida pelos fios SMA; e (b) Esforços necessários gerados pelo atuadores termomecânicos e a contração para gerar a marcha bípede sobre os ângulos $\alpha_2$ e $\alpha_5$ (ver Figura 3.15) . . . . .	p. 99
4.7	Curvas obtidas na simulação na perna esquerda: (a) Ângulos da junta universal - articulação do quadril ( $\theta_1$ e $\theta_2$ ) obtidos pela imposição do movimento rotacional da alavanca movida pelos SMA's; e (b) Esforços necessários gerados pelo atuadores termomecânicos e a contração para gerar a marcha bípede sobre os ângulos $\alpha_2$ e $\alpha_5$ (ver Figura 3.15). . . . .	p. 100
4.8	Desenho ilustrativo do funcionamento do deslocamento a coxa. . . . .	p. 101
4.9	Diagrama da corrente x contração axial. . . . .	p. 106
4.10	Diagrama de tensão mecânica e temperaturas críticas. . . . .	p. 110
4.11	Diagrama representativo do efeito de memória de forma nas SMAs. . . . .	p. 111
4.12	Curva das tensões críticas para a transformação ou para a conversão de martensita maclada em função da temperatura. As linhas pontilhadas indicam a possibilidade para valores não constantes de $\sigma_s^{cr}$ e $\sigma_f^{cr}$ . . . . .	p. 115
4.13	Diagrama representativo do ciclo de aquecimento e resfriamento de um atuador SMA, com seção circular de diâmetro 0,28 mm, com as curvas de temperatura, fração de martensita e deformação. . . . .	p. 123
5.1	Forças e momentos atuantes no pé. . . . .	p. 129

5.2	Projeção do centro de massa sobre o polígono de suporte. . . . .	p. 131
5.3	Esquema da trajetória no plano sagital do semi-ciclo do andar bípede. .	p. 133
5.4	Esquema do movimento de um passo. . . . .	p. 135
5.5	Representação gráfica da curva interpoladora aplicando as equações. . .	p. 137
5.6	Parâmetros da planificação no eixo z. . . . .	p. 138
5.7	Curva da trajetória da cadeira(esquerda) e da perna em balanço (direita) no eixo z. . . . .	p. 139
5.8	Início e parada do ciclo de andar. . . . .	p. 140
5.9	Andar em suporte duplo. . . . .	p. 141
5.10	Estados do caminhar no plano sagital. . . . .	p. 142
5.11	Planificação total do andar. . . . .	p. 142
5.12	Curvas das trajetórias da cadeira e da perna em balanço durante três passos. . . . .	p. 143
5.13	Planificação mediante geração de trajetórias. . . . .	p. 144
6.1	Diagrama de blocos de acionamento da plataforma bípede. . . . .	p. 147
6.2	Localização do sensor de posição nas pernas. . . . .	p. 147
6.3	Circuito da fonte de corrente de um atuador SMA. . . . .	p. 149
6.4	Direções das acelerações detectáveis. . . . .	p. 149
6.5	Curva Ângulo x Aceleração do eixo $X$ - acelerômetro de cabo azul. . .	p. 151
6.6	Curva Ângulo x Aceleração do eixo $Y$ - acelerômetro de cabo azul. . .	p. 152
6.7	Curva Ângulo x Aceleração do eixo $X$ - acelerômetro de cabo vermelho. .	p. 152
6.8	Curva Ângulo x Aceleração do eixo $Y$ - acelerômetro de cabo vermelho. .	p. 152
6.9	Movimento angular do quadril, no plano frontal para a direita - perna direita. . . . .	p. 154
6.10	Movimento angular do quadril, no plano frontal pra a direita - perna esquerda. . . . .	p. 154
6.11	Movimento angular do quadril, no plano sagital - levantamento da perna direita. . . . .	p. 154

---

6.12 Diagrama estrutural do sistema de controle do movimento. . . . .	p.155
6.13 Diagrama de Blocos do controle bípede. . . . .	p.157
6.14 Sistema de controle de movimento com limitador de corrente. . . . .	p.160
A.1 Gráfico comparativo entre os atuadores segundo Mavroidis. . . . .	p.177

## Lista de Tabelas

3.1	Dimensões de cada subsistema. . . . .	p. 28
3.2	Dados obtidos da geometria do sistema de articulação. . . . .	p. 33
3.3	Massa do sistema mecânico. . . . .	p. 85
4.1	Dados obtidos na simulação dinâmica. . . . .	p. 100
4.2	Propriedades eletromecânicas do Ni-Ti. . . . .	p. 103
4.3	Propriedades do material NiTi para análise de sistemas baseados em SMA. . . . .	p. 114
5.1	Dados para a planificação do movimento de um passo, no eixo $x$ . . . . .	p. 136
5.2	Dados para a planificação do movimento de um passo no eixo $y$ . . . . .	p. 136
5.3	Dados para a planificação do movimento de um passo no eixo $z$ . . . . .	p. 139
5.4	Planificação do movimento de início e fim do caminhar, no eixo $x$ . . . . .	p. 140
5.5	Planificação do movimento de um passo, no eixo $x$ . . . . .	p. 142
5.6	Parâmetros para o movimento da perna em duplo suporte. . . . .	p. 143
6.1	Conteúdo dos registradores de saída <i>versus</i> Aceleração. . . . .	p. 150
6.2	Equações da relação entre aceleração do acelerômetro e o ângulo de inclinação do quadril. . . . .	p. 153
6.3	Resultado comparativo da simulação teórica e prática. . . . .	p. 155
A.1	Comparação entre os métodos de atuação convencionais, enfocando-se os aspectos físicos. . . . .	p. 178

---

A.2	Comparação entre os métodos de atuação convencionais, enfocando-se os aspectos operacionais. . . . .	p. 179
A.3	Características do atuador SMA. . . . .	p. 180
A.4	Tabela apresentada por Stöckel, para o desempenho global de vida . . .	p. 180
A.1	Propriedades técnicas e dados de projeto do Flexinol. . . . .	p. 184

## Lista de Abreviaturas e Símbolos

LSB	Less Significant Bit
SDO	SPI data out
$\alpha_2$ e $\alpha_5$	<i>Ângulos variados pelos atuadores</i>
$\dot{\omega}_i^i$	Aceleração angular em $rad/s^2$
$\dot{v}_{Ci}^i$	Aceleração linear do centro de massa $m/s^2$
$\dot{v}_i^i$	Aceleração linear $m/s^2$
$\Omega$	Coefficiente de transformação do SMA
$\omega_i^i$	Velocidade angular em rad/s
$\rho$	Densidade do material com memória de forma
$\sigma$	Tensão mecânica
$\tau_i$	Torque nas articulações em Nm
$\Theta$	Coefficiente de expansão térmica
$\theta_1$ e $\theta_2$	<i>Ângulos da articulação fixos na base do mecanismo</i>
$\varepsilon$	Deformação mecânica
$\xi$	Fração de martensita na transformação de fase
$\xi_S$	Fração de martensita do material que é induzida por tensão (simples variante)
$\xi_T$	Fração de martensita do material induzida por temperatura (múltiplas variantes)
$A$	Área da seção transversal do fio
$A_c$	Área superficial do fio
$A_f$	Temperatura em que a transformação da austenita está completa
$A_s$	Temperatura de início da transformação autenita a tensão mecânica zero
$C_A$	Constante relativo ao material da liga no estado de austenita

$C_M$	Constante relativo ao material da liga no estado de martensita
$c_p$	Calor específico
$E$	Módulo de elasticidade ou de Young
$f_i^i$	Força atuando no centro de massa em N
$H$	Altura total do humano
$h_c$	Coefficiente convectivo da transferência de calor
$i$	corrente elétrica
$l_f$	Comprimento do segmento compreendido entre o joelho e o quadril
$L_i$	Dimensões dos Vínculos i
$l_p$	Comprimento do segmento compreendido entre o piso e o tornozelo
$l_q$	Comprimento do segmento compreendido entre as articulações dos quadris
$l_t$	Comprimento do segmento compreendido entre o tornozelo e o joelho
$M_f$	Temperatura em que a transformação da martensita está completa
$M_s$	Temperatura de início da transformação martensita a tensão mecânica zero
$n_i^i$	Torque atuando no centro de massa em Nm
$O_i$	Sistemas de coordenadas ortogonais em cada articulação i
$R$	Resistência por unidade de comprimento do material
$T_\infty$	Temperatura ambiente
$t_{da}$	Temperatura desejada de aquecimento
$t_{dr}$	Temperatura desejada de resfriamento
$T_d$	Temperatura desejada
$t_h$	Constante do tempo associada com o processo de transferência de calor
$T_r$	Temperatura de resfriamento do fio com memória de forma
$T_{ss}$	Temperatura estável
CAD	Computer Aided Design
CARL	<i>Compliant Articulates Robot Leg</i>
CoM	Centro de massa
CoP	Center of pressure
CS	SPI chip select
EAPs	<i>Electroactive Polymers</i>
ECFS	<i>Electrically Controlled Force and Stiffness</i>
ERFs	<i>Electrorheologics Fluids</i>
FFP	<i>Flexible flat plate</i>

---

Flexinol	Nome comercial para a liga de níquel e titânio usada em atuadores da Dynalloy, Inc.
FRI	<i>Foot Rotation Indicator</i>
FS	Full Scale
FWP	<i>Fuzzy Walking Pattern</i>
FZPM	<i>Fictitious ZPM</i>
gdl	graus de liberdade
I2C	Inter-Integrated Circuit
LADD	<i>Linear Actation Displacement Device</i>
Nitinol	União de níquel + titânio + nol sigla criada pela Naval Ordnance Laboratory, designa um conjunto de ligas de Ni (Níquel) e Ti (Titânio)
PTFE	Abreviação utilizada para o polímero Politetrafluoretileno
PWM	<i>Pulse width modulation</i>
SBC	<i>Segmented Binary Control</i>
SMA	<i>Shape Memory Alloy</i>
SME	<i>Shape Memory Effect</i>
SPI	Serial Peripheral Interface
$\sigma_s^{cr}$ e $\sigma_f^{cr}$	Tensão mecânica crítica de transformação inferior e a superior

# Introdução

**R**OBÓTICA móvel é um campo que possui raízes em várias disciplinas da engenharia mecânica, elétrica e eletrônica, informática e ciências sociais. Um robô móvel necessita de mecanismos de locomoção que possibilitem sua movimentação, efetiva e eficientemente, através do seu ambiente. Existem uma grande variedade de maneiras possíveis de se mover, isso torna a escolha da locomoção de um robô um aspecto importante de projeto.

## 1.1 Locomoção robótica

Os robôs são projetados para, principalmente, executar rotinas de locomoção em um ambiente, chamados de robôs móveis, e manipulação de objetos no ambiente de trabalho, chamados de robôs manipuladores, ainda que alguns robôs executem ambas as funções.

Segundo Silva e Machado [SILVA; MACHADO, 2001], (2001), no que concerne à robótica móvel e também à forma de locomoção a adotar, torna-se necessário considerar os seguintes aspectos do projeto:

- Os objetivos da tarefa que o robô deve cumprir;
- As restrições do ambiente em que o robô vai operar;
- As limitações dos atuadores utilizados;
- A energia disponível e a autonomia energética necessária tendo em atenção os atuadores e controladores dos equipamentos.

Dadas estas considerações, existem três configurações fundamentais que podem ser

adotadas para a locomoção em robôs móveis:

- (i) Dispositivos rotacionais, tais como rodas e esteiras;
- (ii) Pernas, similares às que são observadas nos animais;
- (iii) Estruturas articuladas similares ao corpo das serpentes.

Cada uma destas formas de locomoção apresenta características próprias, o que as torna indicadas para classes particulares de aplicações.

### 1.1.1 Pernas x rodas

O dilema sobre a utilização de pernas ao invés de rodas ou esteiras tem sido justificada por três argumentos principais. O primeiro sugere que os robôs com pernas poderiam atuar em terrenos que não acessíveis a veículos de esteiras ou de rodas. Especificamente, os de pernas podem andar em terrenos irregulares ou instáveis, ou seja, não estruturados. Raibert [RAIBERT, 1989] destaca o fato de que por haver essas limitações, para os veículos com rodas, os animais podem atingir uma área maior a pé e sujere a construção de robôs com pernas para atingir lugares que só os animais podem alcançar. Enquanto os robôs com rodas operam em superfícies contínuas, aqueles com pernas podem operar em superfícies descontínuas, gerando uma vantagem, pois o tamanho da descontinuidade que estes são capazes de atravessar é significativamente maior do que para um robô com rodas do mesmo tamanho.

O segundo argumento para utilização dos robôs com pernas tem sido a de que o desenvolvimento destes ajudará a compreensão dos animais e a locomoção humana [HERMINI; BALTHAZAR, 2004; RAIBERT, 1989]. A terceira justificativa para o desenvolvimento de robôs móveis com pernas tem sido a sua utilização como um campo de provas para a investigação da inteligência artificial, como os robôs bípedes e humanóides<sup>1</sup>, a exemplo do ASIMO [SAKAGAMI et al., 2002] da Honda e do QRIO da Sony [ISHIDA, 2004]. Estratégias de controle como a lógica *fuzzy*, redes neurais e outros sistemas especializados nestes robos tentam imitar o comportamento de sistemas de controle biológico. É natural, portanto, que estes sistemas sejam reproduzidos em plataformas que tentam imitar as formas biológicas.

---

<sup>1</sup>Robôs com aparência humana.

## 1.2 Atuadores

Robôs caminhantes necessitam de atuadores para o movimento das pernas. Diferentes tipos de atuadores são usados para produzir movimento e força, tais como os atuadores hidráulicos, pneumáticos e elétricos usados na maioria dos sistemas mecânicos automatizados e robóticos. Devido a avanços tecnológicos em materiais torna-se possível projetar mecanismos articulados estruturalmente robustos e compactos de pouco peso se comparados aos servomotores normalmente utilizados, resultando em robôs relativamente pesados e grandes [TU et al., 1998; NISHIDA; TANAKA; WANG, 2006; WOLKOTTE, 2003; PFEIFFER; DELAURENTIS; MAVROIDIS, 1999]. Exemplos de tais materiais, que podem ser utilizados para desenvolver novos atuadores, são as ligas com memória de forma - SMA, fluídos eletrorreológicos - ERF, materiais eletrostrictivos e magnetostrictivos, incluindo substâncias piezoelétricas e polímeros eletroativos - EAPs. Esses materiais são chamados de não-convencionais ou avançados, por representarem uma novidade no conceito de atuação e distinguem-se por combinar pequena dimensão com grande produção de força ou de velocidade [MAVROIDIS, 2002; HUANG, 2002].

Vislumbrando a substituição dos atuadores clássicos convencionalmente usados, acompanhado das características dos materiais não-convencionais, é desenvolvido neste trabalho a utilização de atuadores de ligas com memória de forma (descrito no Apêndice - A), objetivando a sua aplicação em robótica, auferindo benefícios na redução do peso e conseqüente diminuição dos conjugados existentes nas pernas, assim aumentando-se a estabilidade.

### 1.2.1 Motivação

Os robôs móveis desenvolvidos, possuem um potencial aplicável na indústria para desempenhar tarefas em áreas de difícil acesso ou como plataforma de trabalho com manipuladores, atuando em manutenção, inspeção e segurança.

Vislumbra-se a aplicação em robótica móvel de uma plataforma bípede, sem tronco e braços, com a capacidade de locomoção em ambientes estruturados e não estruturados, que vão além do espaço de trabalho dos manipuladores fixos, destinado a operações de supervisão e inspeção de processos e com a possibilidade futura de ser operado parcial ou completamente de forma autônoma. E, ainda, ter a possibilidade de aplicar atuadores de ligas com memória de forma, na movimentação das articulações dos mecanismos robóticos, que possuem elevada relação força-peso e atuação silenciosa, espera-se obter uma

plataforma bípede de peso reduzido.

A realização de experimentos utilizando um simulador dinâmico, em ambiente virtual realista, para testar várias arquiteturas de plataformas, permitiu adequar as melhorias antes da implementação física do robô.

### 1.2.2 Objetivo

O objetivo é a implementação de uma plataforma robótica bípede, sem tronco e braços, que utiliza para sua locomoção atuadores compostos de fios de material com memória de forma.

Foram metas do projeto para o desenvolvimento da plataforma robótica bípede:

- O projeto de um sistema mecânico que utilize para movimentar-se atuadores, os quais sejam acionados por meio do aquecimento resistivo, ao ser aplicada uma tensão elétrica, geram movimentos semelhante ao músculo natural;
- A Realização de um estudo de um atuador (o músculo artificial) para a movimentação das pernas. Um fio metálico com seção circular, composto de níquel e titânio que possui como características mecânicas o efeito de memória de forma e superelasticidade;
- A elaboração de um protótipo virtual, com o objetivo de simulação dinâmica do sistema de multicorpos, em um programa computacional que calcula os esforços dinâmicos sob a base de um modelo em CAD 3D;
- A modelagem dinâmica e controle robótico em malha aberta;
- A implementação do modelo mecânico virtual, o robô bípede.

### 1.2.3 Metodologia

A metodologia empregada no presente projeto é a de preparar as condições necessárias para o objetivo desejado.

Devido a dificuldade de obtenção do caminhar bípede com modelos mecânicos reais, tornou-se necessário a obtenção de um modelo virtual que possibilitasse obter informações mais detalhadas sobre a locomoção. Existiu a preocupação com a criação de um modelo que pudesse ser facilmente modificado e adaptado aos tipos de locomoção robótica.

Para implementação de um modelo computacional, as seguintes etapas foram seguidas para a execução do presente projeto:

- Por meio do estudo da marcha humana, determinou-se os movimentos necessários que envolvem o sistema mecânico. Antes de um robô bípede andar, o modo de andar ou o "padrão da marcha" deve ser desenvolvidos para o robô. Há muitas maneiras de fazer isso, no entanto, o objetivo do desenvolvimento do modo de andar é produzir uma que é dinamicamente estável;
- Determinação de medidas dos segmentos integrantes do robô bípede que sejam proporcionais as antropomórficas de um humano, utilizando-se dos exemplos da natureza para criar um sistema mecânico proporcional;
- A identificação das propriedades físicas e mecânicas dos segmentos e articulações integrantes do bípede. Particularmente, parâmetros mecânicos, tais como a distribuição dos comprimentos e da massa. Desta forma, as proporções do robô, como o comprimento da perna e a distribuição da massa, por todo o corpo, são fundamentais para o sucesso;
- Quantificar o número de graus de liberdade para um sistema de locomoção frontal, sagital e transversal. Os graus de liberdades de um mecanismos são fundamentais para a síntese e análise dos mecanismos existentes no robô, fornecendo as possibilidades de locomoção do robô;
- Elaboração de um modelo mecânico virtual que seja possível simular o movimento de andar. Do modelo mecânico obtém-se os parâmetros físicos, massa, volume e momentos de inercia que são calculados automaticamente a partir das características dos materiais a serem empregados, das formas e respectivas dimensões geométricas e dos sistemas de coordenadas previamente definidos;
- Utilizar um programa computacional de simulação dinâmica do *Inventor*<sup>2</sup> [AUTODESK, 2009], com o principal objetivo de determinar e analisar medidas, colisões e viabilidade dos segmentos integrantes do bípede a serem adotadas efetivamente, ou seja, mediante a simulação se determinará os esforços de conjugado, para posteriormente comparar os valores obtidos com os esforços máximos disponibilizados pelos atuadores;

---

<sup>2</sup>O programa Inventor foi adquirido com permissão da Autodesk para utilização educacional.

- Posicionar os atuadores lineares para o quadril e o joelho, extraindo dados de forças necessárias ao movimento. Há a necessidade de encontrar uma posição ótima para obter menores esforços no movimento, resultando em menor consumo de energia;
- Estudo das equações matemáticas para a execução dos movimentos do robô bípede no espaço tridimensional; e
- Simulação do sistema mecânico analisado, seguindo as etapas de: utilizar um programa computacional de simulação dinâmica; dimensionar o atuador SMA de acordo com os dados obtidos do modelo elaborado; e analisar teoricamente a aplicabilidade do atuador baseando-se nos princípios físicos.

### 1.3 Estrutura do documento

O conteúdo desta tese está subdividido em capítulos. Na introdução foram apresentados os atuadores convencionais e avançados, bem como a motivação e objetivo do presente trabalho.

No Capítulo 2 realiza-se uma revisão bibliográfica fazendo-se uma alusão aos robôs móveis bem como uma comparação entre os locomovidos por rodas e os por pernas. Aborda-se as aplicações robóticas de atuadores com movimentos lineares e aplicações de ligas com memória de forma em membros inferiores, bem como controle de robôs atuados por essas ligas.

No Capítulo 3 é estabelecida uma sequência ordenada do projeto de uma plataforma bípede com os dados dimensionais, cinemáticos e dinâmicos usados como detalhes conceituais no sistema mecânico do robô. Detalha-se, também o modelo matemático da dinâmica do robô bípede atuado pela SMA.

No Capítulo 4 a análise da modelagem do atuador de liga com memória de forma é realizada. Após essa etapa, a simulação do membro inferior do bípede, para obtenção dos esforços solicitados ao atuador para rotacionar as articulações são obtidas. Neste capítulo é exposto a lei constitutiva da transformação da liga com memória de forma, as leis cinéticas, a lei da termodinâmica para a transferência de calor pela passagem da corrente elétrica e os parâmetros do material com memória de forma.

No Capítulo 5 determina-se a locomoção bípede necessária para servir como um sinal gerador da marcha ou o movimento angular de cada articulação, obtendo-se uma sequência de movimentos de cada articulação formando a maneira de como se movimenta cada perna,

bem como a trajetória cinemática das articulações, gerando a forma de caminhar.

No Capítulo 6 apresenta-se a instrumentação eletrônica necessária para validar o modelo matemático, bem como testar as metodologias de controle para o funcionamento do robô bípede. Entende-se que o robô bípede terá que possuir vários circuitos eletrônicos para prover energia elétrica no nível de tensão adequado a cada componente eletrônico do sistema, fornecendo a configuração eletrônica necessária para o funcionamento de circuitos, transformando sinais eletrônicos de comandos em níveis elétricos que acionam atuadores e transformando sinais elétricos disponibilizados por sensores em dados digitais a serem processados.

No Capítulo 7 apresenta-se as conclusões e os trabalhos futuros.

No Apêndice A apresenta-se, de forma complementar, um estudo comparativo e características dos atuadores convencionais e não convencionais, com ênfase nos atuadores com memória de forma. Em seguida apresenta-se o Anexo A com as propriedades comercialmente disponibilizadas por um fabricante de ligas com memória de forma.

# Capítulo 2

## Revisão bibliográfica

HÁ uma grande variedade de robôs móveis acionados por diversas tecnologias de atuadores, alguns desses robôs têm relevância no presente trabalho, os quais serão abordados no presente capítulo. Por conseguinte, a revisão bibliográfica restringiu-se aos robôs locomotores ou robôs móveis, com pernas, sem tronco e com movimentos dos segmentos por meio de atuadores com trajetória linear.

### 2.1 Robôs móveis

Os primeiros robôs industriais eram fixados ao longo de uma linha de produção. No entanto, paralelamente ao desenvolvimento desses robôs, foram surgindo e sendo desenvolvidos os robôs com base móveis. Uma das idéias principais para o desenvolvimento dos robôs móveis era a de se ter um equipamento que tivesse a possibilidade de se locomover no chão de fábrica e aplicar suas habilidades onde houvesse necessidade. Ou ainda, que pudessem explorar ambientes inóspitos e/ou insalubres para o ser humano, podendo até mesmo haver a possibilidade de exploração de ambientes ainda não atingidos pelo homem, como o espaço [ANGELES, 2007].

Um robô móvel é definido por possuir um mecanismo de locomoção que permite o deslocamento ilimitado através de todo o ambiente no qual está inserido. Devido a essa mobilidade, apresentada pelo robô, o equilíbrio passa a ser um dos principais problemas para a robótica móvel [SIEGWART; NOURBAKHS, 2004]. Ao contrário dos manipuladores, tais robôs são utilizados principalmente em aplicações onde há necessidade da capacidade de movimento autônomo. Do ponto de vista mecânico, um robô móvel consiste de um ou mais corpos rígidos equipados com um sistema de locomoção.

Na descrição a seguir, incluem-se as principais classes de robôs móveis [SICILIANO et al., 2009]:

- Robôs móveis com rodas ou de esteiras: tipicamente consistem de um corpo rígido (base ou chassi) e um sistema de rodas que proporcionam locomoção em relação ao solo. Outros corpos rígidos (reboques, por exemplo), também equipado com rodas, podem ser conectados à base por meio de articulações de revolução; e
- Robôs móveis com pernas: são um sistema de corpos rígidos, interligados por articulações prismáticas ou, mais frequentemente, por articulações de revolução. As pernas fazem parte do sistema que configura os membros inferiores e são responsáveis pela locomoção. Existe uma variedade de estruturas mecânicas desta classe, cujo projeto é muitas vezes inspirado no estudo de organismos vivos (robótica biomimética). Estes vão desde robôs humanóides bípedes a hexápodes visando replicar a eficiência biomecânica de insetos.

## 2.2 Robôs que utilizam atuadores com movimentos lineares

No contexto da segunda classe, uma perna robótica foi desenvolvida no *Ambulatory Robotics Laboratory* (*Centre for Intelligent Machines* da *McGill University*), por Mennitto e Buehler [MENNITTO; BUEHLER, 1996], em 1996, como ilustrado na Figura 2.1(a). Denominada CARL (*Compliant Articulates Robot Leg*), foi projetada para ser utilizada na locomoção de um robô quadrúpede. Possui três membros (o membro superior, inferior e o pé) e quatro graus de liberdade (dois no quadril, um no joelho e outro no tornozelo não atuado) sendo todas articulações rotacionais. O projeto final tem massa total de 12 kg, altura de 0,75 m e três motores DC, como parte do mecanismo de atuação, com potência de 80 W/kg. O mecanismo de atuação utiliza o dispositivo denominado de LADD (*Linear Actuation Displacement Device*), feito de um entrelaçado de fibras de material elástico, como ilustrado na Figura 2.1(b), trata-se de um elemento de transmissão que converte o movimento rotacional em translacional, que aos pares conferem movimento antagônico a uma polia. O LADD utilizado tem 203 mm de comprimento e ao ser atuado produz uma contração de 50 mm.

A perna CARL tem o inconveniente de ter uma estrutura pesada e além disso o consumo de energia alto e pouca mobilidade.

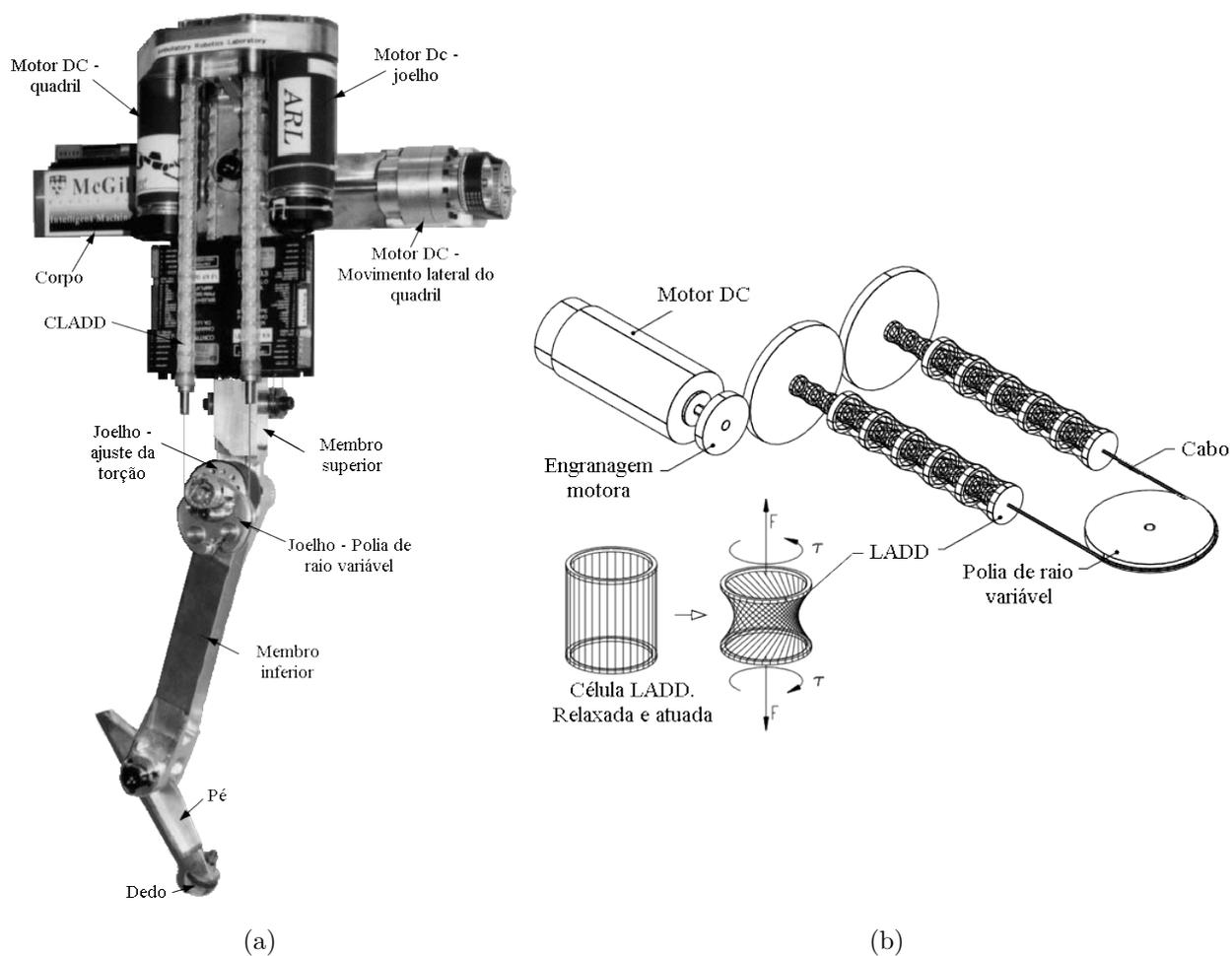


Figura 2.1: Perna robótica desenvolvida por Mennitto e Buehler, intitulada CARL .

No *Leg Laboratory* do *Massachusetts Institute of Technology*, um robô bípede planar, chamado de *Spring Flaming* (Figura 2.2), foi desenvolvido por Pratt e Prat [PRATT; PRAT, 1998; PRATT, 2000]. O bípede tem três graus de liberdade para cada perna, 1,0 m de altura do solo até o quadril, 14 kg de massa e é equipado com seis conjuntos de atuadores, fixos na pelvis, compostos de motores elétricos acoplados a fusos, que ao serem acionados transmitem movimentos aos quadris, joelhos e tornozelos por meio de tração de cabos. O robô é capaz de realizar movimentos de caminhada biomimético de um pássaro, em um plano, com os joelhos dobrados para trás, quando assistido por uma haste de sustentação com contrapeso para evitar que caia. Além desse inconveniente, a plataforma necessita de uma fonte de energia para suportar 200 W, computador e motores amplificadores externos ao robô.

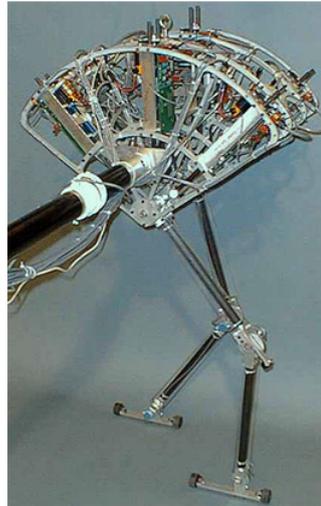


Figura 2.2: Robô bípede do MIT desenvolvida por Jerry E. Pratt, denominada de *Spring Flamingo*.

Um projeto francês que teve início em 1994, envolvendo quatro laboratórios do *Institut National de Recherche en Informatique et en Automatique*, com o objetivo do estudo da locomoção humana e robótica, desenvolveram um robô bípede denominado de BIP [ESPIAU; BIP, 1997; SARDAIN; ROSTAMI; BESSONNET, 1998; AZEVEDO, 2001]. Este bípede, ilustrado na Figura 2.3, tem 15 graus de liberdade, altura de 1,70 m e massa de 95 kg. O tornozelo, ilustrado na Figura 2.3(b), possui uma articulação universal e seu movimento é realizado por dois sistemas mecânicos paralelos, composto de motores elétricos paralelos acoplados a um fusos cada, produzindo um movimento linear antagônico. Nota-se que essa maneira produz vários graus de liberdade associados a atuadores em cadeias cinemáticas que são paralelas, como em um manipulador paralelo, sendo um aspecto original da arquitetura mecânica do BIP. Tem o inconveniente, além do peso e complexidade de atuação, de estar conectado ao exterior por fios elétricos e conexões de rede.

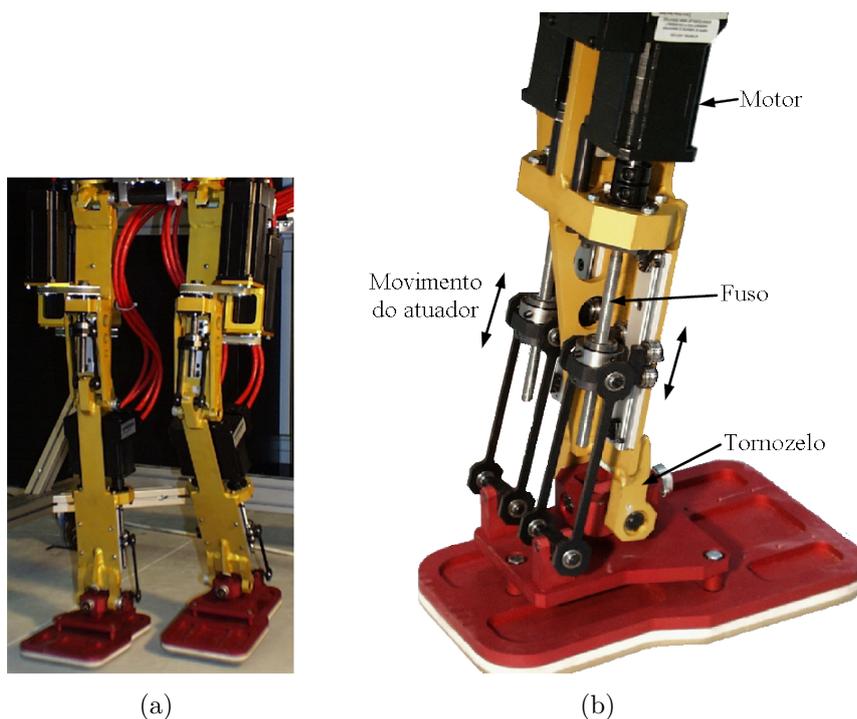


Figura 2.3: Robô bípede BIP desenvolvido por Christine Azevedo.

Santana *et al* [SANTANA, 2005] da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, em 2005, projetaram um robô bípede antropomórfico, com 10 graus de liberdade, como ilustrado na Figura 2.4, para ser uma ferramenta de auxílio aos profissionais da saúde na análise da marcha humana. Um mecanismo paralelo, fundamentado ao desenvolvido por Espiau e BIP Team [ESPIAU; BIP, 1997], foi desenvolvido para atuação das articulações do quadril e do tornozelo, possuindo dois graus de liberdade cada, acionados por servomotores. O robô tem 0,5 m de altura e aproximadamente 4,0 kg de massa. Todo o projeto eletrônico, como circuitos de acionamento, de inclinação, de multiplexação e outros, foram localizados em uma bancada, impedindo a autonomia do bípede.

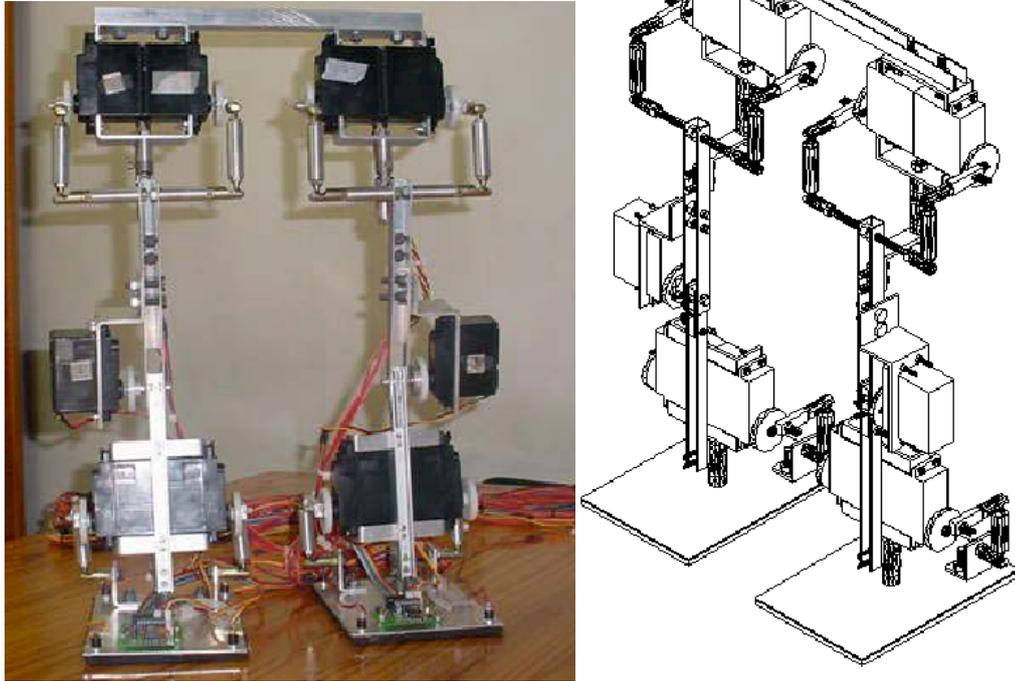


Figura 2.4: Robô bípede de articulações paralelas e sua vista isométrica da EPUSP.

Tsusaka e Ota [TSUSAKA; OTA, 2006; TSUSAKA, 2009], desenvolveram na Toyota, um robô bípede com tronco e com movimento rotacional dos membros obtido via fios tracionados, como ilustrado na Figura 2.5. Muitos robôs bípedes multi-articulados são atuados usando-se motores com redução que induzem o movimento diretamente em cada articulação. Para o robô da Toyota, os motores estão localizados no torso e os esforços são transmitidos para as articulações por meio dos fios localizados nas pernas. Esta forma de mecanismo reduz o peso abaixo do joelho a menos da metade e o momento de inércia das pernas do robô em  $1/6$  a  $1/7$  e torna o robô mais seguro, por ser mais leve, para a interação com humanos em ambientes simbióticos. Inclusive o período do passo (duração do passo) foi reduzido à metade se comparado com robôs acionados por motores nas articulações. A Toyota prevê uma maior segurança ao incluir molas em série nos fios. O modelo final apresentado tem uma altura de 1,0 m, peso de 24 kg, 27 graus de liberdade, 6 articulações por perna (7 motores/ perna) e utiliza uma bateria de 24 V<sub>dc</sub> e 6 Ah.

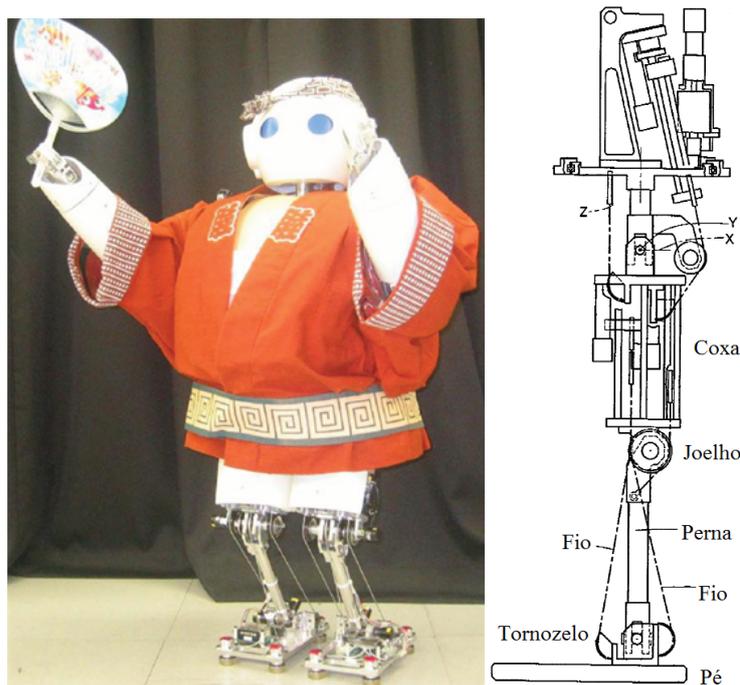


Figura 2.5: Robô bípede com pernas atuadas por fios da Toyota e seu desenho ortogonal estrutural.

### 2.2.1 Atuadores SMA em membros inferiores robóticos

Na literatura técnica pesquisada existem inúmeras aplicações para membros inferiores robóticos que apenas fornecem como alternativa para futuros estudos de viabilidade de aplicação de ligas com memória de forma (SMA - *Shape Memory Alloy*). As mais consolidadas aplicações são relatadas a seguir:

Nishida, Wang e Tanaka [NISHIDA; WANG; TANAKA, 2008], em 2008, apresentaram um estudo de viabilidade no controle de atuadores SMA em forma de fios em um robô bípede, consistindo de duas pernas de polietileno em forma de barra, sem articulações rotacionais. Quando posto em movimento, o robô alternadamente flexiona uma das pernas resultando na locomoção. Denominado SMA - baseado em FFP (*flexible flat plate*), é um mecanismo rudimentar, com massa de 2,8 g e altura de 70 mm, tem quatro graus de liberdade e é controlado por um chaveamento de sinal de corrente ON-OFF aplicado no SMA.

Em 2001, Molnár e Vámosy [MOLNÁR; VÁMOSSY, 2001] projetaram um robô bípede, chamado SILENT1, com dois graus de liberdade por perna, como ilustrado na Figura 2.6, objetivando analisar atuadores baseados em ligas com memória de forma. Por causa da alta relação força/massa dos atuadores SMA, comparada aos atuadores normal-

mente utilizados (hidráulicos, pneumáticos e motores elétricos), ficaram convencidos que seria razoável a aplicação de SMA em robôs, apesar do robô bípede ser planar, com articulações rotacionais no quadril e no tornozelo, tornando a movimentação bem rudimentar, além de toda a parte eletrônica ser externa ao robô.

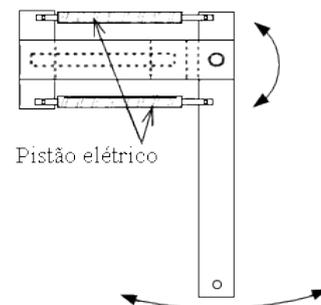
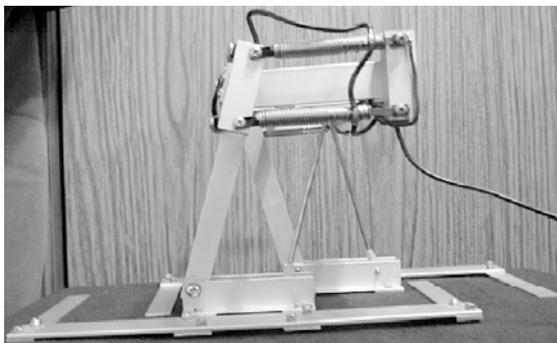


Figura 2.6: Robô bípede SIELNT1, desenvolvido por Molnár e sua vista lateral.

Tu et al. [TU et al., 1998], em 1998, elaboraram um robô móvel planar, com a estrutura em alumínio, como ilustrado na Figura 2.7. O robô tem 0,35 m de altura e seis graus de liberdade. O objetivo principal foi desenvolver um controlador para um padrão de andar robótico. O planejamento da trajetória e o controle do movimento do robô foram combinados para produzir um *Fuzzy Walking Pattern* (FWP), que é um controlador lógico fuzzy. No modelo, foi considerado principalmente a fase de apoio simples, devido o bípede não possuir movimentos laterais (plano frontal). Para o movimento dos membros do bípede, foram utilizados fios de SMA com molas e na atuação é necessário ativar um feixe de 60 fios de SMA (0,15 mm de diâmetro cada), consumindo muita de energia na locomoção.

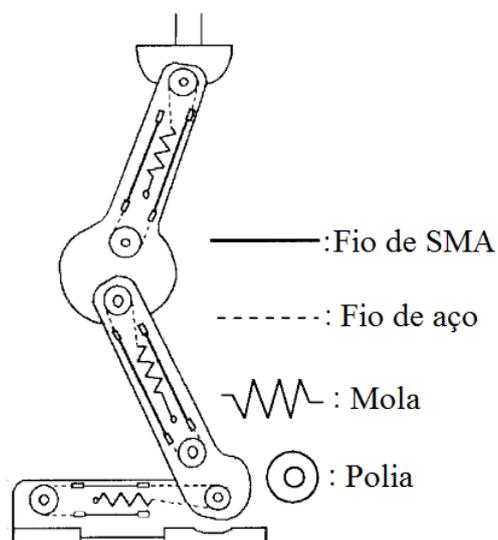
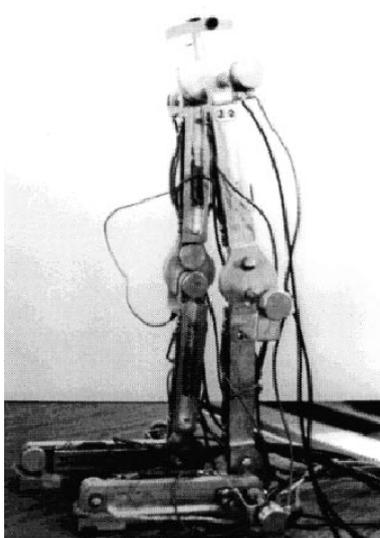


Figura 2.7: Robô bípede que utiliza a SMA como atuador de Kuo-Yang Tu.

Em 2007, na Universidade Técnica de Darmstadt, contruiu-se um humanóide que foi chamado de Lara [KRATZ et al., 2006; KRATZ et al., 2007; KRATZ, 2007], como ilustra-se na Figura 2.8. Esse robô tem 18 graus de liberdade, 1,30 m de altura, peso total de 6,5 kg incluindo as baterias e as placas do circuito eletrônico. Usa 34 atuadores de fios de ligas com memória de forma, dois servomotores para movimentar a cabeça e a sua parte estrutural é em alumínio. O grupo de trabalho que projetou o robô era formado por 15 estudantes, tendo como líder o professor Oskar Von Stryk. Um dos principais objetivos do projeto de Lara foi a criação de um robô mais humanóide do que os robôs convencionais e de entretenimento.

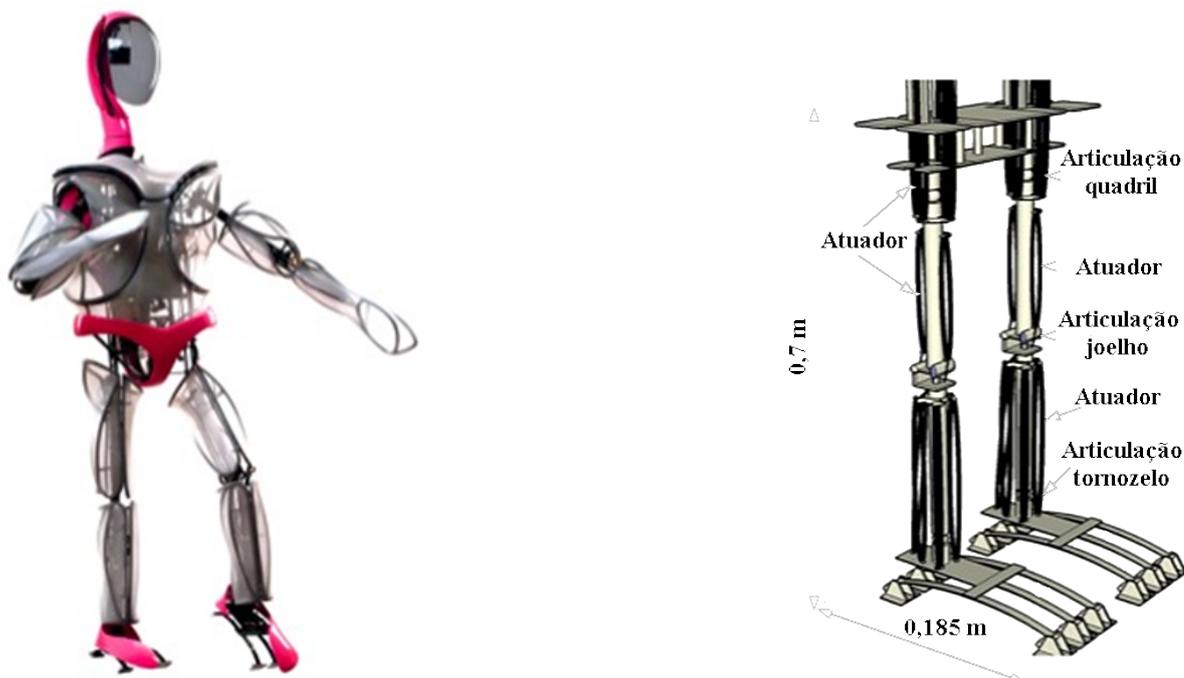


Figura 2.8: Robô bípede Lara de Robert Kratz, com movimentos realizados por meio de atuadores SMA.

O robô tem, nas pernas, 26 atuadores de SMA fixos na estrutura, como os atuadores naturais (músculos), diferenciando dos motores elétricos rotativos que são acoplados nas articulações. Os atuadores são um conjunto paralelo de fios de SMA, com a possibilidade de carregar 3,6 kg e utilizam-se 5 conjuntos de fios no tornozelo e 4 no quadril.

As baterias são fixas no quadril e a interface de condicionamento e aquisição de sinais no tronco, elevando-se o centro de massa. Neste arranjo, as pernas têm cerca de 1 kg cada. Isso permite que as pernas, na fase do balanço reduzam o consumo de energia resultando em movimentos mais humanóides. Segundo Oskar Von Stryk, o uso das ligas com memória de forma permitiram uma redução de 1/6 do seu peso se comparado com

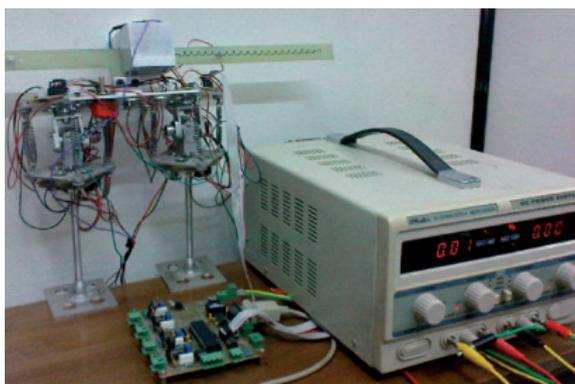


Figura 2.9: Bípede com movimentação articular por atuadores SMA em forma de mola.

os robôs que utilizam motores rotativos.

Moghaddam et al. [MOGHADDAM et al., 2011], em 2011, elaboraram um bípede planar, com 5 graus de liberdade, sendo dois em cada perna localizados no quadril, 30 cm de altura, peso total de 1,483 kg, acoplado a um *slider* para executar a transferência do centro de massa para facilitar a troca de apoio no andar, como ilustrado na Figura 2.9. Foi apresentado um protótipo de um robô bípede acionado por molas de SMA sem a articulação do joelho.

### 2.2.2 Aplicação de atuadores SMA

Devido às suas singulares características, as ligas com memória de forma têm estimulado uma série de pesquisas em diversos campos do conhecimento, motivando o surgimento de distintas aplicações. As propriedades termomecânicas associadas à boa biocompatibilidade motivam diversas aplicações biomédicas, como: dispositivos auto-expansíveis para aplicações cardiovasculares, aparatos cirúrgicos, dispositivos para acelerar a recuperação de ossos, aparelhos ortodônticos e limas endodônticas. Na engenharia, atuadores convencionais como os solenóides eletromagnéticos, motores elétricos, dispositivos hidráulicos ou pneumáticos podem ser substituídos pelos atuadores SMA [OHKATA; SUZUKI, 1999]. Na área aeroespacial, como no robô Pathfinder [JENKINS; LANDIS, 1995] enviado à Marte e micro-manipuladores e atuadores robóticos têm sido empregados com a finalidade de reproduzir o movimento suave de músculos de animais [REDINIOTIS; LAGOUDAS, 2001].

Devido a capacidade do atuador de ser sensível e responder à temperatura, os atuadores SMA são divididos em dois grupos de acordo com a forma como são aquecidos. A primeira categoria inclui os atuadores em uma adequada temperatura são submetidos a

uma mudança de fase liberando uma força corretiva e deslocamento. Por exemplo, dispositivos de proteção térmica, chave elétrica atuada termicamente, controle de fluxo de ar, etc. A segunda categoria inclui atuadores que são aquecidos por um fluido, ar ou corrente elétrica causando a contração do mesmo, em maior ou menor intensidade dependendo da temperatura imposta [OHKATA; SUZUKI, 1999]. Neste trabalho será focado as aplicações em atuadores da segunda categoria com aplicação em robótica [SREEKUMAR et al., 2007].

Mosley e Mavroidis [MOSLEY; MAVROIDIS, 2000; MOSLEY; MAVROIDIS; PFEIFFER, 1999; MOSLEY; MAVROIDIS, 1999; MAVROIDIS; PFEIFFER; MOSLEY, 1999], em 2000, apresentaram um projeto de um atuador baseado em ligas com memória de forma, que pode ser usado na elevação de cargas, como ilustrado na Figura 2.10(b) e, portanto, pode ser usado para operar as articulações dos mecanismos macrorrobóticos, como um músculo artificial. A força é alcançada por um conjunto de 48 fios em paralelo de 30,5 cm de comprimento e 150  $\mu\text{m}$  de diâmetro. Aumentando-se a força do atuador em tantos quantos forem os fios dispostos em paralelo. Esse atuador pode levantar, a uma altura de 1,27 cm, um peso de até 445 N, que é aproximadamente 300 vezes o seu peso. Nessa plataforma foi realizado um estudo comparativo das grandezas elétricas tensão x corrente, combinando ligações elétricas em paralelo e em série dos 48 fios do atuador, como ilustrado na Figura 2.10(a).

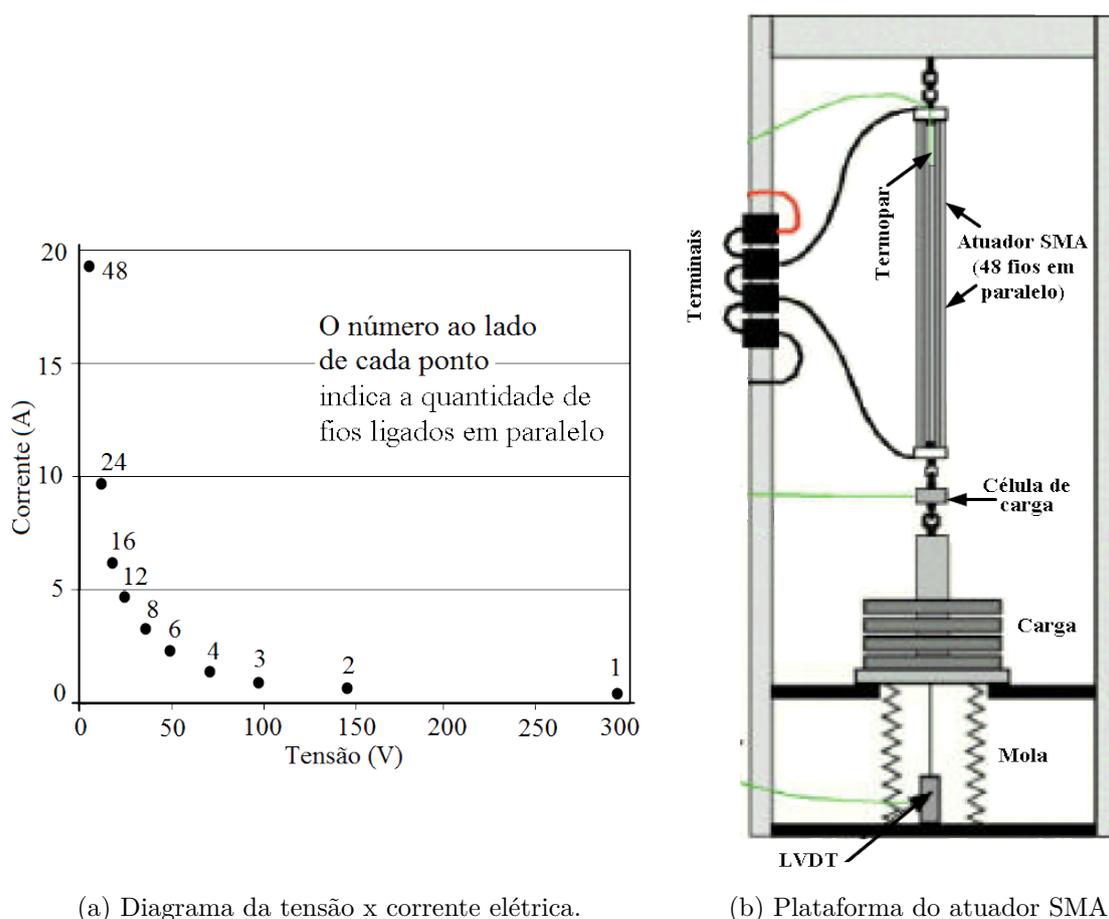


Figura 2.10: Diagrama que relaciona a quantidade de fios SMA, tensão e corrente elétrica.

Os braços robóticos acionados por SMA são bastante explorados na literatura técnica. Estes operam, por vezes, unicamente utilizando atuadores SMA, como o *Silent Arm Demo* [MONDO-TRONICS, 2008] da companhia Mondo-tronics, ilustrado na Figura 2.11(a). Sallé [SALLÉ, 1999], em 1999, projetou um braço robótico para o estudo do espaço de trabalho, cinemática, dinâmica e controle, com as seguintes características: o braço executa tarefas no solo fixo em carro, tem uma distância de atuação de 0,5 m, carregar uma massa de 1 kg e o tempo de atuação é menor que 30 s. Ashrafiun, Eshraghi e Elahinia [ASHRAFIUN; ESHRAGHI; ELAHINIA, 2006], em 2006, elaboraram um braço robótico planar atuado por dois servomotores e atuadores SMA para rotacionar os vínculos 2 e 3, como ilustra-se na Figura 2.11(b), com 3 graus de liberdade para estudar posições simples e robustas do braço.

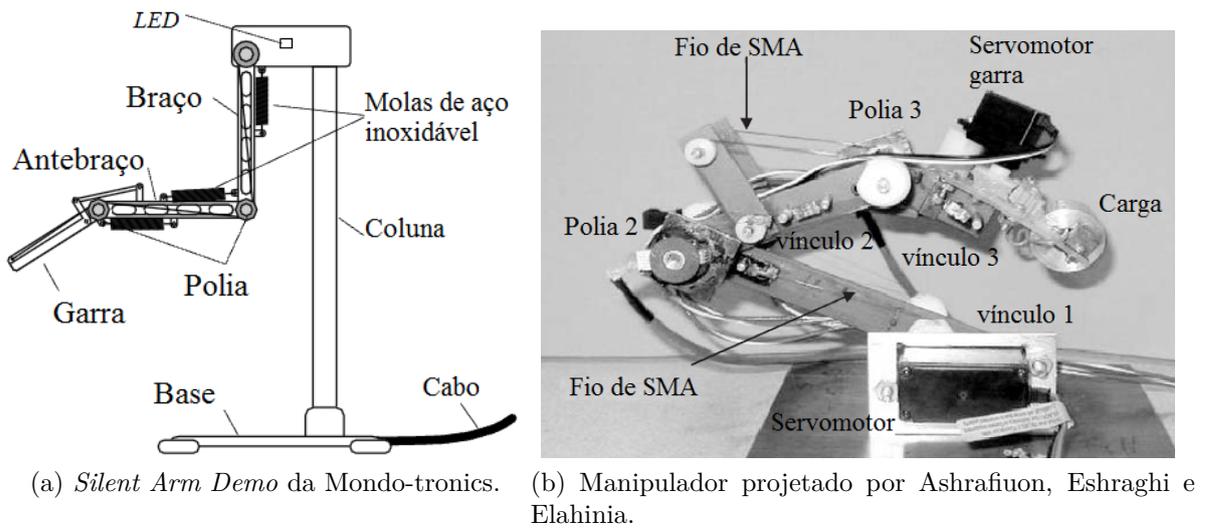


Figura 2.11: Braços robóticos desenvolvidos.

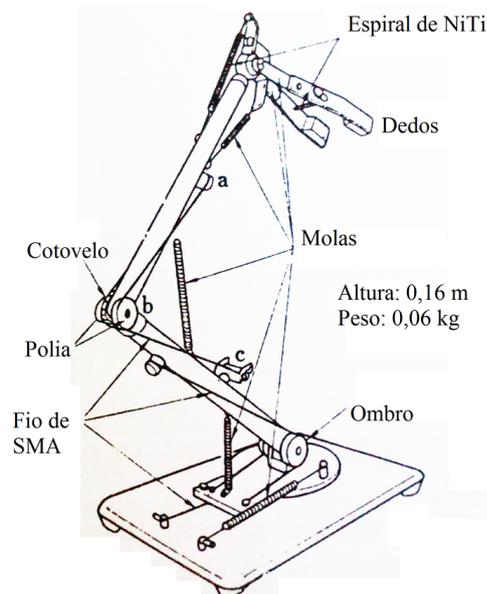


Figura 2.12: Micro robô projetado por Funakubo para ser acionado exclusivamente por atuadores SMA.

Ilustra-se na Figura 2.12, um protótipo de um micro-robô com cinco graus de liberdade projetado por Funakubo [FUNAKUBO, 1987] - contendo dedos, pulso, cotovelo, ombro, etc. Operações como flexionar, fechar e abrir são ativadas por meio de atuadores de ligas com memória de forma em espirais nos dedos e pulso e por contração com retorno por mola quando relaxado por atuadores de ligas com memória de forma em forma de fios no ombro e cotovelo. Segundo o autor do projeto, o destaque desse robô é a sua compactidade e sua suavidade de operação.

Price et al. [PRICE et al., 2007], 2007, para validar o estudo das propriedades termo-

mecânicas de atuadores baseados em SMA usados como músculos artificiais, projetaram e produziram um braço humanóide em tubo de acrílico. O braço tem três articulações de revolução independentes uma para a extensão do ombro a as outras duas para a pronação e extensão do pulso.

Em 2005, Valenzuela [VALENZUELA, 2005] elaborou, no Laboratório de Instrumentação Eletrônica e Controle (LIEC) da Universidade Federal de Campina Grande - UFCG, um sistema planar articulado, como ilustra-se na Figura 2.13. O conjunto mecânico articulado foi projetado e implementado para simular a movimentação do joelho, semelhante à articulação do membro natural humano, utilizando como atuador fios de ligas com memória de forma de TiNi, como fibras musculares. Utilizou-se uma interface para estimular o acionamento (efeito Joule) do sistema e controlar a posição angular da articulação.

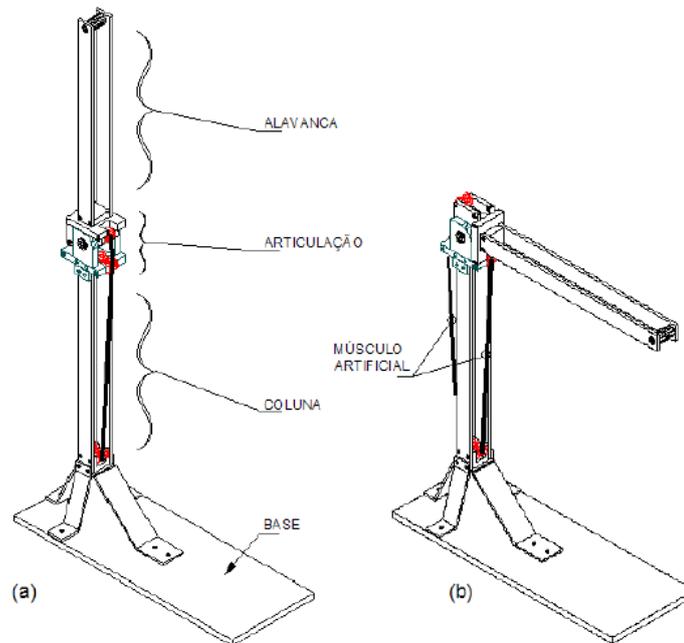


Figura 2.13: Desenho de conjunto em vista isométrica do conjunto mecânico articulado de Walter Valenzuela.

## 2.3 Controle de atuadores SMA

O ciclo de funcionamento de um atuador SMA está completo quando ocorre o aquecimento (ativação-produção de força) e resfriamento. Para que o atuador SMA produza força (essencial à dinâmica do andar) é necessário um estímulo térmico, este é geralmente produzido aplicando-se uma corrente elétrica através do atuador, por meio do efeito Joule. Já o resfriamento é obtido por meio da convecção natural do ar, líquidos de arrefecimento ou pela incorporação de dissipadores. As estratégias de controle tentam reduzir o tempo

do ciclo de ativação e resfriamento.

Exemplos de controle de atuadores utilizando as ligas com memória de forma encontradas na literatura técnica são sistemas utilizando: dissipatividade, *fuzzy neural*, controle de estrutura variável e controle binário segmentado [GOBERT, 1995; GORBET; WANG, 1998; MOSLEY; MAVROIDIS, 2000; AKIHIKO; PAUL; MICHAEL, 2000; DELAURENTIS et al., 2002; SCHUBERT, 2005].

Ikuta, Tsukumoto e Hirose [IKUTA; TSUKUMOTO; HIROSE, 1988] utilizaram a variação da resistência elétrica para controlar um sistema servo atuado por SMA, monitorando a transformação de fase. Utilizando essa técnica em uma configuração de dois atuadores SMA dispostos antagonicamente, controla-se os movimentos cíclicos em duas direções. Verificou-se que, em malha aberta, reduziu-se a histerese e melhorou-se a controlabilidade, se comparados com a configuração atuador SMA (contraíndo) e mola helicoidal (expandindo). Eliminando a necessidade de sensores de posição tais como potenciômetros e encoders. A resistência elétrica também pode ser usada para um aquecimento ótimo, evitando-se o superaquecimento que danificaria o atuador.

Teh e Featherstone [TEH; FEATHERSTONE, 2004; TEH, 2003; TEH; FEATHERSTONE, 2007], em 2003, 2004 e 2007, utilizando a configuração antagônica e aplicando a técnica de monitoração da resistência elétrica aliada a um controlador de relé, técnica desenvolvida por Grant e Hayward [GRANT; HAYWARD, 1995; GRANT; HAYWARD, 1997; GRANT; HAYWARD, 2000], em 1995, 1997 e 2000, obtiveram melhorias significativas em termos de velocidade e precisão de controle, a qual foi aplicada para projetar o robô Lara [KRATZ et al., 2006; KRATZ et al., 2007; KRATZ, 2007]. Com base nisso, a resistência elétrica pode ser usada como um *encoder* de posição linear. Assim, não houve necessidade de sensores de posição externa.

Cho e Asada [CHO; ASADA, 2005], em 2005, desenvolveram um atuador matriz multi-axial baseado em SMA para a condução de uma mão com cinco dedos robóticos antropomórficos. O atuador usa um controle binário segmentado (SBC - *Segmented Binary Control*) que controla segmento por segmento de fios de SMA de forma digital. O SBC simplifica o controle de fios de SMA que, normalmente, são de difícil controle e necessitam de controladores não-lineares. Porém o SBC aumenta a complexidade do projeto e o número de malhas de controle. A teoria da segmentação multi-axial foi desenvolvida para reduzir a complexidade do projeto e o número de malhas de controle, reduzindo o número de segmentos. A arquitetura de segmentação de um atuador matriz é projetada para uma mão robótica de cinco dedos que faz catorze diferentes posições.

## 2.4 Considerações finais

Neste capítulo, foram descritos vários trabalhos sobre robôs atuados por servomotores, os quais são a maioria, e atuam ou não diretamente nas articulações. Além de apresentarem uma complexa cadeia mecânica de acionamento, utilizando servomotores acoplados a redutores de engrenagens ou polias, tornando-os pesados, com mais atrito e vibração, tendo como consequência a necessidade de atuadores mais robustos, resultando em um ciclo de reavaliação da massa, da eletrônica e mecânica a ser implementada, além de reduzir a eficiência operacional.

Alguns desses robos utilizam servomotores para tracionar cabos, que ligados aos membros produzem movimentos. Esta forma de biomímica aparecem nas aplicações mais recentes, conseguindo melhorias mecânicas principalmente no que tange a massa do mecanismo a ser movido, resultando em menores momentos de torção e vibração. Seguindo essa linha, verifica-se a necessidade da utilização específica de novas tecnologias em aplicações robóticas, encontradas em atuadores não convencionais. Destes, as ligas com memória de forma apresentam características que as tornam escolhas atraentes para usar em atuadores devido suas propriedades como a alta densidade energética, a atuação suave e silenciosa e reduzidas partes mecânicas se comparados às alternativas de atuadores convencionais. Outros atuadores aplicados estão detalhados no Apêndice A, bem como suas características materiais.

Dos robôs apresentados, o bípede Lara é o que utiliza, em quase sua totalidade, atuadores com memória de forma, resultando em uma redução total de massa de 1/6 se comparados com os convencionais, incluindo baterias e eletrônica, se comparado com os robôs que utilizam motores rotativos e ainda tem atuação silenciosa. Possui o inconveniente de possuir 18 graus de liberdade, tornando o controle complexo além do custo elevado.

Além do presente projeto ser um desafio concernente à vários ramos de conhecimento, encontram-se deversos outros desafios:

- Desenvolver um sistema de controle que possa melhorar a eficiência e a eficácia do movimento do atuador SMA;
- Implementação e validação de uma plataforma experimental que incorpora os componentes de *hardware* e *software* deve ser realizada para garantir a funcionalidade apropriada e o sucesso do projeto;

- 
- A plataforma experimental deve fornecer dados precisos e realimentação aplicável sobre o estado dos atuadores e sua posição;
  - O equipamento do experimento deve ter o potencial para melhorias de *hardware* e desenvolvimento;
  - A atuação das ligas com memória de forma tem propriedades não-lineares e natureza histerética;
  - A faixa de atuação deve ser suficientemente para um movimento aplicável ao mecanismo robótico.

# Capítulo 3

## Projeto da Plataforma Bípede

NESTE capítulo procura-se estabelecer uma sequência ordenada do projeto de um bípede, descrevendo a determinação de um sistema físico e as especificações a partir dos requisitos desejados. Utiliza-se esses requisitos para determinar as especificações e características físicas de projeto. Também, detalha-se o modelo matemático da dinâmica do robô bípede atuado pela SMA. Várias formas de movimentação das pernas foram previamente estudadas, tendo como fim um projeto virtual de um bípede [VALENZUELA, 2005; VALENZUELA, 2007; VALENZUELA, 2008; VALENZUELA, 2009].

### 3.1 Projeto mecânico do sistema de deslocamento

#### 3.1.1 Requisitos desejados

O robô bípede proposto é constituído de um sistema mecânico de locomoção com duas cadeias seriais (as pernas), interligadas na cadeira por meio de articulações (os quadris). Para a locomoção utilizou-se atuadores de ligas metálicas com memória de forma, de trajetória linear, semelhante aos músculos naturais. A nomenclatura a ser utilizada para as partes e articulações do bípede é a mesma utilizada para os membros inferiores e articulações do ser humano.

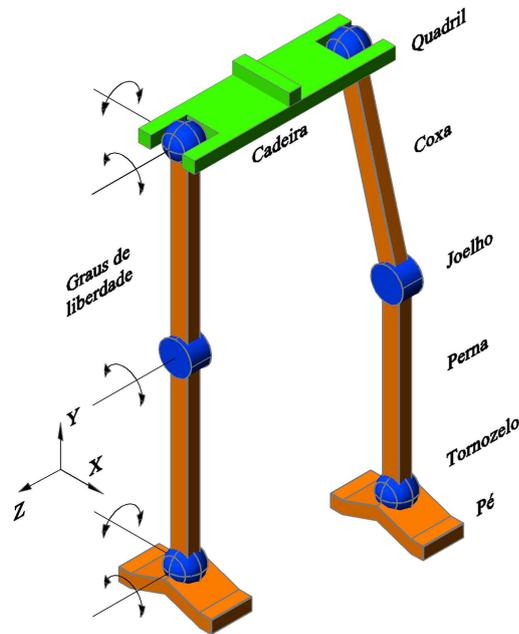


Figura 3.1: O conceito do sistema mecânico do bípode proposto.

Na Figura 3.1 ilustram-se os subsistemas coxa, perna e pé. Os elementos de união dos subsistemas são as articulações, ou pares cinemáticos do sistema mecânico, representados pelo quadril, joelho e tornozelo.

Para alcançar o objetivo foi necessário estabelecer os requisitos essenciais desejados do sistema mecânico a projetar, como:

- Possibilidade de andar de forma bípode a partir de um sinal remoto;
- Projeto de uma estrutura de baixo peso, de funcionamento silencioso e estável;
- Capacidade de locomover-se com uma carga de 2 Kg aplicada no quadril;
- Possuir uma velocidade de até 0,10 m/s em um terreno plano;
- Simplicidade do mecanismo articular com o mínimo de graus de liberdade;
- Estrutura projetada para acomodar os atuadores de ligas com memória de forma;
- Facilidade de confecção, com a existência de partes e peças comerciais; e
- Possibilidade de refinamento do desempenho com a incorporação de novas variáveis ao projeto original, gerando mecanismo pós-otimizado.

### 3.1.2 Filosofia do projeto

Para o entendimento do presente projeto seguiu-se as seguintes etapas:

- Determinação de medidas segmentais apresentado pelo método de medição da antropometria;
- Quantificar o número de graus de liberdade para o sistema de locomoção;
- Projetar um modelo de mecanismo para o qual seja possível simular a locomoção bípede (Figura 3.1). Com a meta de no futuro executar efetivamente o sistema mecânico elaborou-se um mecanismo para obter os parâmetros físicos, massa, volume e momentos de inércia que são calculados automaticamente a partir das características dos materiais a serem empregados, das formas e respectivas dimensões geométricas e dos sistemas de coordenadas previamente definidos;
- Definir os sinais de entrada dos movimentos angulares das articulações (gerador de marcha);
- Posicionar os atuadores lineares para atuação do quadril, do joelho e o tornozelo e extrair dados de forças necessárias ao movimento; e
- Simulação do sistema mecânico analisado, seguindo as etapas de: utilizar um programa computacional de simulação dinâmica; e dimensionar o atuador SMA de acordo com os dados obtidos do modelo elaborado.

### 3.1.3 Medidas antropométricas

Estudos da antropometria buscam determinar as dimensões corporais convencionais e a geometria do corpo em função da estatura humana. Um método utilizado de predição, quando não há melhores dados, foi o realizado por Azevedo [AZEVEDO, 2001] e Sardain, Rostami e Bessonnet [SARDAIN; ROSTAMI; BESSONNET, 1998], que resultou na ilustração da Figura 3.2. Onde  $H$  é altura total do humano, considera-se ser de 1,70 m, e  $l_t$ ,  $l_f$ ,  $l_q$  e  $l_p$  são as dimensões do tornozelo até a joelho, do joelho até o quadril e entre os quadris, respectivamente. Por simplicidade, neste projeto, utiliza-se esse método de determinação de dimensões das partes. Assim, admitindo-se que a altura total é igual a  $H/2$ , extrai-se as outras dimensões estruturais do sistema mecânico as quais foram utilizadas na confecção do modelo do robô bípede.

Considerando as medidas antropométricas o sistema fica geometricamente dimensionado de acordo com a Tabela 3.1:

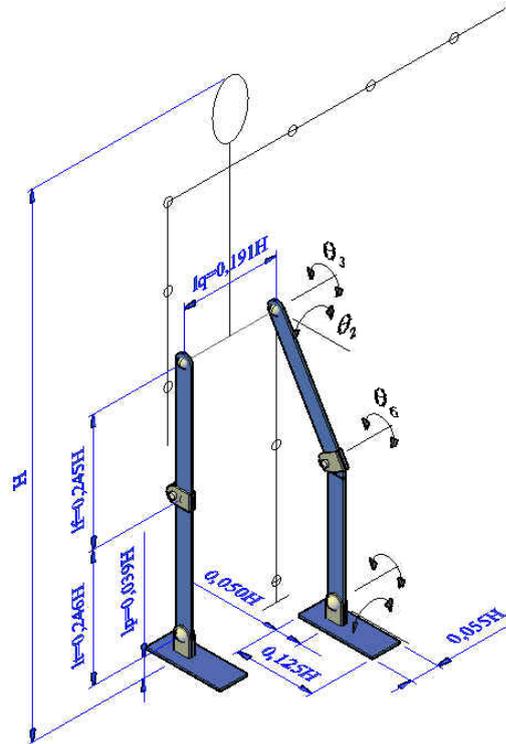


Figura 3.2: Proporcionalidade dimensional do corpo humano com a altura  $H$ .

Tabela 3.1: Dimensões de cada subsistema.

Segmento	dimensões (mm)
$H/2$ (Altura)	850,00
$l_f$ (Joelho-quadril)	215,90
$l_t$ (tornozelo-jelho)	209,10
$l_p$ (piso-tornozelo)	33,15
Comprimento do pé	106,25
Largura do pé	46,75

### 3.1.4 Graus de liberdade

O projeto de robôs bípedes, especialmente os humanóides, é inspirado na locomoção do corpo humano. Porém, a natureza complexa da estrutura do esqueleto, bem como o sistema muscular humano ainda não podem ser reproduzidos em robótica. Desta forma, o número de movimentos deverá ser limitado ao essencial, resultando em um sistema de atuação simplificado. Um robô bípede, portanto, tem menos graus de liberdade (gdl) se comparado ao humano, contudo, a escolha dos graus de liberdade para cada articulação é muito importante.

A escolha dos gdl consiste em analisar a estrutura do robô em três planos perpendiculares: o sagital, o frontal e o transversal, conforme ilustra-se na Figura 3.3. O movimento de andar ocorre principalmente no plano sagital, por isso, todos os bípedes têm o maior número de articulações importantes neste plano [VAUGHAN; DAVIS; O'CONNOR, 2000].

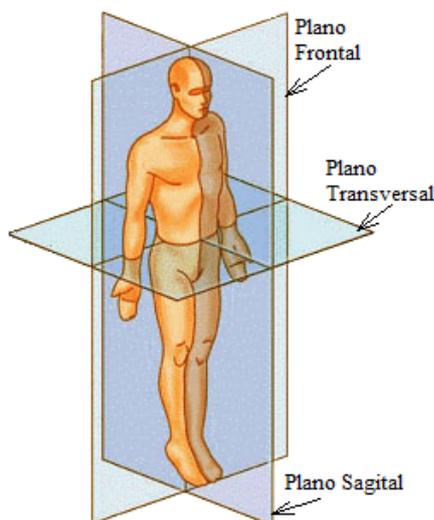


Figura 3.3: Planos cardiais do corpo humano.

Na Figura 3.4(a) ilustra-se a configuração simplificada do bípede vista pelo plano sagital, com a indicação das articulações do quadril, joelho e tornozelo por círculos, bem como a indicação das respectivas rotações no eixo z.

Na Figura 3.4(b) ilustra-se o movimento realizado visto no plano frontal, importante para a estabilidade da locomoção, no início e na mudança de da maneira de contato com o solo. A estabilidade no plano frontal depende da posição do centro de gravidade em relação ao ponto de contato do pé com o solo. A estrutura admite um movimento no plano frontal, permitindo efetuar uma transferência lateral da cadeira por meio da combinação de um duplo movimento de abdução e adução nos quadris e tornozelos. Além disso, o tornozelo permite orientar o pé quando em contato com o solo garantindo uma melhor aderência.

Estes gdl são distribuídos entre as articulações ativas dois no quadril e um no joelho. Já a articulação do tornozelo é passiva. Para que um robô dotado de pernas possa se adaptar melhor a superfícies irregulares, transpor obstáculos e conseguir uma biomímica, cada perna terá pelo menos três gdl, totalizando seis.

Uma vez definido o número de graus de liberdade e os movimentos que cada articulação do robô deverá exercer, o próximo passo consiste na seleção dos mecanismos responsáveis pelos movimentos articulares do robô bípede. Inicialmente, as dimensões dos segmentos da

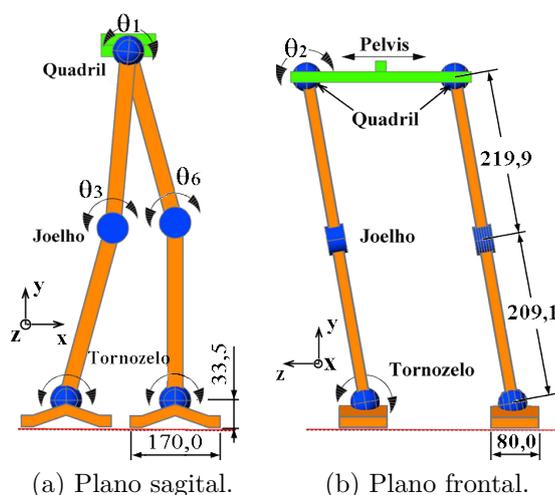


Figura 3.4: Configuração do bípede nos planos sagital e frontal.

cadeia cinemática do bípede são determinadas em função das proporções antropométricas, definidas na Seção 3.1.3.

## 3.2 Mecanismo das articulações e material construtivo

Com o intuito de capturar, com boa precisão, as propriedades mecânicas da cadeia cinemática serial (perna) e as características do material utilizado no conjunto mecânico, bem como as respostas dinâmicas dos atuadores, utilizou-se um programa computacional de simulação dinâmica que possibilita a criação e análise dos movimentos de um protótipo digital do sistema mecânico, no espaço tridimensional (3D), na tentativa de prever como o sistema projetado irá se comportar em condições reais.

### 3.2.1 Articulação do joelho

Para simplificar adotou-se que a articulação do joelho tem apenas movimentos de rotação no plano sagital. Neste trabalho são utilizados atuadores com deslocamento linear nas articulações do joelho, semelhante aos atuadores naturais que também são de atuação linear, as ligas com memória de forma (SMAs) mais especificamente a liga de níquel e titânio (NiTi), conhecida comercialmente por Nitinol, as principais vantagens e desvantagens foram discutidas no Apendice - A.

Com o objetivo de analisar a aplicação de atuadores no andar, em membros inferiores humanóides, serão utilizados dois atuadores por articulação, conforme o ilustrado na

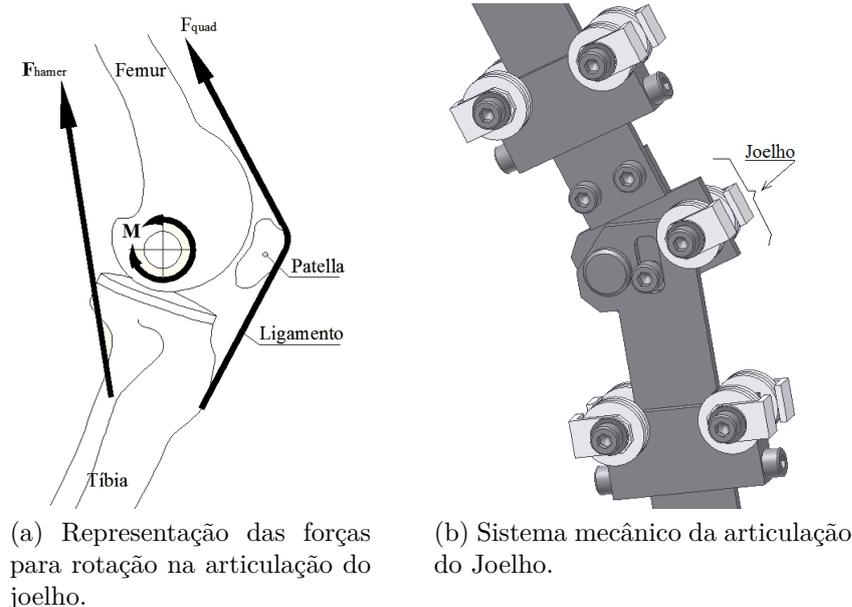


Figura 3.5: Concepção da articulação do joelho.

Figura 3.5 (a), os quais são os responsáveis pela flexão e pela extensão dos segmentos. O atuador SMA como músculo apenas pode “puxar” os segmentos, mas não pode “empurrá-los” de volta a posição original. Portanto, um atuador oposto deve ser inserido de forma antagônica para fazer a rotação na direção oposta. Na articulação do joelho humano os atuadores bíceps da coxa e quadríceps formam o par antagônico, respectivamente representados no seu ponto de atuação pelas forças  $F_{hamer}$  e  $F_{quad}$ . Forças que rotacionam as articulações geram um torque  $M$ .

A Figura 3.5 (b) é a representação da articulação do joelho projetado no programa *Inventor* da Autodesk [AUTODESK, 2009], utilizadas no robô bípede.

Apesar das articulações dos joelhos humanos consistirem de rotações em três planos, por simplificação será utilizado apenas a rotação no plano sagital por verificar que atende ao solicitado no projeto do robô bípede. Optou-se por escolher um eixo fixo e afastado da simetria das barras que representam a coxa e a perna reduzindo as forças atuadoras que cercam essa união [CSIZMADIA, 2005], no lugar da cartilagem limitadora da rotação existe um rasgo retangular com um parafuso que executa esse papel.

### 3.2.2 Determinação da posição e deslocamento do atuador SMA do joelho

Com o sistema mecânico descrito, segue-se a simulação para descrever matematicamente as trajetórias necessárias para acompanhar os vetores angulares de cada articulação. Há a necessidade de conversão do movimento angular em linear. Estão ilustradas na Figura 3.6 as curvas angulares da posição das articulações do quadril e do joelho, foram extraídas de Valenzuela [VALENZUELA, 2008] para dois passos. Utilizou-se um programa gráfico computacional[MUSCULOGRAPHICS, 2008], o qual permite, além de modelar as representações de ossos, músculos, ligamentos e outras estruturas, extrair o vetor das curvas geradas pelo deslocamento humano de um passo para as articulações desejadas, com isso, pode-se gerar uma curva para uma marcha humana normal como avaliação preliminar do movimento.

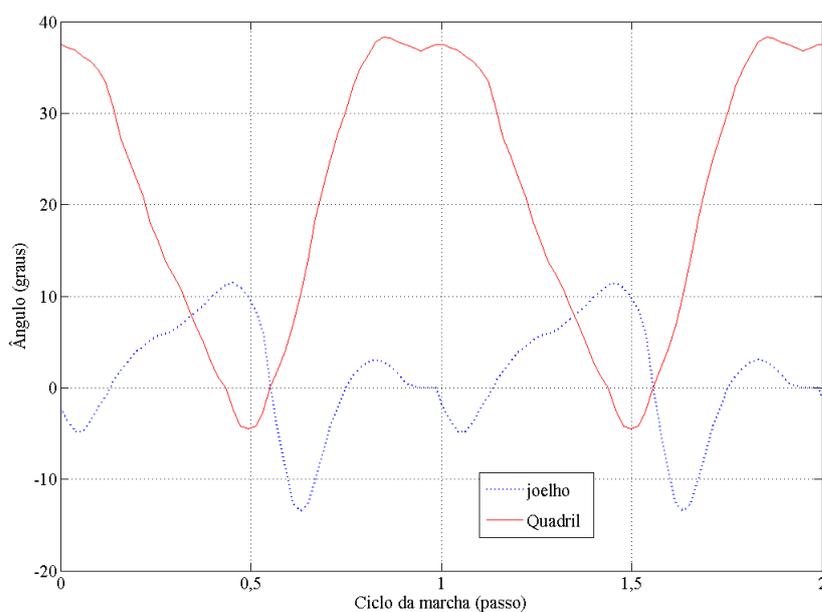


Figura 3.6: Variação angular das articulações.

As curvas geradas como referência de entrada no sistema (Figura 3.6) são em forma de deslocamento angular. Entretanto o atuador SMA tem trajetória linear, fazendo-se necessário efetuar a conversão. Primeiramente, analisa-se a relação geométrica entre os segmentos da coxa e o segmento da perna.

Nas Figuras 3.7(a) e 3.7(b) ilustram-se a representação geométrica da articulação do joelho e verifica-se a disposição do atuador SMA. Na Figura 3.7(a) ilustra-se a posição em que o sistema mecânico encontra-se totalmente estendido e na vertical. Já na Figura 3.7(b) a articulação do joelho está completamente flexionada. Efetua-se o processo de

coleta da variação do comprimento do atuador SMA correspondente à variação dos ângulos da articulação no intervalo da posição vertical até a flexionada, o curso máximo deste é delimitado pelo limitador em  $64^\circ$ . Os dados obtidos estão relacionados na Tabela 3.2, onde o  $e_j$  é a variação do comprimento do atuador SMA e  $\theta_j$  é ângulo obtido da geometria da articulação do joelho com a variação do atuador SMA.

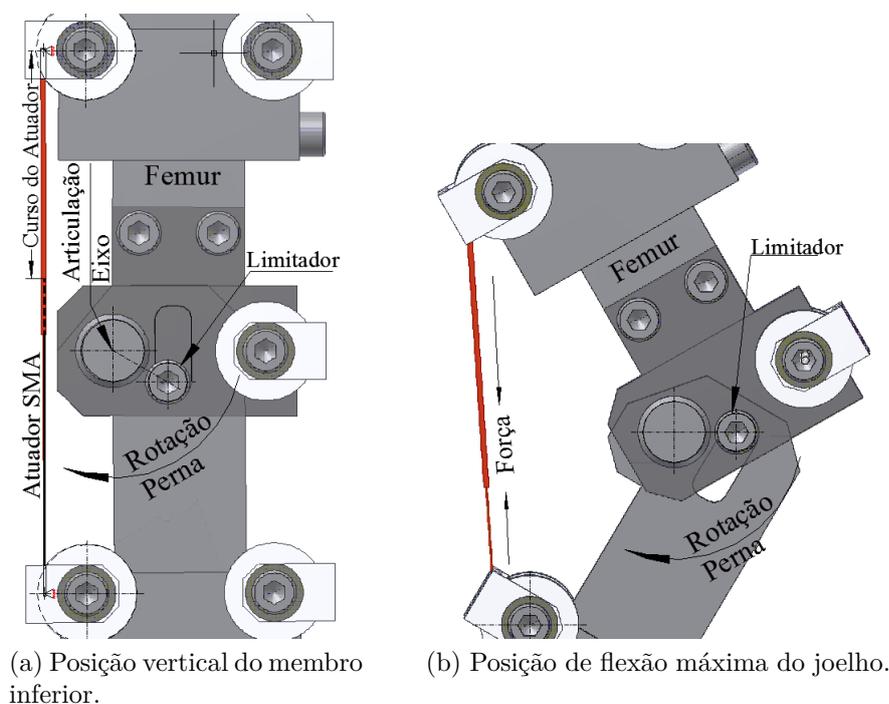


Figura 3.7: Representação geométrica da articulação do joelho para encontrar a equação característica do deslocamento linear do atuador SMA.

Tabela 3.2: Dados obtidos da geometria do sistema de articulação.

$\theta_j$ ( $^\circ$ )	0	-8	-16	-24	-32	-40	-48	-56	-64
$e_j$ (mm)	-50,000	-47,901	-45,311	-42,245	-38,716	-34,744	-30,349	-25,518	-20,384

Encontram-se os coeficientes do polinômio que tenham uma boa aproximação e representem a curva que passa por um conjunto de pontos. Utilizando-se o método dos mínimos quadrados e a distribuição de pontos obtidos constantes da Tabela 3.2. Chagase a Equação 3.1, com um resíduo máximo de 0,05.

$$e_j = 0,0034413 \cdot \theta_j^2 - 0,2442 \cdot \theta_j - 50,052 \quad (3.1)$$

Obtém-se a curva de deformação do atuador SMA, fazendo variar  $\theta_j$ , resultando no comportamento ilustrado na Figura 3.8, para um semi-ciclo<sup>1</sup>, com os dados de variação

<sup>1</sup>Ciclo do andar de um passo desde o momento em que o pé deixa de tocar o solo até um novo toque.

angular da articulação representativa de um sinal imposto a articulação do joelho no padrão do andar normal ilustrado na Figura 3.6.

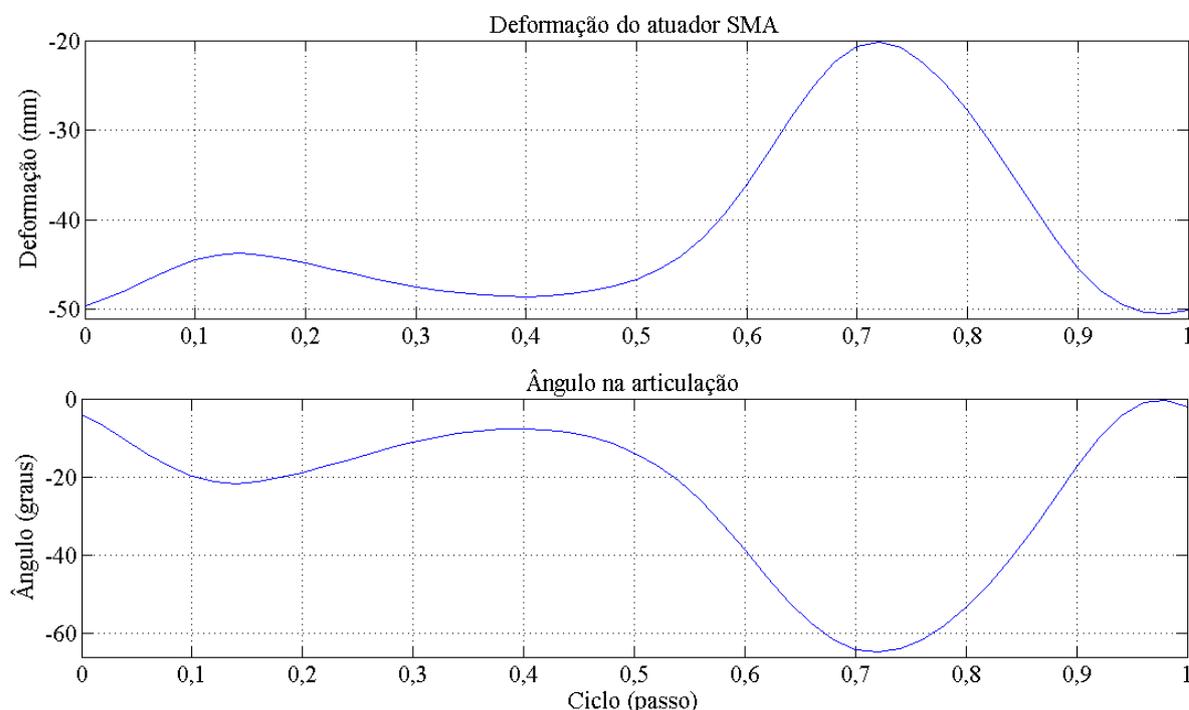


Figura 3.8: Curvas de variação angular e de deformação do atuador SMA de um passo para o joelho.

### 3.2.3 Articulação do tornozelo

A articulação do tornozelo acompanha o movimento de rotação imposta pela articulação do quadril. Projetou-se, da mesma forma que a articulação do joelho, a do tornozelo no programa *Inventor* da Autodesk [AUTODESK, 2009]. As articulações dos tornozelos por serem passivas serão esféricas para acompanhar a inclinação do quadril quando houver a adução/abdução e otimizará a pisada, como o ilustrado na Figura 3.9.

### 3.2.4 Articulação do quadril

A articulação do quadril é envolvida por vários músculos e bem equilibrados que não somente movimentam os membros, como também ajudam a manter a posição do tronco, as forças são representadas por  $F_{abdução}$ ,  $F_{adução}$ ,  $F_{flexora}$  e  $F_{extensora}$ . Acompanhando esse raciocínio adaptou-se atuadores SMA em forma de fio e em pares antagonísticos locados de forma semelhante aos atuadores naturais, como ilustrado na Figura 3.10.

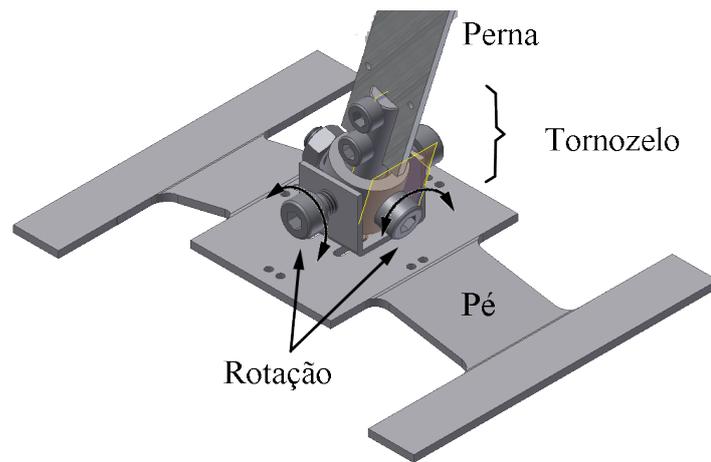


Figura 3.9: Articulação do tornozelo e o pé.

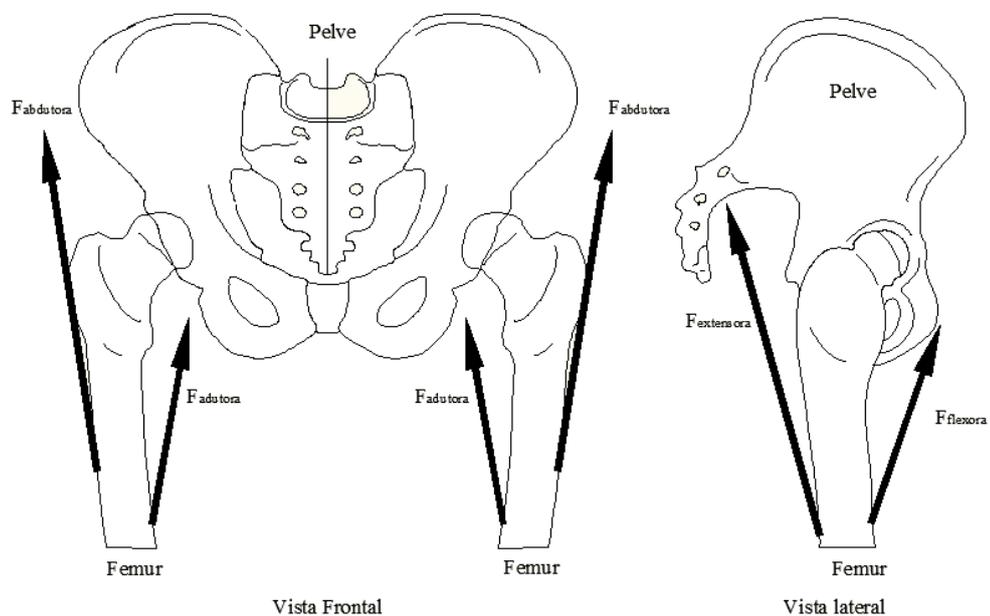


Figura 3.10: Representação das forças para rotação na articulação do quadril.

As pernas são acopladas em pontos equidistantes ao centro da cadeira, por meio das articulações denominadas de quadril. Este, como descrito na Seção 3.1.4, deverá possuir, no mínimo, dois graus de liberdade, um no plano sagital e outro no plano frontal. Então, há a necessidade de projetar um mecanismo com tal especificação.

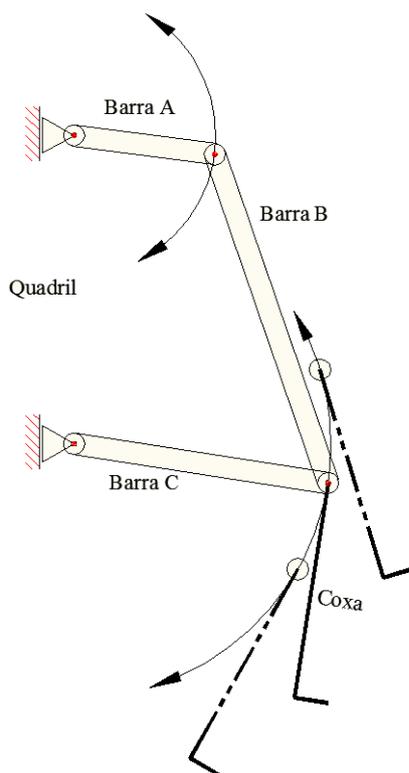


Figura 3.11: Mecanismo de quatro barras planar responsável pelo movimento de flexão/extensão da coxa.

O sistema mecânico simples, ilustrado na Figura 3.11, de um grau de liberdade, pode efetuar o movimento de flexão/extensão do quadril. O mecanismo consiste de quatro barras unidas por articulações rotacionais (barras A, B e C), sendo a quarta a união da barra A com a C pertencente a estrutura fixa. A barra A é a motora, fornecendo ao sistema a velocidade angular, bem como força de reação na articulação conduzida.

Utilizando o conceito de articulações paralelas, para que se possa alcançar dois graus de liberdade, duplica-se o sistema de quatro-barras obtendo-se o movimento de adução/abdução do quadril.

O mecanismo projetado tem a configuração como o ilustrado na Figura 3.12. Totalizando dois graus de liberdade. As articulações deste mecanismo serão todas esféricas pois ao se acionar alternadamente as barras A e A' haverá a rotação no plano frontal da coxa ou mais especificamente a adução/abdução do quadril.

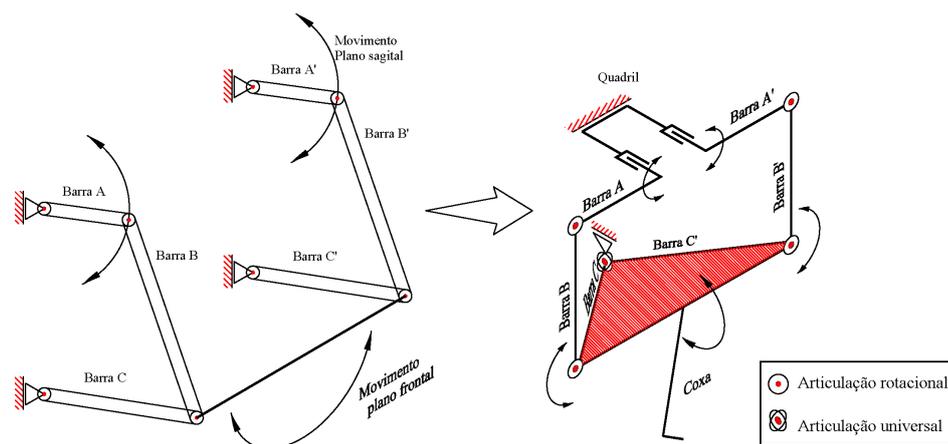


Figura 3.12: Mecanismo de quatro barras planar responsável pelo movimento de flexão/extensão e de adução/abdução do quadril.

Com o intuito de executar a articulação do quadril que atenda o analisado, para que se obtenha estabilidade na cadeira e ainda comportar os atuadores SMA, projetou-se um quadril utilizando um sistema mecânico composto por peças mecânicas normalizadas e comercialmente disponíveis.

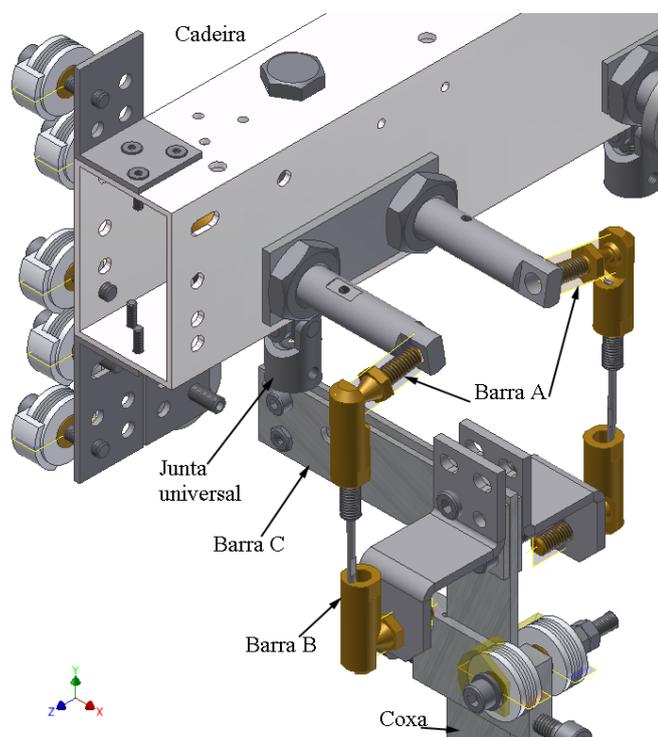


Figura 3.13: Mecanismo da articulação do quadril, projetado no Inventor, para atender a necessidade de rotação em dois planos.

O mecanismo do quadril, ilustrado na Figura 3.13, une a coxa à cadeira, as articulações das barras A e B, da Figura 3.12, serão terminais articulados a  $90^\circ$ , [CONEXÕES,

2010], com movimento permitido de  $\pm 20^\circ$ . A articulação fixa da Barra C será uma junta universal [LTDA., ], permitindo o movimento de adução/abdução e flexão/extensão. A conexão do atuador SMA com a barra A será feita por meio de um eixo, neste será fixado uma alavanca circular de material isolante, para fixar o fio de SMA.

### 3.2.5 Mecanismo dos Atuadores

As forças que estão ilustradas nas Figuras 3.5 e 3.10, foram substituídas pelos atuadores SMA em forma de feixe de fios. Para o aproveitamento do espaço e otimização destinados aos atuadores SMA, utilizou-se como guia, para o fio de SMA, roldanas de PTFE (Politetrafluoretileno) por ser um polímero com baixo coeficiente de atrito, autolubrificante, boa margem de temperatura de trabalho de  $-180^\circ\text{C}$  a  $250^\circ\text{C}$  (acima de  $375^\circ\text{C}$  entra em estado “gel”), bom dissipador de calor, alta resistência dielétrica<sup>2</sup> [DUPONT, 2009]. As roldanas estão dispostas como ilustrado nas Figuras 3.7 e 3.14(b). Essa disposição foi escolhida por apresentar melhor relação de esforços e poder obter maior comprimento de fio, aproveitando o maior comprimento linear quando da atuação.

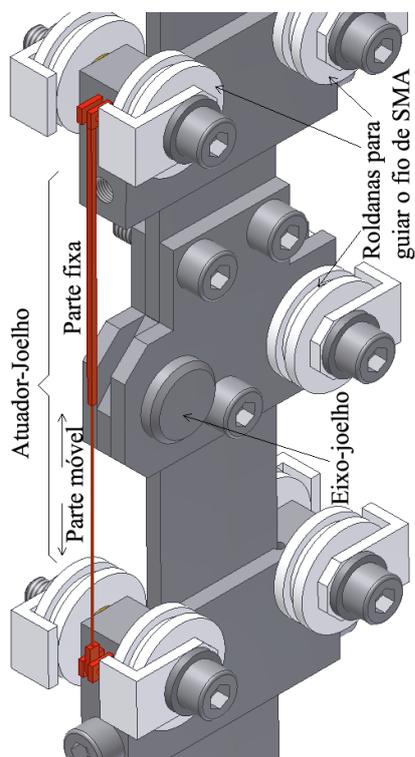
O programa de simulação dinâmica faz análise apenas de corpos rígidos em regime elástico, não dispõe de materiais com propriedades mecânicas de ligas metálicas com memória de forma, que têm como características a memória de forma, a superelasticidade e apresentam grande alteração do módulo de elasticidade em transformações de fase sólidas: a martensita e a austenita. Por essa razão, definiu-se um dispositivo de atuação semelhante a um atuador prismático cilíndrico, tanto para a articulação do joelho como para a do tornozelo como ilustrado na Figura 3.14(a) e (b). Os pontos de aplicação dos esforços estão localizados geometricamente em substituição os das roldanas por onde passa o atuador SMA. Então, a simulação dinâmica extrai os esforços necessários para a avaliação dos atuadores SMA.

### 3.2.6 Modelagem da cadeia cinemática do quadril

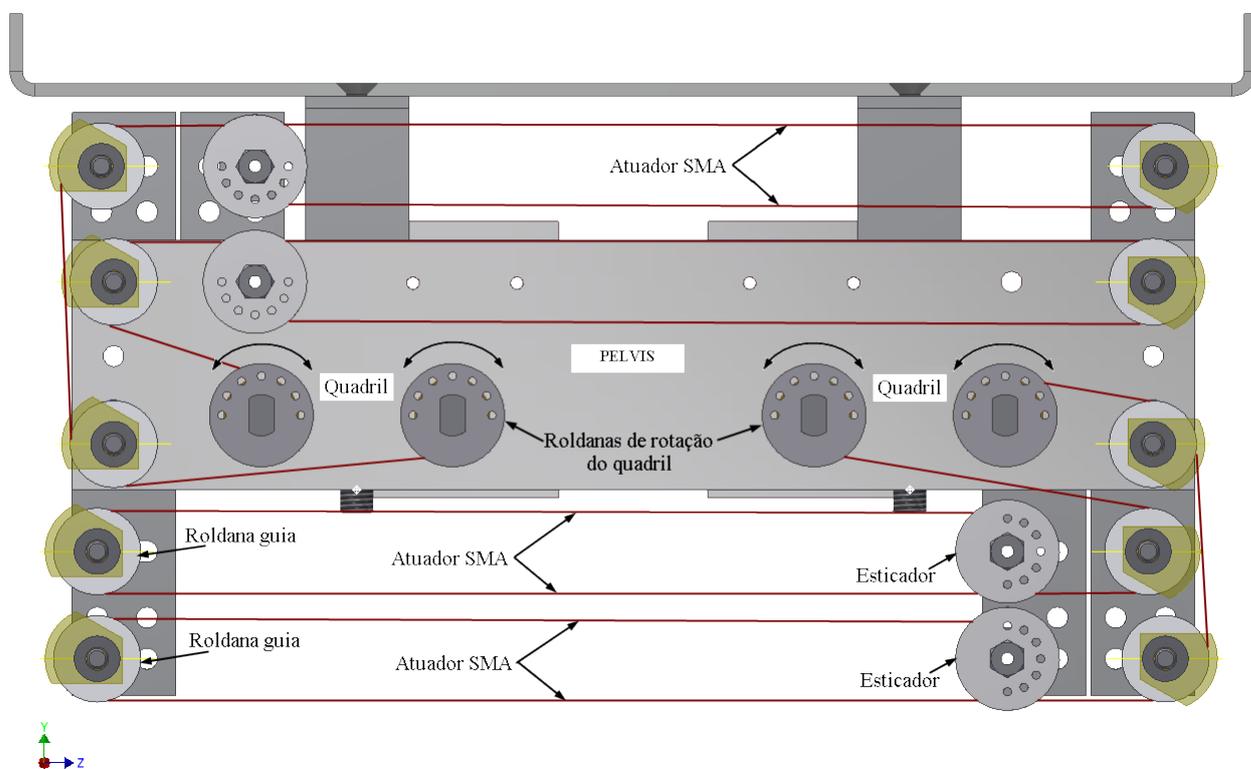
Nesta seção se determinará sistematicamente as equações que representam a cinemática do movimento dos vínculos do quadril. A seguir descreve-se os parâmetros cinemáticos utilizados no projeto do quadril da Figura 3.15, analisado estruturalmente na Seção 3.2.

---

<sup>2</sup>Materiais dielétricos são aqueles que exibem a propriedade de isolantes elétricos (não metálicos) e podem exibir uma estrutura dipolar. Os materiais dielétricos são usados em isolamentos elétricos e em capacitores.



(a) Posição do atuador do joelho.



(b) Mecanismo de atuação para articulações dos quadris (lado posterior da cadeira).

Figura 3.14: Localização dos atuadores SMA.

As posições e orientações relativas dos vínculos do quadril podem ser especificadas pelos parâmetros das articulações que estão ilustrados na Figura 3.15. Os parâmetros dimensionais do mecanismo do quadril constantes na Figura 3.15 são:

- Sistemas de coordenadas ortogonais em cada articulação  $O_i$  ( $i = 1, 2, \dots, 7$ ):
  - $O_0$ , base fixa do mecanismo;
  - $O_1$ ,  $O_2$  e  $O_5$ , sistemas móveis e fixos em  $O_0$ ;
  - $O_4$  e  $O_7$ , sistemas fixos no vínculo  $d$ ;
  - $O_3$  e  $O_6$ , conexão entre os vínculos  $b$  e  $c$ ;  $e$  e  $f$ , respectivamente.
- Vínculos:
  - $a$ , base fixa do mecanismo. Limitado pela articulação esférica - sistema  $O_1$  - e a outra extremidade em forma de T por duas articulações de revolução - sistema  $O_2$  e  $O_5$ ;
  - $b$ ,  $c$ ,  $e$  e  $f$ , vínculos da cadeia ativa do mecanismo interligados por articulações esféricas; e
  - $d$ , vínculo movido ( coxa ) parte passiva do mecanismo, fixo aos outros vínculos por meio de articulações esféricas;
- Ângulos relevantes:
  - $\alpha_2$  e  $\alpha_5$ , ângulos variados pelos atuadores;
  - $\theta_1$  e  $\theta_2$ , ângulos da articulação fixos na base do mecanismo;
- Dimensões dos vínculos  $L_i$  ( $i = 1, 2, \dots, 8$ ).

A determinação dos parâmetros dimensionais do mecanismo responsáveis pelas cinemáticas articulares do quadril foram determinados de forma a atender os critérios de desempenho:

- Espaço de trabalho capaz de englobar as amplitudes angulares de uma marcha robótica;
- A transmissão de torque dos atuadores para o efetuator deve ser a máxima possível.

Um sistema robótico bípede pode ser controlado e programado a partir do sistema de coordenadas associadas ao seu elemento terminal, no caso do quadril é o vínculo  $d$ .

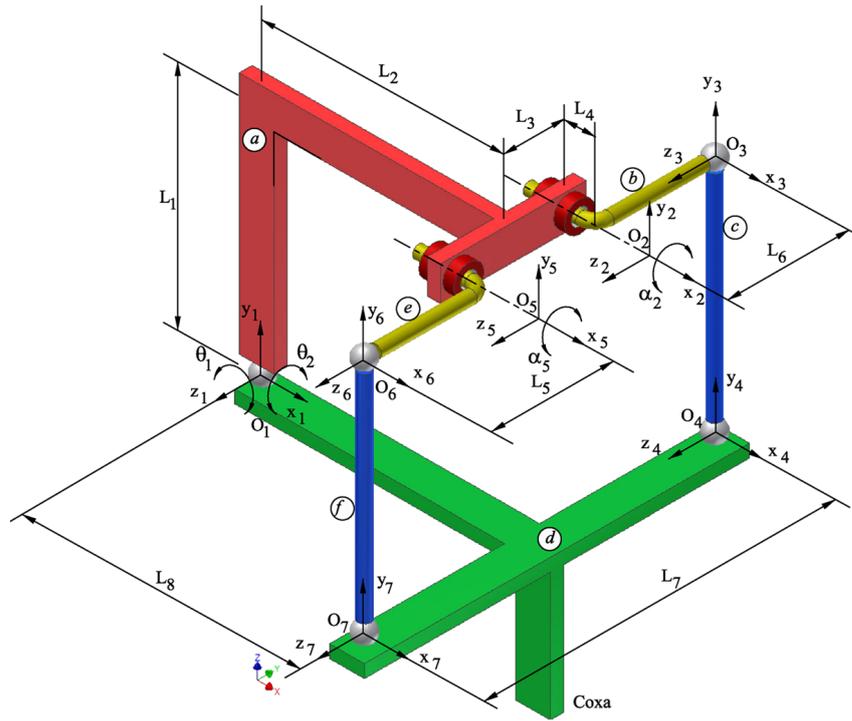


Figura 3.15: Diagrama da cadeia cinemática com o sistema de coordenadas e os parâmetros dimensionais do mecanismo.

Para o deslocamento absoluto do elemento terminal do sistema, considerando a relação da variação das coordenadas articulares, é necessário a realização de uma transformação geométrica apropriada para o estabelecimento da correspondência entre a orientação dos ângulos  $\theta_1$  e  $\theta_2$  com  $\alpha_2$  e com  $\alpha_5$ .

Pela construção geométrica do mecanismo do quadril ilustrado na Figura 3.15, essa transformação resulta em um polígono vetorial, como ilustrado na Figura 3.16. A equação deste polígono pode ser obtida com a soma dos vetores que integram o enlace de quatro barras e deve ser igual a zero, pois configuram um polígono fechado, conforme a Equação 3.2.

$${}^1\mathbf{p}_2 + {}^2\mathbf{p}_3 - {}^1\mathbf{p}_4 - {}^4\mathbf{p}_3 = 0, \quad (3.2)$$

onde  ${}^1\mathbf{p}_2$ ,  ${}^2\mathbf{p}_3$ ,  ${}^1\mathbf{p}_4$  e  ${}^4\mathbf{p}_3$ , representam os vetores de ligação entre os sistemas de coordenadas  $\overline{O_1O_2}$ ,  $\overline{O_2O_3}$ ,  $\overline{O_1O_4}$  e  $\overline{O_4O_3}$ , respectivamente.

Então, pode-se obter que:

$${}^1\mathbf{p}_2 + {}^2\mathbf{p}_3 = {}^1\mathbf{p}_4 + {}^4\mathbf{p}_3 = {}^1\mathbf{p}_3, \quad (3.3)$$

onde  ${}^1\mathbf{p}_3$  é o vetor formado entre os sistemas  $\overline{O_1O_3}$ .

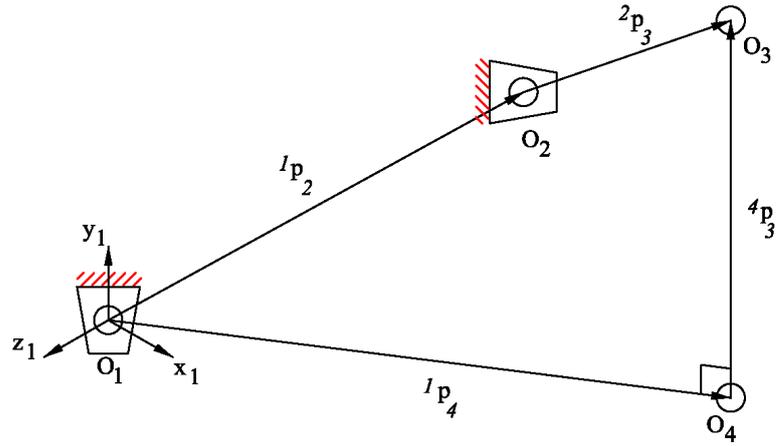


Figura 3.16: Diagrama vetorial do mecanismo do quadril para um enlace de quatro barras.

Da Equação 3.3 pode-se obter a correspondência entre os ângulos  $\theta_1$  e  $\theta_2$ , da base (coxa), com o  $\alpha_2$  do atuador. Utilizando a triangulação da segunda e da primeira soma vetorial da Equação 3.3, obtém-se que

$${}^1\mathbf{p}_4 + {}^4\mathbf{p}_3 = {}^1\mathbf{p}_3; \quad (3.4)$$

$${}^4\mathbf{p}_3 = {}^1\mathbf{p}_3 - {}^1\mathbf{p}_4; \quad (3.5)$$

$${}^1\mathbf{p}_3 = {}^1\mathbf{p}_2 + {}^2\mathbf{p}_3; \quad (3.6)$$

$${}^4\mathbf{p}_3 = [0 \ L_1 \ 0]^T. \quad (3.7)$$

Especifica-se separadamente a orientação e posição dos vetores efetuando as locações das transformações.

Supõe-se coincidentes os sistemas de coordenadas  $O_0x_0y_0z_0$  e  $O_1x_1y_1z_1$  e que ocorrem sucessivas rotações. A articulação do quadril é responsável pelo deslocamento lateral (abdução e adução) dos membros inferiores do bípede (no plano frontal), movimento gerado pela rotação do vínculo  $d$  no eixo  $x_1$ . Em seguida ocorre a flexão do quadril que é a rotação responsável por levantar a coxa (no plano sagital), movimento gerado pela rotação do vínculo  $d$  em torno do eixo  $z_1$ .

Para obter o vetor  ${}^1\mathbf{p}_4$  conhecido o referencial da origem do sistema de coordenadas  $O_4$  e  $O_1$  será necessário orientar o sistema  $O_4x_4y_4z_4$  com referência a  $O_1x_1y_1z_1$ . A Equação que efetua essa alteração de orientação do vetor é:

$${}^1\mathbf{p}_4 = R_4^1 O_4. \quad (3.8)$$

Inicialmente é necessário descrever o produto das rotações de  $\theta_2$  seguida por  $\theta_1$  com respeito aos eixos  $x_1$  e  $z_1$ , respectivamente, por meio da transformação  $R_4^1$ :

$$R_4^1 = R_{\theta_2 x} R_{\theta_1 z}, \quad (3.9)$$

onde

$$R_{\theta_2 x} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\theta_2) & -\sin(\theta_2) \\ 0 & \sin(\theta_2) & \cos(\theta_2) \end{bmatrix}, \quad (3.10)$$

é a rotação de  $\theta_2$  e

$$R_{\theta_1 z} = \begin{bmatrix} \cos(\theta_1) & -\sin(\theta_1) & 0 \\ \sin(\theta_1) & \cos(\theta_1) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (3.11)$$

é a rotação de  $\theta_1$ , então:

$$R_4^1 = \begin{bmatrix} \cos(\theta_1) & -\sin(\theta_1) & 0 \\ \cos(\theta_2) \sin(\theta_1) & \cos(\theta_1) \cos(\theta_2) & -\sin(\theta_2) \\ \sin(\theta_1) \sin(\theta_2) & \cos(\theta_1) \sin(\theta_2) & \cos(\theta_2) \end{bmatrix}. \quad (3.12)$$

Substituindo a Equação 3.12 na Equação 3.14:

$${}^1\mathbf{p}_4 = R_4^1 \left[ L_8 \mathbf{0} - \frac{L_7}{2} \right]^T \quad (3.13)$$

$${}^1\mathbf{p}_4 = \begin{bmatrix} L_8 \cos(\theta_1) \\ \frac{L_7 \sin(\theta_2)}{2} + L_8 \cos(\theta_2) \sin(\theta_1) \\ L_8 \sin(\theta_1) \sin(\theta_2) - \frac{L_7 \cos(\theta_2)}{2} \end{bmatrix}. \quad (3.14)$$

O vetor  ${}^1\mathbf{p}_3$  é obtido conhecendo-se as coordenadas das origens  $O_3$  e  $O_1$ .

$${}^1\mathbf{p}_3 = R_3^2 O_3 + {}^1\mathbf{p}_2 \quad (3.15)$$

$$= \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\alpha_2) & -\sin(\alpha_2) \\ 0 & \sin(\alpha_2) & \cos(\alpha_2) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} L_4 \\ 0 \\ -L_6 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_2 \\ L_1 \\ -L_3 \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

$$= \begin{bmatrix} L_2 + L_4 \\ L_1 + L_6 \sin(\alpha_2) \\ -L_3 - L_6 \cos(\alpha_2) \end{bmatrix}. \quad (3.17)$$

Necessitando das expressões algébricas que definam os ângulos da base  $\theta_1$  e  $\theta_2$  como funções das dimensões dos vínculos constantes e o ângulo de entrada  $\alpha_2$ . A expressão será da forma  $f(\theta_1, \theta_2, \alpha_2) = 0$ .

Utilizando o conceito da distância entre  $O_3$  e  $O_4$ , para relacionar a geometria do mecanismo [PAUL, 1981], induz a relação entre os ângulos  $\theta_1$  e  $\theta_2$  com o  $\alpha_2$ :

$$d(\overline{O_3O_4}) = \|{}^4\mathbf{p}_3\|, \quad (3.18)$$

e pela Equação 3.5 pode -se obter

$$\|{}^4\mathbf{p}_3\| = \|{}^1\mathbf{p}_3 - {}^1\mathbf{p}_4\|, \quad (3.19)$$

substituindo as Equações 3.14 e 3.17 em 3.19, e efetuando as simplificações, resulta em

$$\begin{aligned} f(\theta_1, \theta_2, \alpha_2) = & L_2^2 + L_3^2 + L_4^2 + L_6^2 + \frac{L_7^2}{4} + L_8^2 + 2L_2L_4 + 2L_3L_6 \cos(\alpha_2) \\ & + 2L_1L_6 \sin(\alpha_2) - 2L_2L_8 \cos(\theta_1) - L_3L_7 \cos(\theta_2) - 2L_4L_8 \cos(\theta_1) \\ & - L_1L_7 \sin(\theta_2) - L_6L_7 \cos(\alpha_2) \cos(\theta_2) - L_6L_7 \sin(\alpha_2) \sin(\theta_2) \\ & - 2L_1L_8 \cos(\theta_2) \sin(\theta_1) + 2L_3L_8 \sin(\theta_1) \sin(\theta_2) \\ & + 2L_6L_8 \cos(\alpha_2) \sin(\theta_1) \sin(\theta_2) - 2L_6L_8 \sin(\alpha_2) \cos(\theta_2) \sin(\theta_1) \end{aligned} \quad (3.20)$$

Similar ao diagrama vetorial do mecanismo do quadril para o enlace de quatro barras, aplicado para obter a expressão de  $f(\theta_1, \theta_2, \alpha_2)$  para o estabelecimento da correspondência entre a orientação dos ângulos  $\theta_1$  e  $\theta_2$  com  $\alpha_2$ , pode ser utilizado o mesmo procedimento para encontrar a correspondência dos ângulos  $\theta_1$  e  $\theta_2$  com  $\alpha_5$ , conforme o diagrama vetorial

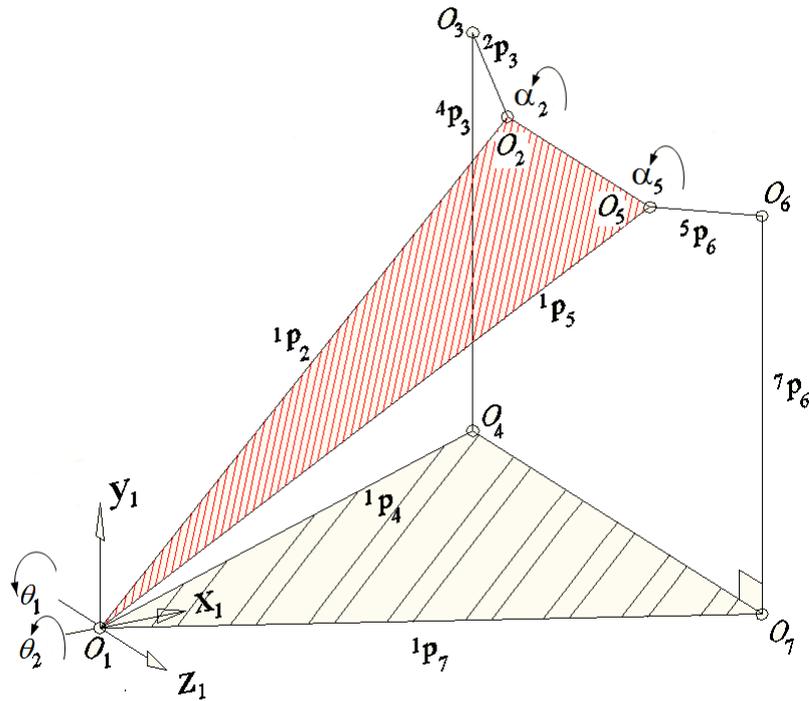


Figura 3.17: Diagrama vetorial do mecanismo do quadril para um enlace de quatro barras.

do mecanismo do quadril ilustrado na Figura 3.17, verifica-se a simetria vetorial entre  $\alpha_2$  e  $\alpha_5$  dos vetores do polígono fechado. A expressão a ser obtida será da forma  $g(\theta_1, \theta_2, \alpha_5) = 0$

$$\begin{aligned}
 g(\theta_1, \theta_2, \alpha_5) = & L_2^2 + L_3^2 + L_4^2 + L_6^2 + \frac{L_7^2}{4} + L_8^2 + 2L_2L_4 + 2L_3L_6 \cos(\alpha_5) \\
 & - 2L_1L_6 \sin(\alpha_5) - 2L_2L_8 \cos(\theta_1) - L_3L_7 \cos(\theta_2) - 2L_4L_8 \cos(\theta_1) \\
 & + L_1L_7 \sin(\theta_2) - L_6L_7 \cos(\alpha_5) \cos(\theta_2) - L_6L_7 \sin(\alpha_5) \sin(\theta_2) \\
 & - 2L_1L_8 \cos(\theta_2) \sin(\theta_1) - 2L_3L_8 \sin(\theta_1) \sin(\theta_2) \\
 & - 2L_6L_8 \cos(\alpha_5) \sin(\theta_1) \sin(\theta_2) + 2L_6L_8 \sin(\alpha_5) \cos(\theta_2) \sin(\theta_1) \quad (3.21)
 \end{aligned}$$

### Cinemática inversa do mecanismo do quadril

As equações transcendentais frequentemente difíceis de resolver, usando uma troca de variáveis as convertem em equações polinomiais em  $u$  [CRAIG, 1989]. Fazendo as seguintes substituições, se produz uma expressão no termos da variável  $u$ :

$$u = \tan \frac{\theta}{2}, \quad (3.22)$$

$$\cos(\beta) = \frac{1 - u^2}{1 + u^2}, \quad (3.23)$$

$$\sin(\beta) = \frac{2u}{1 + u^2}. \quad (3.24)$$

Reescrevendo as Equações 3.20 e 3.21 de modo que os ângulos de orientação da coxa  $\theta_1$  e  $\theta_2$  são conhecidos e os ângulos dos atuadores  $\alpha_2$  e  $\alpha_5$  são as incógnitas (cinemática inversa). Para o ângulo  $\alpha_2$  a Equação 3.20 pode ser reescrita em uma equação transcendental da seguinte forma:

$$A_1 \cos(\alpha_2) + A_2 \sin(\alpha_2) = A_3 \quad (3.25)$$

onde:

$$A_1 = 2L_3L_6 - L_6L_7 \cos(\theta_2) + 2L_6L_8 \sin(\theta_1) \sin(\theta_2) \quad (3.26)$$

$$A_2 = 2L_1L_6 - L_6L_7 \sin(\theta_2) - 2L_6L_8 \cos(\theta_2) \sin(\theta_1) \quad (3.27)$$

$$A_3 = L_2^2 + L_3^2 + L_4^2 + L_6^2 + \frac{L_7^2}{4} + L_8^2 + 2L_2L_4 - 2L_8(L_2 + L_4) \cos(\theta_1) - L_3L_7 \cos(\theta_2) - L_1L_7 \sin(\theta_2) - 2L_1L_8 \cos(\theta_2) \sin(\theta_1) + 2L_3L_8 \sin(\theta_1) \sin(\theta_2). \quad (3.28)$$

Substituindo na Equação 3.25 as Equações 3.22, 3.23 e 3.24 e multiplicando por  $(1 + u^2)$ , tem-se que:

$$A_1(1 - u^2) + 2A_2u = A_3(1 + u^2). \quad (3.29)$$

Unindo-se as de mesma potência de  $u$  tem-se

$$(A_1 + A_3)u^2 - 2A_2u + (A_3 - A_1) = 0. \quad (3.30)$$

Resolvendo mediante a equação quadrática

$$u = \frac{A_2 \pm \sqrt{A_2^2 + A_1^2 - A_3^2}}{A_1 + A_3}. \quad (3.31)$$

Então

$$\alpha_2 = 2 \tan^{-1} \left( \frac{A_2 \pm \sqrt{A_2^2 + A_1^2 - A_3^2}}{A_1 + A_3} \right). \quad (3.32)$$

Realizando o mesmo procedimento para o ângulo  $\alpha_5$  a Equação 3.21 pode ser reescrita da seguinte forma:

$$B_1 \cos(\alpha_5) + B_2 \sin(\alpha_5) = B_3 \quad (3.33)$$

onde:

$$B_1 = 2L_3 L_6 - L_6 L_7 \cos(\theta_2) - 2L_6 L_8 \sin(\theta_1) \sin(\theta_2) \quad (3.34)$$

$$B_2 = 2L_6 L_8 \cos(\theta_2) \sin(\theta_1) - L_6 L_7 \sin(\theta_2) - 2L_1 L_6 \quad (3.35)$$

$$B_3 = L_2^2 + L_3^2 + L_4^2 + L_6^2 + \frac{L_7^2}{4} + L_8^2 + 2L_2 L_4 - 2L_8(L_2 + L_4) \cos(\theta_1) - L_3 L_7 \cos(\theta_2) \\ + L_1 L_7 \sin(\theta_2) - 2L_1 L_8 \cos(\theta_2) \sin(\theta_1) - 2L_3 L_8 \sin(\theta_1) \sin(\theta_2). \quad (3.36)$$

Então

$$\alpha_5 = 2 \tan^{-1} \left( \frac{B_2 \pm \sqrt{B_2^2 + B_1^2 - B_3^2}}{B_1 + B_3} \right). \quad (3.37)$$

No caso em que a solução para  $u$ , baseado na Equação 3.31, for complexa, não há solução real para a equação transcendental original. Se o denominador dessa equação for zero, o argumento do inverso da tangente será voltado para o infinito e os ângulos  $\alpha_2$  e  $\alpha_5$  serão iguais a  $180^\circ$ .

Existem duas soluções matemáticas possíveis tanto para  $\alpha_2$  como para  $\alpha_5$ , porém, devido a disposição escolhida para a cadeia ativa ilustrada na Figura 3.15, uma correspondente à montagem aberta e a outra correspondente à montagem cruzada, apenas a solução aberta é viável fisicamente.

### Matriz Jacobiana do mecanismo do quadril

A matriz Jacobiana do mecanismo é responsável por relacionar as velocidades das coordenadas do órgão terminal (coxa) com as velocidades das coordenadas dos atuadores. Esta matriz também aparece em outros problemas, dentre eles, na determinação das

singularidades do mecanismo e no cálculo dos torques nos atuadores para produzir esforços nas coordenadas do efetuador.

Para calcular a matriz Jacobiana basta derivar com relação ao tempo as Equações 3.20 e 3.21. Realizando esta operação e ordenando os termos de forma conveniente, chega-se a:

$$J_x \cdot \dot{x} = J_q \cdot \dot{q} \quad (3.38)$$

onde:

$$\dot{x} = \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \dot{\theta}_2 \end{bmatrix}, \quad (3.39)$$

$$\dot{q} = \begin{bmatrix} \dot{\alpha}_2 \\ \dot{\alpha}_5 \end{bmatrix} \quad (3.40)$$

e

$$J_x = \begin{bmatrix} \frac{\partial f}{\partial \theta_1} & \frac{\partial f}{\partial \theta_2} \\ \frac{\partial g}{\partial \theta_1} & \frac{\partial g}{\partial \theta_2} \end{bmatrix} \quad (3.41)$$

onde

$$\begin{aligned} \frac{\partial f}{\partial \theta_1} &= 2L_8(L_2 + L_4) \sin(\theta_1) - 2L_1 L_8 \cos(\theta_1) \cos(\theta_2) + 2L_3 L_8 \cos(\theta_1) \sin(\theta_2) \\ &\quad + 2L_6 L_8 \cos(\alpha_2) \cos(\theta_1) \sin(\theta_2) - 2L_6 L_8 \sin(\alpha_2) \cos(\theta_1) \cos(\theta_2). \end{aligned} \quad (3.42)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial f}{\partial \theta_2} &= L_3 L_7 \sin(\theta_2) - L_1 L_7 \cos(\theta_2) + L_6 L_7 \cos(\alpha_2) \sin(\theta_2) - L_6 L_7 \sin(\alpha_2) \cos(\theta_2) \\ &\quad + 2L_3 L_8 \cos(\theta_2) \sin(\theta_1) + 2L_1 L_8 \sin(\theta_1) \sin(\theta_2) + 2L_6 L_8 \cos(\alpha_2) \cos(\theta_2) \sin(\theta_1) \\ &\quad + 2L_6 L_8 \sin(\alpha_2) \sin(\theta_1) \sin(\theta_2). \end{aligned} \quad (3.43)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial g}{\partial \theta_1} &= 2L_8(L_2 + L_4) \sin(\theta_1) - 2L_1 L_8 \cos(\theta_1) \cos(\theta_2) - 2L_3 L_8 \cos(\theta_1) \sin(\theta_2) \\ &\quad - 2L_6 L_8 \cos(\alpha_5) \cos(\theta_1) \sin(\theta_2) + 2L_6 L_8 \sin(\alpha_5) \cos(\theta_1) \cos(\theta_2). \end{aligned} \quad (3.44)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial g}{\partial \theta_2} &= L_1 L_7 \cos(\theta_2) + L_3 L_7 \sin(\theta_2) + L_6 L_7 \cos(\alpha_5) \sin(\theta_2) - L_6 L_7 \sin(\alpha_5) \cos(\theta_2) \\ &\quad - 2L_3 L_8 \cos(\theta_2) \sin(\theta_1) + 2L_1 L_8 \sin(\theta_1) \sin(\theta_2) - 2L_6 L_8 \cos(\alpha_5) \cos(\theta_2) \sin(\theta_1) \\ &\quad - 2L_6 L_8 \sin(\alpha_5) \sin(\theta_1) \sin(\theta_2). \end{aligned} \quad (3.45)$$

$$J_q = \begin{bmatrix} -\frac{\partial f}{\partial \alpha_2} & 0 \\ 0 & -\frac{\partial g}{\partial \alpha_5} \end{bmatrix} \quad (3.46)$$

onde

$$\begin{aligned} \frac{\partial f}{\partial \alpha_2} = & 2L_1 L_6 \cos(\alpha_2) - 2L_3 L_6 \sin(\alpha_2) - L_6 L_7 \cos(\alpha_2) \sin(\theta_2) + L_6 L_7 \sin(\alpha_2) \cos(\theta_2) \\ & - 2L_6 L_8 \cos(\alpha_2) \cos(\theta_2) \sin(\theta_1) - 2L_6 L_8 \sin(\alpha_2) \sin(\theta_1) \sin(\theta_2) \end{aligned} \quad (3.47)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial g}{\partial \alpha_5} = & L_6 L_7 \sin(\alpha_5) \cos(\theta_2) - 2L_3 L_6 \sin(\alpha_5) - L_6 L_7 \cos(\alpha_5) \sin(\theta_2) - 2L_1 L_6 \cos(\alpha_5) \\ & + 2L_6 L_8 \cos(\alpha_5) \cos(\theta_2) \sin(\theta_1) + 2L_6 L_8 \sin(\alpha_5) \sin(\theta_1) \sin(\theta_2) \end{aligned} \quad (3.48)$$

Resolvendo a Equação 3.38 para  $\dot{x}$ , obtém-se as velocidade dos atuadores

$$\dot{x} = J_x^{-1} \cdot J_q \cdot \dot{q}. \quad (3.49)$$

Então a matriz Jacobiana é:

$$J = J_x^{-1} \cdot J_q. \quad (3.50)$$

Então, substituindo fica:

$$\dot{x} = J \cdot \dot{q}. \quad (3.51)$$

### Cinemática direta do mecanismo do quadril

De forma oposta à cinemática inversa, na cinemática direta os ângulos dos atuadores são conhecidos e os ângulos de orientação da coxa são as incógnitas. Para determinar a cinemática direta será necessário definir a cinemática da velocidade e aceleração.

Para finalizar o modelo cinemático do mecanismo, resta apenas relacionar as velocidades e acelerações das coordenadas da coxa com as velocidades e acelerações das coordenadas dos atuadores. A relação entre as velocidades é determinada pela Equação 3.49. Derivando esta equação com relação ao tempo, obtém-se a relação entre as acelerações:

$$\ddot{x} = \dot{J} \cdot \dot{q} + J \cdot \ddot{q} \quad (3.52)$$

Onde  $J$  é fornecido pela Equação 3.50 e  $\dot{J}$  fica

$$\dot{J} = J_x^{-1} \cdot \dot{J}_q - J_x^{-1} \cdot \dot{J}_x \cdot J_x^{-1} \cdot J_q \quad (3.53)$$

onde

$$\dot{J}_x = \frac{\partial J_x}{\partial \alpha_2} \cdot \alpha_2 + \frac{\partial J_x}{\partial \alpha_5} \cdot \alpha_5 + \frac{\partial J_x}{\partial \theta_1} \cdot \theta_1 + \frac{\partial J_x}{\partial \theta_2} \cdot \theta_2 \quad (3.54)$$

$$\dot{J}_q = \frac{\partial J_q}{\partial \alpha_2} \cdot \alpha_2 + \frac{\partial J_q}{\partial \alpha_5} \cdot \alpha_5 + \frac{\partial J_q}{\partial \theta_1} \cdot \theta_1 + \frac{\partial J_q}{\partial \theta_2} \cdot \theta_2 \quad (3.55)$$

### 3.3 Modelagem cinemática e dinâmica dos mecanismos - leis de movimento

O modelo cinemático do robô consiste em um estudo das posições, das velocidades e das acelerações de seus ligamentos. Referindo-se tanto a posição como a orientação. Quando se faz alusão a velocidade e aceleração, se referencia tanto a velocidade e aceleração lineares como angulares. O primeiro passo para este estudo é a determinação das coordenadas generalizadas do bípede. Fazendo uma análise sobre o funcionamento do mesmo, concluí-se que as posições angulares dos atuadores pertencentes aos mecanismos responsáveis pelos movimentos articulares, bem como as variáveis necessárias para descrever a posição e orientação da cadeira em relação a um sistema de coordenadas fixo no solo correspondem às coordenadas generalizadas do bípede são:

$$\mathbf{x} = [x_b, y_b, z_b, \theta, \phi, \psi, \alpha_{2e}, \alpha_{5e}, \alpha_{2d}, \alpha_{5d}, \theta_3, \theta_6] \quad (3.56)$$

Os sistemas de coordenadas fixos na base do bípede e no solo, bem como as coordenadas generalizadas estão ilustrados na Figura 3.18. Para ilustrar as coordenadas generalizadas e os sistemas de coordenadas necessários para a construção do modelo, bem como os parâmetros dimensionais do bípede, foram utilizados diagramas cinemáticos simplificados que consideram apenas as articulações do bípede, desprezando os mecanismos responsáveis pelos seus movimentos. Nesses diagramas as articulações foram representa-

das de uma forma simplificada e, no centro geométrico de cada uma delas, foi localizada a origem de um sistema de coordenadas com a finalidade de descrever os movimentos relativos entre os vínculos do bípede. A Figura 3.18 ilustra os parâmetros dimensionais do bípede, bem como os sistemas de coordenadas necessários para a construção do modelo.

O sistema de coordenada  $O_0x_0y_0z_0$  está fixo no solo. Já o sistema  $O_1x_1y_1z_1$  (base do bípede) está fixo na cadeira e sua origem está localizada no baricentro da viga que interliga os membros inferiores. Para descrever a orientação da cadeira ângulos de Euler foram adotados. Para determinar a posição de um vínculo do bípede em relação à sua base é mais conveniente utilizar, como coordenadas generalizadas, as posições das articulações ao invés das posições angulares e de acionamento dos atuadores. Desta forma, para a construção do modelo cinemático do bípede, foram utilizadas as seguintes coordenadas generalizadas:

$$\mathbf{q} = [x_b, y_b, z_b, \theta, \phi, \psi, \theta_1, \theta_2, \theta_3, \theta_4, \theta_5, \theta_6]. \quad (3.57)$$

Onde:

$\theta_1$ : ângulo de adução/abdução do quadril esquerdo;

$\theta_2$ : ângulo de flexão/extensão do quadril esquerdo;

$\theta_3$ : ângulo do joelho esquerdo;

$\theta_4$ : ângulo de adução/abdução do quadril direito;

$\theta_5$ : ângulo de flexão/extensão do quadril direito;

$\theta_6$ : ângulo do joelho direito;

$x_b, y_b$  e  $z_b$  são as coordenadas que definem a posição da cadeira (base) do bípede em relação ao sistema de coordenadas fixo no solo;

$\theta, \phi$  e  $\psi$  são os ângulos de Euler utilizados para descrever a orientação da cadeira (base) em relação ao sistema de coordenadas fixo no solo;

$\alpha_{2e}, \alpha_{2d}, \alpha_{5e}$  e  $\alpha_{5d}$  são as posições angulares dos atuadores, esquerdo e direito; e

$$P_b = [x_b, y_b, z_b]^T. \quad (3.58)$$

As coordenadas generalizadas do bípede, vetor  $\mathbf{x}$ , devem ser relacionadas com as coordenadas utilizadas para a construção do modelo, vetor  $\mathbf{q}$ . Para tal, foi utilizado o

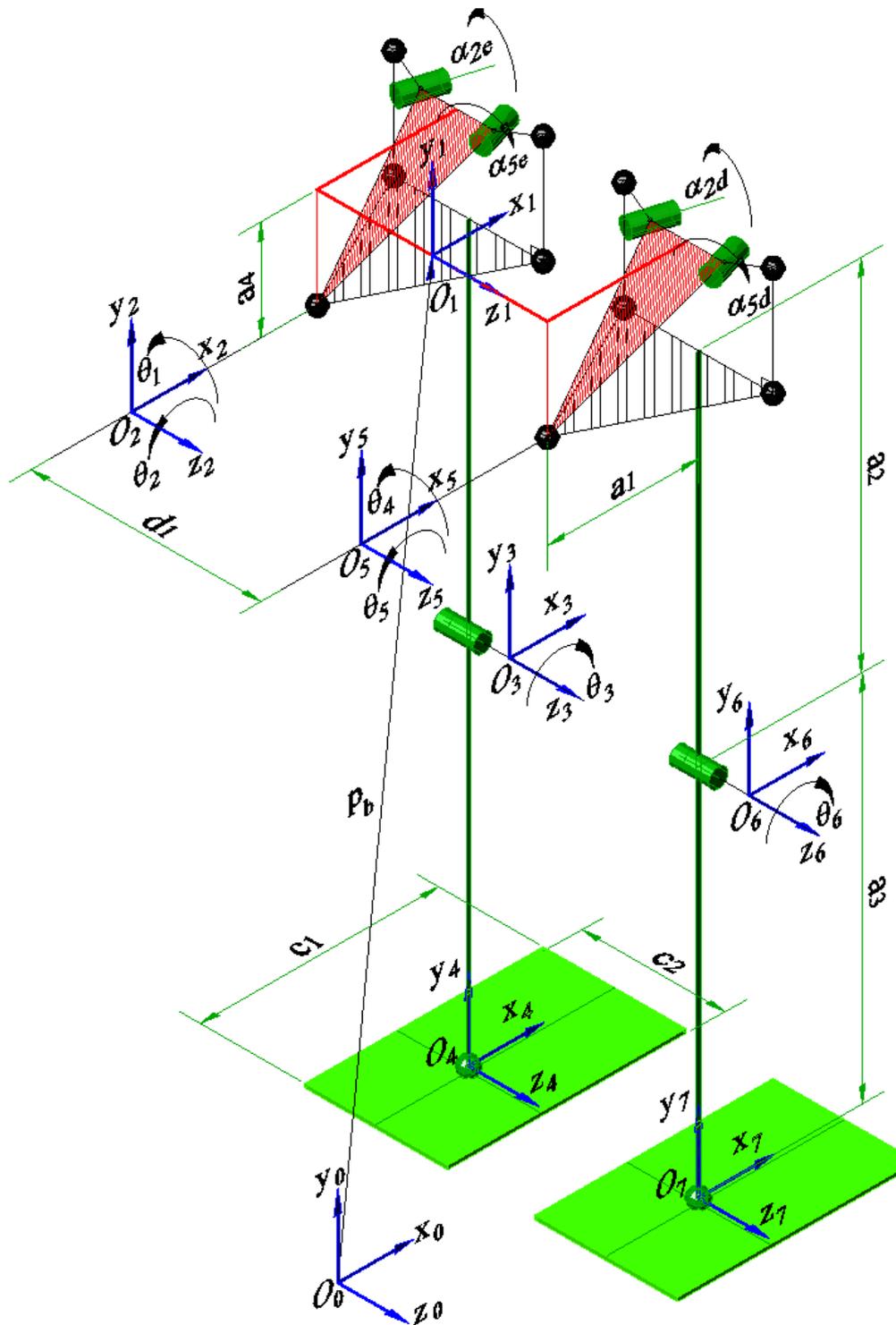


Figura 3.18: Distribuição das coordenadas generalizadas das articulações ativas.

modelo cinemático desenvolvido para o mecanismo paralelo responsável pela cinemática das articulações do quadril. A cinemática direta é necessária para calcular o vetor  $\mathbf{q}$  sendo fornecido o vetor  $\mathbf{x}$ . A cinemática inversa é necessária para calcular o vetor  $\mathbf{x}$  sendo fornecido o vetor  $\mathbf{q}$ . Convém mencionar que as coordenadas generalizadas utilizadas para descrever os movimentos dos joelhos são iguais para ambos os vetores.

### 3.3.1 Modelagem da cinemática direta

O modelo do bípede será implementado utilizando como coordenadas generalizadas as posições das articulações, ou seja, o vetor  $\mathbf{q}$ . Como primeiro passo para resolver a cinemática direta calcula-se a posição, velocidade e aceleração dos vetores  $\mathbf{q}$ ,  $\dot{\mathbf{q}}$  e  $\ddot{\mathbf{q}}$ , a partir dos vetores fornecidos  $\mathbf{x}$ ,  $\dot{\mathbf{x}}$  e  $\ddot{\mathbf{x}}$ . Foram utilizadas as Equações 3.49 e 3.52 para o cálculo da cinemática direta. Depois determina-se de expressões analíticas que relacionam as posições, velocidades e acelerações dos vínculos do bípede como funções dos vetores  $\mathbf{q}$ ,  $\dot{\mathbf{q}}$  e  $\ddot{\mathbf{q}}$  e, dos parâmetros dimensionais do bípede.

#### Cinemática da posição

Com o objetivo de encontrar as equações da cinemática inversa, efetua-se as necessárias transformações das rotações dos sistemas de coordenadas das articulações e especifica-se o sistema da base relativo a o  $O_0x_0y_0z_0$  fixo no solo.

A posição e a orientação dos vínculos do bípede foram determinadas em função do vetor  $\mathbf{q}$ . Para atender esta finalidade foi fixado, para cada um dos vínculos, um sistema de coordenadas  $O_ix_iy_iz_i$ , como ilustrado na Figura 3.18, onde o índice  $i$  ( $i=1, 2, \dots, 7$ ) indica a numeração do vínculo. Utilizando-se de matrizes de transformações homogêneas é possível determinar a posição e orientação do sistema de coordenadas  $O_ix_iy_iz_i$  em relação ao sistema de coordenadas anterior. Há duas cadeias cinemáticas, uma para a perna direita e outra para a esquerda, ambas compartilham a base, o sistema  $O_1x_1y_1z_1$ . Utilizando os parâmetros de vínculo para o bípede mostrado na Figura 3.18, calculam-se as transformações individuais para obtenção da cinemática de posição para cada vínculo. São determinadas a seguir:

- Matriz de transformação homogênea  $A_0^1$ , do sistema  $O_0x_0y_0z_0$  para o sistema  $O_1x_1y_1z_1$ .

A orientação mais frequentemente especificada para a sequência de rotações acerca dos eixos  $x$ ,  $y$  e  $z$  é a descrita pelos ângulos de Euler [PAUL, 1981; SPONG; M., 1989; SCHILLING, 1990; SLOTINE; ASADA, 1986], que possibilita a orientação do sistema de

coordenadas pela matriz de rotação. Considera-se o sistema de coordenadas fixo  $O_0x_0y_0z_0$  e o sistema  $O_1x_1y_1z_1$  é rotacionado, especificando assim a orientação deste em relação ao fixo pelos ângulos  $[\theta, \phi, \psi]$ , em termos de uma rotação um ângulo  $\phi$  em torno do eixo  $z_0$ , seguida da rotação de um ângulo  $\theta$  em torno do novo eixo  $y_0$  e finalmente, uma rotação de um ângulo  $\psi$  em torno do novo eixo  $z_0$ . A orientação do sistema é assim definida:

$$R_0^1 = R_{z,\phi}R_{y,\theta}R_{z,\psi} \quad (3.59)$$

$$= \begin{bmatrix} \cos \phi & -\sin \phi & 0 \\ \sin \phi & \cos \phi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \cos \theta & 0 & \sin \theta \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin \theta & 0 & \cos \theta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \cos \psi & -\sin \psi & 0 \\ \sin \psi & \cos \psi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.60)$$

Por simplificação, sempre que for conveniente usar-se a notação abreviada de  $C = \cos$  e  $S = \sin$ .

$$R_0^1 = \begin{bmatrix} C\phi C\psi C\theta - S\phi S\psi & -C\psi S\phi - C\phi C\theta S\psi & C\phi S\theta \\ C\phi S\psi + C\psi C\theta S\phi & C\phi C\psi - C\theta S\phi S\psi & S\phi S\theta \\ -C\psi S\theta & S\psi S\theta & C\theta \end{bmatrix} \quad (3.61)$$

A expressão para a transformação homogênea por definição é:

$$A_0^1 = \left[ \begin{array}{ccc|c} R_0^1 & & & \mathbf{P}_b \\ - & - & - & - \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{array} \right] \quad (3.62)$$

O vetor  $\mathbf{P}_b$ , no espaço 3D, contém as componentes que fornecem as coordenadas de translação do sistema de coordenadas fixo,  $O_0x_0y_0z_0$ . A matriz rotacional  $R_0^1$  da transformação da a orientação do sistema de coordenadas fixo  $O_0x_0y_0z_0$ . Substituindo  $R_0^1$  e  $\mathbf{P}_b$ , obtém-se

$$A_0^1 = \begin{bmatrix} C\phi C\psi C\theta - S\phi S\psi & -C\psi S\phi - C\phi C\theta S\psi & C\phi S\theta & x_b \\ C\phi S\psi + C\psi C\theta S\phi & C\phi C\psi - C\theta S\phi S\psi & S\phi S\theta & y_b \\ -C\psi S\theta & S\psi S\theta & C\theta & z_b \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.63)$$

- Matriz de transformação homogênea  $A_1^3$ , do sistema  $O_1x_1y_1z_1$  para o sistema  $O_3x_3y_3z_3$ .

A cadeira é um vínculo único determinado pelo sistema fixo no baricentro  $O_1x_1y_1z_1$  e

os sistemas das articulações do quadril esquerdo  $O_2x_2y_2z_2$  e o direito  $O_5x_5y_5z_5$ , distantes  $d_1$ . Para obter a matriz de transformação homogênea,  $A_1^3$ , é necessário efetuar a translação do sistema  $O_1x_1y_1z_1$  até o  $O_2x_2y_2z_2$ , por meio do vetor  $\overline{O_1O_2} = [x_{12}, y_{12}, z_{12}]^T$ . Em seguida a rotação do ângulo  $\theta_1$  em torno do eixo  $x_1$  e a rotação do ângulo  $\theta_2$  em torno do novo eixo  $z_1$ . Para transformação estar completa será necessário a translação de  $a_2$  ao longo do novo vetor  $y_1$  e de  $a_1$  ao longo do novo vetor  $x_1$ .

Resulta na matriz de transformação homogênea

$$A_1^3 = Trans_{\overline{O_1O_2}} R_{x\theta_1} R_{z\theta_2} Trans_{a_2a_1} \quad (3.64)$$

$$A_1^3 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & x_{12} \\ 0 & 1 & 0 & y_{12} \\ 0 & 0 & 1 & y_{12} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & C\theta_1 & -S\theta_1 & 0 \\ 0 & S\theta_1 & C\theta_1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} C\theta_2 & -S\theta_2 & 0 & 0 \\ S\theta_2 & C\theta_2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & a_1 \\ 0 & 1 & 0 & -a_2 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.65)$$

$$A_1^3 = \begin{bmatrix} C\theta_2 & -S\theta_2 & 0 & x_{12} + a_1 C\theta_2 + a_2 S\theta_2 \\ C\theta_1 S\theta_2 & C\theta_1 C\theta_2 & -S\theta_1 & y_{12} - a_2 C\theta_1 C\theta_2 + a_1 C\theta_1 S\theta_2 \\ S\theta_1 S\theta_2 & C\theta_2 S\theta_1 & C\theta_1 & z_{12} - a_2 C\theta_2 S\theta_1 + a_1 S\theta_1 S\theta_2 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.66)$$

- Matriz de transformação homogênea  $A_3^4$ , do sistema  $O_3x_3y_3z_3$  para o sistema  $O_4x_4y_4z_4$ .

O sistema de coordenadas final  $O_4x_4y_4z_4$  está fixo na origem  $O_4$  na extremidade da perna, o vínculo de comprimento  $a_3$ , que rotaciona segundo o ângulo  $\theta_3$  em torno do eixo  $z_3$ . A matriz de transformação homogênea,  $A_3^4$ , é obtida a partir da rotação do ângulo  $\theta_3$  em torno do eixo  $z_3$  e a translação, ao longo do novo eixo  $y_3$ , de  $-a_3$ .

$$A_3^4 = \begin{bmatrix} C\theta_3 & -S\theta_3 & 0 & 0 \\ S\theta_3 & C\theta_3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & -a_3 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.67)$$

$$A_3^4 = \begin{bmatrix} C\theta_3 & -S\theta_3 & 0 & a_3 S\theta_3 \\ S\theta_3 & C\theta_3 & 0 & -a_3 C\theta_3 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.68)$$

- Matriz de transformação homogênea  $A_1^6$ , do sistema  $O_1x_1y_1z_1$  para o sistema  $O_6x_6y_6z_6$ .

A obtenção da matriz de transformação homogênea,  $A_1^6$  é análoga à  $A_3^4$ . obtém-se a partir da seqüência de transformações: Translação de um vetor  $\overline{O_1O_5} = [x_{15}, y_{15}, z_{15}]^T$ ; Rotação do ângulo  $\theta_4$  em torno do eixo  $x_1$ ; Rotação do ângulo  $\theta_5$  em torno do novo eixo  $z_1$ ; Translação, ao longo do novo vetor  $y_1$ , de  $a_2$ ; e translação, ao longo do novo vetor  $x_1$ , de  $a_1$ . Resulta a seguinte matriz de transformação homogênea:

$$A_1^6 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & x_{15} \\ 0 & 1 & 0 & y_{15} \\ 0 & 0 & 1 & z_{15} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & C\theta_1 & -S\theta_1 & 0 \\ 0 & S\theta_1 & C\theta_1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} C\theta_2 & -S\theta_2 & 0 & 0 \\ S\theta_2 & C\theta_2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & a_1 \\ 0 & 1 & 0 & -a_2 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.69)$$

$$A_1^6 = \begin{bmatrix} C\theta_5 & -S\theta_5 & 0 & x_{15} + a_1 C\theta_5 + a_2 S\theta_5 \\ C\theta_4 S\theta_5 & C\theta_4 C\theta_5 & -S\theta_4 & y_{15} - a_2 C\theta_4 C\theta_5 + a_1 C\theta_4 S\theta_5 \\ S\theta_4 S\theta_5 & C\theta_5 S\theta_4 & C\theta_4 & z_{15} - a_2 C\theta_5 S\theta_4 + a_1 S\theta_4 S\theta_5 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.70)$$

- Matriz de transformação homogênea  $A_6^7$ , do sistema  $O_6x_6y_6z_6$  para o sistema  $O_7x_7y_7z_7$ .

A obtenção da matriz de transformação homogênea,  $A_6^7$  é análoga à  $A_3^4$ . A matriz de transformação homogênea,  $A_6^7$ , é obtida a partir da rotação do ângulo  $\theta_6$  em torno do eixo  $z_6$  e a translação, ao longo do novo eixo  $y_6$ , de  $-a_3$ . Resultando em:

$$A_6^7 = \begin{bmatrix} C\theta_6 & -S\theta_6 & 0 & 0 \\ S\theta_6 & C\theta_6 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & -a_3 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.71)$$

$$A_6^7 = \begin{bmatrix} C\theta_6 & -S\theta_6 & 0 & a_3 S\theta_6 \\ S\theta_6 & C\theta_6 & 0 & -a_3 C\theta_6 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.72)$$

Calculada as matrizes de transformação homogêneas, é possível determinar a posição e orientação dos vínculos do bípede, em relação ao sistema de coordenadas  $O_0x_0y_0z_0$ . As coordenadas e orientação do tornozelo em relação ao sistema  $O_0x_0y_0z_0$  e dado pelas seguintes transformações:

$$A_0^4 = A_0^1 A_1^3 A_3^4, \quad (3.73)$$

para a perna esquerda e

$$A_0^7 = A_0^1 A_1^6 A_6^7, \quad (3.74)$$

para a direita.

Para especificar os elementos contidos nas transformações  $A_0^4$  e  $A_0^7$ , obtida, vê-se que a transformação geral é escrita a seguir, onde os elementos  $x$  e  $y$  são as coordenadas relativas a posição da articulação e o escalar  $r_{ij}$  é a projeção desse vetor dentro de seus vetores unitários de seus sistemas de referências.

$$A_n^0 = \begin{bmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} & x \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} & y \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} & z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.75)$$

Comparando as matrizes transformação de coordenadas, as Equações 3.73 e 3.74, com a estrutura da Equação 3.75, obtém-se as soluções algébricas para os ângulos das articulações em função do arco tangente de dois argumentos.

### Velocidade jacobiana cinemática

Na teoria de mecanismos, geralmente usam-se jacobianos que são matrizes formadas pelas derivadas parciais de primeira ordem de uma função vetorial que relacionam velocidades de articulações com velocidades cartesianas no elemento terminal. Determina-se as velocidades lineares e angulares, de qualquer vínculo do bípede, descritas em relação ao sistema fixo de referência  $O_0x_0y_0z_0$ , em função do vetor das variáveis das articulações  $\mathbf{q}$  e seu vetor velocidade  $\dot{\mathbf{q}}(t)$ . Considere-se uma cadeia cinemática de  $n$ -vínculos em função das variáveis de articulação  $q_i$ , e a transformação de um elemento final de um vínculo do bípede descrito em relação ao sistema  $O_0x_0y_0z_0$  é dada por:

$$T_0^n(\mathbf{q}) = \begin{bmatrix} R_0^n(\mathbf{q}) & \mathbf{d}_0^n(\mathbf{q}) \\ 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (3.76)$$

onde  $\mathbf{q} = [q_1, \dots, q_i]^T$  e  $(i = 1, 2, \dots, 12)$  é o vetor das variáveis das articulações. Como o bípede move-se a cerca das variáveis de articulação  $q_i$ , então a posição  $\mathbf{d}_0^n$  do elemento terminal e a orientação  $R_0^n$  são em função do tempo. Como por definição a matriz simétrica *skew* é

$$S(\boldsymbol{\omega}_0^n) = \dot{R}_0^n(R_0^n)^T \quad (3.77)$$

define o vetor velocidade angular  $\boldsymbol{\omega}_0^n$  de elemento terminal, e dado que

$$\mathbf{v}_0^n = \dot{\mathbf{d}}_0^n \quad (3.78)$$

define a velocidade linear do elemento terminal. Deseja-se encontrar a equação do jacobiano para a velocidade linear como para a angular. Segundo Craig [CRAIG, 1989], a velocidade de um ponto de posição,  $\mathbf{p}$ , devido a um sistema de coordenadas de referência rotacional, fixo a um vínculo do bípede descrito em relação ao sistema  $O_0x_0y_0z_0$ , é calculado por meio das diferenciais do vetor  $\mathbf{p} = [p_x, p_y, p_z]^T$ ,

$$\mathbf{v}_0^n = \frac{\partial \mathbf{p}}{\partial \mathbf{q}} \dot{\mathbf{q}}. \quad (3.79)$$

A matriz  $3 \times 12$  das derivadas parciais da Equação 3.79 é o jacobiano da velocidade linear,  $J_v$ . Então, pode-se reescrever o para designar o mapeamento das velocidades em  $\mathbf{q}$  às velocidades em  $\mathbf{p}$ , como:

$$\mathbf{v}_0^n = J_v(\mathbf{q}) \cdot \dot{\mathbf{q}}. \quad (3.80)$$

Em qualquer instante específico,  $\mathbf{q}$  tem um certo valor e  $J_v(\mathbf{q})$  é uma transformação linear. Os jacobianos são transformações lineares que variam com o tempo. A Equação 3.80 relaciona a velocidade linear de um vínculo do bípede com os vetores  $\mathbf{q}$ ,  $\dot{\mathbf{q}}$ .

De forma análoga pode se determinar a velocidade angular,  $\omega$ , de um vínculo do bípede, que pode ser relacionada com o vetor  $\dot{\mathbf{q}}(t)$  por meio da definição de uma matriz  $3 \times 12$  jacobiana de velocidade angular,  $J_\omega(q)$ , da seguinte forma:

$$\boldsymbol{\omega}_0^n = J_\omega(\mathbf{q}) \cdot \dot{\mathbf{q}}, \quad (3.81)$$

expandindo, fica que

$$\boldsymbol{\omega}_0^{12} = J_{\omega 1} \cdot \mathbf{q}_1 + J_{\omega 2} \cdot \mathbf{q}_2 + \dots + J_{\omega 12} \cdot \mathbf{q}_{12}. \quad (3.82)$$

onde  $J_{\omega i}$  corresponde a coluna  $i$ , de dimensão  $3 \times 1$ , da matriz Jacobiana,  $J_\omega$ , e o produto  $J_{\omega i} \cdot \mathbf{q}_i$  representa a contribuição da  $i$ -ésima coordenada generalizada na velocidade angular do vínculo. O jacobiano expresso para articulações de revolução  $q_i$  e se o eixo de revolução é o eixo  $z_{i-1}$  será:

$$J_\omega = [z_0, \dots, z_{i-1}] \quad (3.83)$$

e

$$z_{i-1} = R_0^{i-1} \mathbf{k} \quad (3.84)$$

onde  $\mathbf{k} = z_0 = [0, 0, 1]^T$ .

O objetivo é obter a relação da velocidade linear e angular do elemento terminal das velocidades da articulação  $\dot{\mathbf{q}}(t)$  de um corpo rígido com a sua orientação e variação de sua orientação. Procura-se a expressão que relaciona as Equações 3.80 e 3.81, que definem as velocidades linear e angular de um vínculo do bípede, unindo-as pode ser escrita

$$\begin{bmatrix} \mathbf{v}_0^n \\ \boldsymbol{\omega}_0^n \end{bmatrix} = J_0^n(q) \cdot \dot{\mathbf{q}}. \quad (3.85)$$

onde é possível definir a matriz Jacobiana de um vínculo do bípede,  $J(q)$  como

$$J_0^n(q) = \begin{bmatrix} J_v(\mathbf{q}) \\ J_\omega(\mathbf{q}) \end{bmatrix} \quad (3.86)$$

### Acelerações jacobiana cinemática

As acelerações cinemáticas são a aceleração linear e angular dos ligamentos do bípede, descritas no sistema de coordenadas  $O_0x_0y_0z_0$ , em função dos vetores  $\mathbf{q}$ ,  $\dot{\mathbf{q}}$  e  $\ddot{\mathbf{q}}$ , ou seja, se refere à aceleração da origem do sistema de coordenadas fixo neste vínculo. Derivando a velocidade linear e a angular com relação ao tempo a Equações 3.80 e 3.81:

$$\dot{\mathbf{v}} = \dot{J}_v(\mathbf{q}) \cdot \dot{\mathbf{q}} + J_v(\mathbf{q}) \cdot \ddot{\mathbf{q}} \quad (3.87)$$

é a aceleração linear de um vínculo do bípede com relação ao sistema de coordenadas  $O_0x_0y_0z_0$ , e :

$$\dot{J}_v(\mathbf{q}) = \frac{\partial J_v(q)}{\partial q_1} \cdot \dot{q}_1 + \frac{\partial J_v(q)}{\partial q_2} \cdot \dot{q}_2 + \dots + \frac{\partial J_v(q)}{\partial q_{12}} \cdot \dot{q}_{12}, \quad (3.88)$$

e da mesma forma a aceleração angular será:

$$\dot{\omega} = \dot{J}_\omega(\mathbf{q}) \cdot \dot{\mathbf{q}} + J_\omega(\mathbf{q}) \cdot \ddot{\mathbf{q}}, \quad (3.89)$$

e

$$\dot{J}_\omega(\mathbf{q}) = \frac{\partial J_\omega(q)}{\partial q_1} \cdot \dot{q}_1 + \frac{\partial J_\omega(q)}{\partial q_2} \cdot \dot{q}_2 + \dots + \frac{\partial J_\omega(q)}{\partial q_{12}} \cdot \dot{q}_{12}. \quad (3.90)$$

### 3.3.2 Cinemática inversa

O problema da cinemática inversa é fundamental no controle de bípedes. Normalmente, a tarefa é especificada em um espaço cartesiano, enquanto que os controladores atuam sobre atuadores das articulações, requerendo que os referências de controle sejam especificados em espaço das articulações. Deste modo, torna-se necessário mapear referências especificadas em espaço cartesiano em referências equivalentes em espaço de articulações [SICILIANO et al., 2009]. Assim, o problema da cinemática inversa pode ser estabelecido da seguinte forma: especificada a localização (posição e orientação) desejada para o elemento terminal (pés), determinar o valor das variáveis da articulação (ângulos ou deslocamentos da articulação) necessários para levar o elemento terminal para essa

localização [CRAIG, 2006].

A localização do elemento terminal é uma função não linear composta de diversas equações linearmente independentes, que devem ser resolvidas para as variáveis da articulação. Ao contrário da cinemática direta, o problema da cinemática inversa não é trivial e tem um complicador adicional: o mapeamento da localização do elemento terminal para os ângulos ou deslocamentos da articulação não é um-para-um. Assim, dois problemas adicionais devem ser levados em conta: (i) a verificação da existência de solução; (ii) a possibilidade de existirem múltiplas ou infinitas soluções para uma dada localização do elemento terminal. Para solucionar o problema da cinemática inversa, existem as seguintes alternativas [SICILIANO et al., 2009]:

**Solução numérica:** As equações não lineares simultâneas podem ser resolvidas por métodos iterativos. Por utilizar métodos iterativos, esquemas baseados neste tipo de abordagem podem ter problemas de convergência;

**Solução em fórmula fechada:** As equações são resolvidas por métodos algébricos, frequentemente fazendo uso de considerações geométricas, resultando em uma expressão analítica calculável. Este tipo de abordagem resulta em soluções fáceis de se implementar e que envolvem pouco esforço computacional, encorajando aplicações em tempo real.

A cinemática inversa é responsável pelo cálculo das coordenadas generalizadas do bípede, vetor  $\mathbf{x}$ , ao serem fornecidas as posições e orientações de um ou mais vínculos do bípede. Sabendo da complexidade da análise para todos os ligamentos e com a finalidade de facilitar a análise, será considerado apenas o fornecimento da posição e orientação de um vínculo do bípede.

A cinemática inversa será calculada para as coordenadas generalizadas relacionadas com as posições das articulações, ou seja, o vetor  $\mathbf{q}$ . Utilizando-se o equacionamento da cinemática inversa da seção 3.2.6, as coordenadas generalizadas do bípede, vetor  $\mathbf{x}$ , serão calculadas. Devido a alta complexidade do modelo do bípede (12 graus de liberdade), a resolução analítica pode se tornar algo inviável, optando-se, assim, pela resolução numérica. O método numérico escolhido é o de Newton-Raphson.

Antes de se discutir o método numérico adotado, é necessário obter expressões que descrevam as variações de posição e orientação do vínculo em função do vetor velocidade  $\dot{\mathbf{q}}$ . A variação de posição já foi devidamente discutida na seção 3.3.1.

O modelo geométrico de um robô, no modelo cinemático direto, é definido como a função vetorial  $f$ , que exprime um vetor  $\mathbf{y}$  (espaço cartesiano), que corresponde à

orientação do vínculo, de dimensão  $m \times 1$ , em função do vetor  $\mathbf{q}$  (coordenadas angulares generalizadas), referida ao sistema  $O_0x_0y_0z_0$ :

$$\mathbf{y} = f(\mathbf{q}) \quad (3.91)$$

Derivando com relação ao tempo a Equação 3.91, obtém-se a variação da orientação em função do vetor  $\dot{\mathbf{q}}$ :

$$\dot{\mathbf{y}} = J_0(\mathbf{q}) \cdot \dot{\mathbf{q}}, \quad (3.92)$$

onde  $J_0(\mathbf{q})$  é a matriz jacobiana de dimensão  $m \times 12$ .

As matrizes de transformação usando quatérnions são funções de quatro parâmetros: três componentes de um vetor e o cosseno de um ângulo. A idéia básica é rotacionar o referencial inercial, de um certo ângulo, em torno de um eixo cujas direções estão em um vetor unitário conhecido, fazendo com que os dois sistemas de referência coincidam perfeitamente.

A orientação do vínculo em 3D pode ser descrita por diversos parâmetros, como por exemplo, os elementos da matriz de rotação, ângulos de Euler, parâmetros de Euler-Rodrigues, dentre outros. Uma forma de representar a rotação em 3D de sistemas de coordenadas ou de corpos rígidos é usar quatérnions. Em particular, o significado geométrico de um quatérnion é por definição descrever a rotação de um eixo,  $\mathbf{n} = [n_x \ n_y \ n_z]^T$ , por um ângulo arbitrário,  $\theta$ , e é definido por Siminovitch [SIMINOVITCH, 1997], como sendo:

$$\mathcal{Q} = [\cos(\theta/2), \mathbf{n} \sin(\theta/2)] \quad (3.93)$$

Uma maneira conveniente de descrever a variação de orientação de um vínculo é utilizando os parâmetros de Euler-Rodrigues, que consiste em um conjunto de quatro elementos ( $r, p, w, s$ ) e o vetor  $\mathbf{n}$ . A relação fica definida como:

$$r = n_x \sin(\theta/2); \quad (3.94)$$

$$p = n_y \sin(\theta/2); \quad (3.95)$$

$$w = n_z \sin(\theta/2); \quad (3.96)$$

$$s = \cos(\theta/2). \quad (3.97)$$

Assim, as quatro equações que correspondem à orientação do vínculo pode ser descrita por:

$$\mathbf{y} = [r \ p \ w \ s]^T \quad (3.98)$$

e para determinar a matriz de rotação  $R \in SO(3)$  que corresponde à rotação representada pelo quatérnio de rotação do eixo  $n$  de um ângulo  $\theta$  é dada por [CHOSSET et al., 2005]:

$$R_{n\theta} = \begin{bmatrix} 2(r^2 + s^2) - 1 & 2(rp - ws) & 2(rw + ps) \\ 2(rp + ws) & 2(p^2 + s^2) - 1 & 2(pw - rs) \\ 2(rw - ps) & 2(pw + rs) & 2(w^2 + s^2) - 1 \end{bmatrix} \quad (3.99)$$

Substituindo a derivada em relação ao tempo da Equação 3.98 na Equação 3.92, obtém-se

$$[\dot{r} \ \dot{p} \ \dot{w} \ \dot{s}]^T = J_0(\mathbf{q}) \cdot \dot{\mathbf{q}} \quad (3.100)$$

Uma vez definida a forma de representação da orientação do vínculo do bípede, deve-se relacioná-la com as coordenadas generalizadas do vetor  $\mathbf{q}$ , ou seja, obter a Equação 3.91. Com essa finalidade, a matriz de rotação que descreve a orientação do vínculo, em relação ao sistema fixo no solo, será relacionada com os parâmetros de Euler-Rodrigues. Considere fornecida a seguinte matriz de rotação genérica do ligamento, com elementos  $r_{ij}$ :

$$R_0 = \begin{bmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} \end{bmatrix}, \quad (3.101)$$

fazendo  $R_{n\theta} = R_0$ , obtém-se:

$$r = \frac{1}{2} \text{sign}(r_{32} - r_{23}) \sqrt{r_{11} - r_{22} - r_{33} + 1}; \quad (3.102)$$

$$p = \frac{1}{2} \text{sign}(r_{13} - r_{31}) \sqrt{-r_{11} + r_{22} - r_{33} + 1}; \quad (3.103)$$

$$w = \frac{1}{2} \text{sign}(r_{21} - r_{12}) \sqrt{-r_{11} - r_{22} + r_{33} + 1}; \quad (3.104)$$

$$s = \frac{1}{2} \sqrt{r_{11} + r_{22} + r_{33} + 1}. \quad (3.105)$$

Onde a função  $sign$  é dada por:

$$sign(x) = \begin{cases} -1, & se\ x < 0 \\ 0 & se\ x = 0 \\ 1 & se\ x > 0 \end{cases} \quad (3.106)$$

As Equações 3.103, 3.102, 3.105 e 3.104 relacionam os parâmetros de Euler-Rodrigues com o vetor  $\mathbf{q}$ , pelos elementos da matriz  $R_0$  da vínculo do bípede.

Agora, resta apenas a determinação da variação dos parâmetros de Euler-Rodrigues em função do vetor velocidade  $\dot{\mathbf{q}}$ , ou seja, determinar a matriz Jacobiana  $J_0(\mathbf{q})$ . Pode-se determinar  $J_0(\mathbf{q})$ , usando as propriedades do quatérnio, os elementos da matriz de rotação  $(r, p, w, s)$  e substituindo na Equação 3.81:

$$J_0(\mathbf{q}) = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} s & w & -p \\ -w & s & -r \\ p & -r & s \\ -r & -p & -w \end{bmatrix} \cdot J_\omega(q) \quad (3.107)$$

Determinadas as expressões que descrevem as variações de posição e orientação do vínculo em função do vetor velocidade  $\dot{\mathbf{q}}$ , o método de resolução numérica adotado será devidamente explicado.

O problema da cinemática inversa pode ser explicado da seguinte forma: fornecidos os vetores posição,  $\mathbf{p}$ , e orientação,  $\mathbf{y}$ , do vínculo do bípede, ambos descritos no sistema fixo ao solo, calcula-se o vetor  $\mathbf{q}$  de coordenadas generalizadas. Este problema é resolvido utilizando-se do método numérico iterativo de Newton-Raphson que consiste na seguinte procedimento de atualização:

$$q = q_0 + J(q)^{-1} \cdot (X - X_0) \quad (3.108)$$

onde:

$$X = \begin{bmatrix} \mathbf{p} \\ \mathbf{y} \end{bmatrix}; \quad (3.109)$$

e

$$J(q) = \begin{bmatrix} J_v(q) \\ J_0(q) \end{bmatrix}. \quad (3.110)$$

$J_v(q)$  é a matriz Jacobiana de velocidade linear do vínculo e  $q_0$  representa a estimativa inicial das coordenadas generalizadas.

O processo iterativo termina quando os erros de posição ( $\delta p$ ) e orientação ( $\delta y$ ) ficarem abaixo de um certo valor estabelecido.

### 3.3.3 Modelo dinâmico

Da mesma forma que se relacionou na Seção 3.3, as velocidades de articulações com velocidades cartesianas, também se utilizará desse recurso no modelo dinâmico, para estudar o comportamento dinâmico do bípede, analisando de que forma o movimento se relaciona com os esforços impostos pelos atuadores e as forças externas da interação do pé com a superfície de contato. É conveniente expressar as equações dinâmicas de mecanismo robótico em uma só equação que oculte alguns dos detalhes, mas que mostre parte da estrutura das equações. A equação que é desenvolvida em termos das derivadas da posição e tempo dos ângulos de articulação do mecanismo expressa no espaço cartesiano, pode ser escritas na forma matricial, assumindo a seguinte forma geral:

$$M(x)\ddot{x} + N(x, \dot{x}) + G(x) = \mathcal{F}, \quad (3.111)$$

onde  $x$  é o vetor cartesiano que representa a posição e a orientação generalizadas, dimensão  $12 \times 1$ ;  $M(x)$  é a matriz de inércia ou de massa cartesiana, dimensão  $12 \times 12$ ;  $N(x, \dot{x})$  é o vetor de termos da velocidade no espaço cartesiano, dimensão  $12 \times 1$ ;  $G(x)$  é o vector de termos da gravidade no espaço cartesiano; e  $\mathcal{F} = \bar{\Gamma} + \bar{\Gamma}_c$  é vetor de forças e momentos de torção generalizados que atuam no bípede, em que:

-  $\bar{\Gamma}_c$  são os esforços externos causados pelas forças de contato, como o contato com o solo, um golpe nas costas ou mesmo o choque de uma escada e dimensão  $12 \times 1$ ; e

-  $\bar{\Gamma} = [f_x, f_y, f_z, n_\phi, n_\theta, n_\varphi, \tau_{\alpha i}]^T$ , são as forças generalizadas, dimensão  $12 \times 1$ , sendo que:

-  $f_x, f_y, f_z$ , são as componentes nos eixos cartesianos do vetor força aplicado no centro de gravidade do vínculo base do bípede,  $O_1x_1y_1z_1$ ;

-  $n_\phi, n_\theta, n_\varphi$ , são os momentos aplicados no vínculo base do bípede nas direções de  $\phi, \theta$  e

$\varphi$ ; e

-  $\tau_{\alpha i}$ ,  $i = (1, 2, \dots, 6)$  são os torques aplicados pelos atuadores.

Realizando um estudo rápido acerca das cadeias cinemáticas existentes no bípede verifica-se que as cadeias ativas dos mecanismos paralelos, para cada alavanca constitui uma cadeia, cria-se uma enorme complexidade a ser introduzida na formulação dinâmica. Com o objetivo de simplificar a modelagem dinâmica do bípede, desprezando as inércias das cadeias ativas dos mecanismos paralelos, a transferência do espaço cartesiano para o espaço de articulação, levando em conta que os atuadores poderiam aplicar nas articulações as forças generalizadas que atuam no mecanismo, usando a seguinte relação [CRAIG, 2006; SICILIANO et al., 2009]:

$$\tau_{\alpha i} = J^T(\Theta)\tau_{\theta i}, \quad (3.112)$$

onde o Jacobiano  $J(\Theta)$  está descrito no mesmo sistema de coordenadas que  $\mathcal{F}$  e  $\ddot{x}$ . Aproveitando-se essa relação, a Equação 3.111 do movimento do bípede pode ser obtida a partir da definição de uma nova equação de movimento escrita, agora, em função das coordenadas generalizadas  $\mathbf{q}$ , ou espaço de articulações. A equação dinâmica de um robô sujeitos a forças de contato, sob o pressuposto de estruturas rígidas, pode ser expressa da seguinte forma lagrangiana:

$$M(q)\ddot{q} + N(q, \dot{q}) + G(q) = \Gamma + \Gamma_c. \quad (3.113)$$

Onde:

- $M(q)$  é a matriz de inércia de dimensão  $12 \times 12$ ;
- $N(q, \dot{q})$  é a matriz  $12 \times 1$  dos termos centrífugos, giroscópicos e de Coriolis;
- $q \in \mathbb{R}^n$  é o vetor das coordenadas generalizadas (posições articulares, posição absoluta e orientação do robô) de dimensão  $12 \times 1$ ;
- $G$  é o vetor das forças da gravidade generalizada de dimensão  $12 \times 1$ ;
- $\Gamma = [f_x, f_y, f_z, n_\phi, n_\theta, n_\varphi, \tau_{\theta i}]^T$ ,  $i = (1, 2, \dots, 6)$ , é o vetor dos esforços generalizados de dimensão  $12 \times 1$ .  $\tau_{\theta i}$  é o vetor dos pares articulares nas direções das rotações das articulações  $\theta_i$ ;  $f_x, f_y, f_z$  são os vetores força aplicado no sistema de coordenadas  $O_1x_1y_1z_1$ ; e  $n_\phi, n_\theta, n_\varphi$  são os momentos sobre as articulações nas direções das rotações das articulações  $\phi, \theta$  e  $\varphi$ .

Utilizando a Equação 3.112, pode-se relacionar as forças e momentos de torção generalizados do modelo cartesiano com o de articulações da seguinte forma:

$$\bar{\Gamma} = H \cdot \Gamma. \quad (3.114)$$

A matriz  $H$  é a jacobiana dos mecanismos paralelos de dimensão  $12 \times 1$ .

### 3.3.4 Equações iterativas da dinâmica de Newton-Euler

A formulação lagrangiana do modelo dinâmico de um mecanismo é obtido a partir da lagrangiana total do sistema. Por outro lado, a formulação de Newton-Euler baseia-se no balanço de todas as forças que atuam sobre um vínculo genérico do mecanismo. Isto leva a um conjunto de equações cuja estrutura permite uma solução recursiva. Inicialmente começa com o vínculo 1, é incrementado sucessivamente até o vínculo  $n$ , é executado para as velocidades e acelerações, seguido por uma recursão inversa para as forças atuantes.

Obtendo a princípio as condições iniciais das velocidades e acelerações. A velocidade linear do sistema de coordenadas do elemento terminal pode ser expressa como a derivada temporal do vetor  $\mathbf{p}_n$ , representando a origem do sistema de coordenadas do elemento terminal com respeito ao sistema de coordenadas da base, isto é,

$$\dot{\mathbf{p}}_n = \frac{\partial \mathbf{p}_n}{\partial \mathbf{q}} \dot{\mathbf{q}} = J_p(\mathbf{q}) \dot{\mathbf{q}}. \quad (3.115)$$

Então a velocidade no sistema de coordenadas  $O_1x_1y_1z_1$ , que está localizado no centro de gravidade é:

$$v = [x_1 \ y_1 \ z_1]^T. \quad (3.116)$$

No caso do bípede cuja a base está no sistema de coordenadas  $O_0x_0y_0z_0$ , fixo e com  $\omega_0 = \dot{\omega}_0 = 0$ , considera-se os ângulos Euler ZYZ definidos na seção 3.3.1 os vetores correspondente as velocidades rotacionais  $\dot{\phi}$ ,  $\dot{\theta}$  e  $\dot{\psi}$  são representados com referência ao sistema de coordenadas atual ( $O_1x_1y_1z_1$ ). O cálculo das contribuições de cada componente da velocidade angular em torno dos eixos do sistema de coordenadas de referência para o vínculo 1, são:

$$\text{- como resultado de } \dot{\phi} \text{ com } R_{z,\phi}: [\omega_x \ \omega_y \ \omega_z]^T = \dot{\phi} [0 \ 0 \ 1]^T;$$

- como resultado de  $\dot{\theta}$  com  $R_{z,\phi}R_{y,\theta}$ :  $[\omega_x \ \omega_y \ \omega_z]^T = \dot{\theta}[-\sin\theta \ \cos\theta \ 0]^T$ ; e
- como resultado de  $\dot{\psi}$  com  $R_{z,\phi}R_{y,\theta}R_{z,\psi}$ :  $[\omega_x \ \omega_y \ \omega_z]^T = \dot{\psi}[\cos\theta \sin\phi \ \sin\theta \cos\phi \ \cos\phi]^T$ .

Com o resultado das contribuições das velocidades angulares aplica-se na Equação 3.82 e 3.83. A equação que relaciona um vetor de velocidade definido a partir do conjunto de ângulos com o vetor de velocidade angular  $\omega_1$ , é um jacobiano e é uma função dos valores instantâneos do ângulo estabelecido:

$$\omega_1 = \begin{bmatrix} 0 & -S\theta & C\theta S\phi \\ 0 & C\theta & S\theta C\phi \\ 1 & 0 & C\phi \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \dot{\phi} \\ \dot{\theta} \\ \dot{\psi} \end{bmatrix}. \quad (3.117)$$

Então a aceleração angular é obtida analiticamente da equação 3.89:

$$\dot{\omega}_1 = \begin{bmatrix} 0 & -\dot{\phi}C\phi & \dot{\theta}C\phi C\theta - \dot{\phi}S\phi S\theta \\ 0 & -\dot{\phi}S\phi & \dot{\phi}C\phi S\theta + \dot{\theta}C\theta S\phi \\ 0 & 0 & -\dot{\theta}S\theta \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \dot{\phi} \\ \dot{\theta} \\ \dot{\psi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & -S\theta & C\theta S\phi \\ 0 & C\theta & S\theta C\phi \\ 1 & 0 & C\phi \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \ddot{\phi} \\ \ddot{\theta} \\ \ddot{\psi} \end{bmatrix}. \quad (3.118)$$

Já a aceleração linear no sistema de coordenadas  $O_1x_1y_1z_1$ , que está localizado no centro de gravidade é

$$\dot{v}_1 = [\ddot{x}_1 \ \ddot{y}_1 \ \ddot{z}_1]^T. \quad (3.119)$$

Considerando o bípede apresentado na Figura 3.18, o vetor de coordenadas generalizadas da Equação 3.57 e dimensões de cada segmento. Os parâmetros a serem utilizados, referentes ao centro de gravidade de cada vínculo ilustrado na Figura , são:

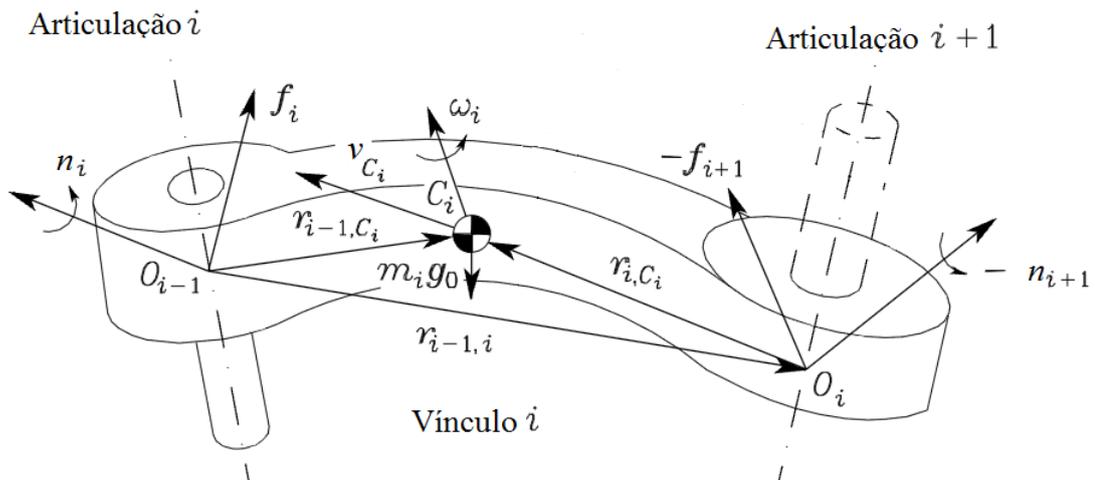


Figura 3.19: Representação dos parâmetros de um vínculo.

- $m_{ie}$  e  $m_{id}$ , as massas dos vínculos referem-se ao quadril, coxa, perna e pé, onde  $i$  refere-se ao vínculo e os índices  $e$  e  $d$  referem-se as cadeias cinemáticas esquerda e direita, respectivamente;
- $I_{ie}$  e  $I_{id}$ , tensores de inércia simétricos descritos nos centros de massa dos segmentos perna, coxa e quadril, onde  $i$  refere-se ao vínculo e os índices  $e$  e  $d$  referem-se as cadeias cinemáticas esquerda e direita, respectivamente;
- $r_{i-1,C_i}$ , vetor da origem do sistema de coordenada do vínculo  $(i-1)$  ao centro de massa  $C_i$ ;
- $r_{i,C_i}$ , vetor da origem do sistema de coordenada do vínculo  $i$  ao centro de massa  $C_i$ ;
- $r_{i-1,i}$ , vetor da origem do sistema de coordenada do vínculo  $(i-1)$  a origem do sistema de coordenada  $i$ ;

As velocidades e acelerações a serem consideradas são:

- $v_{C_i}$ , velocidade linear do centro de massa  $C_i$ ;
- $v_i$ , velocidade linear da origem do sistema de coordenada  $i$ ;
- $\omega_i$ , velocidade angular do vínculo  $i$ ;
- $\dot{v}_{C_i}$ , aceleração linear do centro de massa  $C_i$ ;
- $\dot{v}_i$ , aceleração linear da origem do sistema de coordenada  $i$ ;
- $\dot{\omega}_i$ , aceleração angular do vínculo  $i$ ;

- $g_0$ , aceleração da gravidade.

As forças e momentos a serem considerados:

- $f_i$ , força exercida pelo vínculo  $(i - 1)$  sobre o vínculo  $i$ ;
- $-f_{i+1}$ , força exercida pelo vínculo  $(i + 1)$  sobre o vínculo  $i$ ;
- $n_i$ , momento exercido pelo vínculo  $(i - 1)$  sobre o vínculo  $i$  com respeito a origem do sistema de coordenadas  $(i - 1)$ ;
- $-n_{i+1}$ , momento exercido pelo vínculo  $(i + 1)$  sobre o vínculo  $i$  com respeito a origem do sistema de coordenadas  $(i + 1)$ ;

### Formulação recursiva de Newton-Euler

Considerando que é necessário calcular os torques de uma dada trajetória do bípede, assume-se especificados a posição, velocidade e a aceleração das articulações,  $\mathbf{q}$ ,  $\dot{\mathbf{q}}$  e  $\ddot{\mathbf{q}}$  e do vínculo base,  $\omega_0$ ,  $\dot{v}_0 - g_0$  e  $\dot{\omega}_0$ , podem ser calculados a velocidade e a aceleração dos vínculos  $\omega_i$ ,  $\dot{\omega}_i$ ,  $\dot{v}_i$  e  $\dot{v}_{Ci}$ . Observa-se que a aceleração linear foi escrita como  $\dot{v}_0 - g_0$  para incorporar o termo  $-g_0$  no cálculo da aceleração do centro de massa  $\dot{v}_{Ci}$ . Também, é necessário conhecer as informações da distribuição da massa dos segmentos, pode-se calcular as forças generalizadas e as causas do movimento.

Aplicando as equações iterativas da dinâmica de Newton-Euler, como o baseado no algoritmo apresentado por [CRAIG, 2006; SICILIANO et al., 2009], onde chega-se as forças inerciais atuando nos segmentos para estimando a velocidade angular e linear e a aceleração do centro de massa de cada segmento do membro inferior humano em algum dado instante.

Então, aplicando as iterações de segmento a segmento, começando do quadril indo até o pé, ou seja, fazendo o índice  $i$  variar de  $i : 1 \rightarrow n$ , pode-se expressar:

A velocidade angular

$$\omega_i^i = R_i^{i-1T} (\omega_{i-1}^{i-1} + \dot{\theta}_i \hat{Z}_0). \quad (3.120)$$

A aceleração angular

$$\dot{\omega}_i^i = R_i^{i-1T} \dot{\omega}_{i-1}^{i-1} + \ddot{\theta}_i \hat{Z}_0 + \dot{\theta}_i \omega_{i-1}^{i-1} \times \hat{Z}_0. \quad (3.121)$$

A aceleração linear

$$\dot{v}_i^i = R_i^{i-1T} \dot{v}_{i-1}^{i-1} + \dot{\omega}_i^i \times r_{i-1,i}^i + \omega_i^i \times (\omega_i^i \times r_{i-1,i}^i). \quad (3.122)$$

A aceleração linear do centro de massa

$$\dot{v}_{C_i}^i = \dot{v}_i^i + \dot{\omega}_i^i \times r_{i,C_i}^i + \omega_i^i \times (\omega_i^i \times r_{i,C_i}^i). \quad (3.123)$$

Então, havendo encontrado as acelerações do centro de massa de cada segmento pode-se encontrar as forças e os torques atuando no centro de massa de cada segmento.

Conhecendo-se as condições no elemento terminal  $f_{i+1}^{i+1}$  e  $n_{i+1}^{i+1}$ , utiliza-se as Equações 3.124 e 3.125. As iterações aplicadas nos segmentos, começando do pé indo até o quadril, variando, então, o índice  $i$  de  $i : n \rightarrow 1$ , calcula-se  $\tau_i$  e obtém-se:

A força  $f$  atuando no centro de massa

$$f_i^i = R_{i+1}^i f_{i+1}^{i+1} + m_i \dot{v}_{C_i}^i \quad (3.124)$$

O momento  $n$  atuando no centro de massa

$$n_i^i = -f_i^i \times (r_{i-1,i}^i + r_{i,C_i}^i) + R_{i+1}^i n_{i+1}^{i+1} + R_{i+1}^i f_{i+1}^{i+1} \times r_{i,C_i}^i + I_i^i \dot{\omega}_i^i + \omega_i^i \times (I_i^i \omega_i^i) + \omega_i^i \times (I_i^i \dot{\omega}_i^i). \quad (3.125)$$

O torque requerido nas articulações aplicado pelo segmento vizinho é encontrado na componente  $\hat{Z}$ , onde se encontra o eixo que ocorrerá a rotação, será:

$$\tau_i = n_i^{iT} R_i^{i-1T} \hat{Z}_0. \quad (3.126)$$

As Equações 3.126 e 3.125 tem a vantagem de ter como constantes  $I_i^i$ ,  $r_{i,C_i}^i$  e  $z_0 = [001]^T$ . E serão usadas as seguintes abreviações para o seno e cosseno do ângulo  $\theta$ ,  $\sin \theta_i = s_i$ ,  $\cos \theta_i = c_i$ ,  $\sin(\theta_i + \theta_j) = s_{ij}$ ,  $\cos(\theta_i + \theta_j) = c_{ij}$ ,  $\sin(\theta_i + \theta_j + \theta_k) = s_{ijk}$ ,  $\cos(\theta_i + \theta_j + \theta_k) = c_{ijk}$ .

### Aplicando as equações recursivas

Aplicando, inicialmente as equações de iteração de segmento a segmento, para encontrar na seqüência a velocidade, aceleração e forças. Supondo que  $\omega_0^0 = 0$ ,  $\dot{\omega}_0^0 = 0$  e  $\dot{v}_0 - g_0 = g\hat{Y}_0$ .

Como consequência da configuração adotada na Figura 3.18, Os seguintes vetores são obtidos:

$$r_{1,C1}^1 = [000]^T \quad (3.127)$$

$$r_{0,1}^1 = [x_b y_b z_b]^T \quad (3.128)$$

$$r_{2,C2}^2 = [x_{12} y_{12} z_{12}]^T \quad (3.129)$$

$$r_{1,2}^2 = [x_{12} y_{12} z_{12}]^T \quad (3.130)$$

$$r_{3,C3}^3 = [-(1/3)a_1 (2/3)a_2 0]^T \quad (3.131)$$

$$r_{2,3}^3 = [a_1 - a_2 0]^T \quad (3.132)$$

$$r_{4,C4}^4 = [0 (1/2)a_3 0]^T \quad (3.133)$$

$$r_{3,4}^4 = [0 - a_3 0]^T \quad (3.134)$$

$$r_{5,C5}^5 = [x_{15} y_{15} z_{15}]^T \quad (3.135)$$

$$r_{1,5}^5 = [x_{15} y_{15} z_{15}]^T \quad (3.136)$$

$$r_{6,C6}^6 = [-(1/3)a_1 (2/3)a_2 0]^T \quad (3.137)$$

$$r_{5,6}^6 = [a_1 - a_2 0]^T \quad (3.138)$$

$$r_{7,C7}^7 = [0 (1/2)a_3 0]^T \quad (3.139)$$

$$r_{6,7}^7 = [0 - a_3 0]^T \quad (3.140)$$

As posições dos sistemas  $O_2x_2y_2z_2$  e  $O_5x_5y_5z_5$  são descritos pelos vetores  $\overline{O_1O_2}$  e  $\overline{O_1O_5}$  em relação ao sistema de coordenadas  $O_1x_1y_1z_1$ , respectivamente. Estes três sistemas de coordenadas estão fixos e fazem parte da cadeira do bípede, sendo que os dois primeiros são definidos para auxiliar na construção do modelo.

Os sistemas de coordenadas  $O_3x_3y_3z_3$  e  $O_6x_6y_6z_6$  estão fixos, respectivamente, nas coxas esquerda e direita do bípede. Já os sistemas  $O_4x_4y_4z_4$  e  $O_7x_7y_7z_7$  estão fixos, respectivamente, nas extremidade das pernas esquerda e direita do bípede fazendo a união com o pé.

Observa-se que a base do bípede esta conectada a duas cadeias seriais distintas, nem

sempre o sistema  $O_{i-1}x_{i-1}y_{i-1}z_{i-1}$  é o correspondente sistema anterior ao  $O_i x_i y_i z_i$  é o caso da existência das cadeias seriais a partir da cadeira, o membro esquerdo e o direito. Nesse caso, o sistema  $O_1 x_1 y_1 z_1$  corresponde ao anterior aos sistemas  $O_3 x_3 y_3 z_3$  e  $O_6 x_6 y_6 z_6$ .

As matrizes de rotação necessárias para a transformação dos vetores de um sistema de coordenadas a outro são:

A matriz de rotação para o vínculo 1 é a Equação 3.61 da Matriz de transformação homogênea  $A_0^1$ , do sistema  $O_0 x_0 y_0 z_0$  para o sistema  $O_1 x_1 y_1 z_1$ , então:

$$R_1^0 = \begin{bmatrix} C\phi C\psi C\theta - S\phi S\psi & -C\psi S\phi - C\phi C\theta S\psi & C\phi S\theta \\ C\phi S\psi + C\psi C\theta S\phi & C\phi C\psi - C\theta S\phi S\psi & S\phi S\theta \\ -C\psi S\theta & S\psi S\theta & C\theta \end{bmatrix} \quad (3.141)$$

$$R_3^1 = R_6^1 = \begin{bmatrix} C\theta_2 & -S\theta_2 & 0 \\ C\theta_1 S\theta_2 & C\theta_1 C\theta_2 & -S\theta_1 \\ S\theta_1 S\theta_2 & C\theta_2 S\theta_1 & C\theta_1 \end{bmatrix} \quad (3.142)$$

$$R_4^3 = R_7^6 = \begin{bmatrix} C\theta_3 & -S\theta_3 & 0 \\ S\theta_3 & C\theta_3 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.143)$$

De acordo com as Equações 3.120 a 3.123 o algoritmo de Newton-Euler requer a execução dos seguintes passos:

- Algoritmo recursivo de avançar: Cadeira, sistemas  $O_1 x_1 y_1 z_1$ ,  $O_3 x_3 y_3 z_3$  e  $O_6 x_6 y_6 z_6$

As velocidades e a aceleração do vínculo 1 são as calculadas nas Equações 3.117, 3.118 e 3.119, então;

$$\omega_1^1 = \omega_2^2 = \omega_5^5 = \omega_1; \quad (3.144)$$

$$\dot{\omega}_1^1 = \dot{\omega}_2^2 = \dot{\omega}_5^5 = \dot{\omega}_1; \quad (3.145)$$

$$\dot{v}_1^1 = \dot{v}_2^2 = \dot{v}_5^5 = \dot{v}_1; \quad (3.146)$$

$$\dot{v}_1^1 = R_1^{0T} \dot{v}_0^0 + \dot{\omega}_1^1 \times r_{0,1}^1 + \omega_1^1 \times (\omega_1^1 \times r_{0,1}^1). \quad (3.147)$$

$$\dot{v}_{C1}^1 = \dot{v}_1^1 + \dot{\omega}_1^1 \times r_{1,C1}^1 + \omega_1^1 \times (\omega_1^1 \times r_{1,C1}^1). \quad (3.148)$$

- Algoritmo recursivo de avançar: Coxa

$$\omega_3^3 = \omega_6^6 = R_3^{1T} (\omega_1^1 + \dot{\theta}_3 \hat{Z}_0) \quad (3.149)$$

$$\dot{\omega}_3^3 = \dot{\omega}_6^6 = R_3^{1T} \dot{\omega}_1^1 + \ddot{\theta}_3 \hat{Z}_0 + \dot{\theta}_3 \omega_1^1 \times \hat{Z}_0. \quad (3.150)$$

$$\dot{v}_3^3 = R_3^{1T} \dot{v}_1^1 + \dot{\omega}_3^3 \times r_{1,3}^3 + \omega_3^3 \times (\omega_3^3 \times r_{1,3}^3). \quad (3.151)$$

$$\dot{v}_{C3}^3 = \dot{v}_3^3 + \dot{\omega}_3^3 \times r_{3,C3}^3 + \omega_3^3 \times (\omega_3^3 \times r_{3,C3}^3). \quad (3.152)$$

- Algoritmo recursivo retornando: Coxa

$$f_3^3 = R_4^3 f_4^4 + m_3 \dot{v}_{C3}^3; \quad (3.153)$$

$$n_3^3 = n_6^6 = -f_3^3 \times (r_{2,3}^3 + r_{3,C3}^3) + R_4^3 n_4^4 + R_4^3 f_4^4 \times r_{3,C3}^3 + I_3^3 \dot{\omega}_3^3 + \omega_3^3 \times (I_3^3 \omega_3^3) + \omega_3^3 \times (I_3^3 \omega_3^3). \quad (3.154)$$

$$\tau_3 = \tau_6 = n_3^{3T} R_3^{1T} \hat{Z}_0. \quad (3.155)$$

- Algoritmo recursivo retornando: Cadeira

$$f_2^2 = R_3^1 f_3^3 + m_2 \dot{v}_{C2}^2; \quad (3.156)$$

$$n_2^2 = n_5^5 = -f_2^2 \times (r_{1,2}^2 + r_{2,C2}^2) + R_3^1 n_3^3 + R_3^1 f_3^3 \times r_{2,C2}^2 + I_2^2 \dot{\omega}_2^2 + \omega_2^2 \times (I_2^2 \omega_2^2) + \omega_2^2 \times (I_2^2 \omega_2^2). \quad (3.157)$$

$$\tau_2 = \tau_5 = n_2^{2T} R_1^{0T} \hat{Z}_0. \quad (3.158)$$

Estendendo o cálculo para o sistema  $O_1x_1y_1z_1$  com referência a base fixa do bípede. Verifica-se a existência de forças e momentos nos sistemas  $O_2x_2y_2z_2$  e  $O_5x_5y_5z_5$ , aplicados pelos vínculos da coxa esquerda e direita sobre a cadeira. Os esforços  $F_{O1}$  e  $N_{O1}$ , matrizes com dimensão  $3 \times 1$ , correspondem a força e o momento aplicados no vínculo base do bípede, respectivamente, ambos descritos no sistema de coordenadas  $O_0x_0y_0z_0$ , e que estão relacionados com as forças generalizadas aplicadas a este vínculo. Aplicando-se as equações de Newton-Euler, obtém-se:

$$F_{O1} = f_2^2 + f_5^5 - m_c g + m_c \dot{v}_{c1}. \quad (3.159)$$

As componentes da força  $F_{O1} = [f_x, f_y, f_z]$ , são obtidos decompondo a Equação 3.159.

$$N_{O1} = n_2^2 + n_5^5 + (R_0^1 r_{2,C2}^2) \times f_2^2 + (R_0^1 r_{5,C5}^5) \times f_5^5 + I_1 \dot{\omega}_1 + \omega_1 \times (I_1 \omega_1). \quad (3.160)$$

As componentes do momento  $N_{O1} = [n_\phi, n_\theta, n_\varphi]$ , são obtidos da Equação 3.160 e  $I_1$  é a matriz de tensor de inércia do vínculo base. O procedimento para obtenção das componentes é efetuado como segue:

$$n_\phi = \hat{Z}_0 N_{O1}; \quad (3.161)$$

$$n_\theta = \hat{Y}_0 R_{z,\phi} N_{O1}; \quad (3.162)$$

$$n_\varphi = \hat{Z}_0 R_{z,\phi} R_{y,\theta} N_{O1}; \quad (3.163)$$

### 3.4 Modelo da dinâmica do bípede com o solo

O modelo matemático dos esforços causados pelas forças de contato dos pés, como o contato com o solo, é desenvolvido com a finalidade de se determinar a parcela  $\Gamma_c$  da Equação 3.113, completando o equacionamento dinâmico do bípede. Para resolver este problema, será utilizado o modelo de contato distribuído, proposto por Bruneau

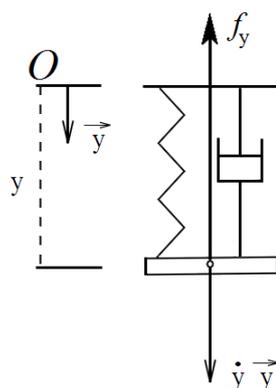


Figura 3.20: Modelo de contato par o eixo  $y$ .

e Quezdou [BRUNEAU; QUEZDOU, 1997], no qual a sola do pé é discretizada em  $n$  pontos. Desta forma, o problema anteriormente complexo, se resume num conjunto de pontos em contato com o solo que é modelado por meio da utilização de elementos de molas e amortecedores que simulam, respectivamente, a rigidez e o amortecimento do solo. Utilizando estes elementos, as forças externas desta interação, dependem explicitamente do movimento relativo entre os dois corpos em contato, ou seja, dependem apenas do conhecimento das variáveis de estado do robô (as suas coordenadas generalizadas e sua derivada com relação ao tempo corresponde aos vetores  $\mathbf{q}$  e  $\dot{\mathbf{q}}$ ).

Para desenvolver o modelo macroscópico de contato distribuído, deve-se, primeiramente, analisar o modelo de contato de um ponto. Antes de partir para a modelagem propriamente dita, algumas considerações foram feitas:

- A superfície do ambiente, na qual o robô caminhará, é conhecida e está descrita no sistema de coordenadas  $O_0x_0y_0z_0$ ; e
- Não há escorregamento no ponto de contato.

O modelo de um contato simples, ilustrado na Figura 3.20, usa uma combinação de mola e amortecedor em paralelo entre o pé e o solo no ponto de contato. A força de interação para os objetos de contato é dada pela equação:

$$f_y = -k_y y - c_y \dot{y}, \quad (3.164)$$

onde  $y$  é a profundidade de penetração,  $c_y$  é o coeficiente de amortecimento e  $k_y$  é a constante de rigidez. O modelo pode ser utilizado para os dois outros eixos ( $x$  e  $z$ ).

A força aplicada no  $i$ -th ponto do pé  $p_i$  de coordenadas  $(x_i, y_i, z_i)$ , em um sistema

de referência, é  $f_i = [f_{xi}, f_{yi}, f_{zi}]^T$ .

O sistema de coordenadas  $O_i x_i y_i z_i$ , fixo em um ponto, é definido de forma que o eixo  $y_i$  esteja na direção normal ao solo e o plano  $x_i z_i$  esteja paralelo à direção tangente ao contato. Então, as forças das molas e amortecedores utilizados quando não há deslizamento nas direções dos eixos  $x_i$  e  $z_i$ , são forças aplicadas nas direções tangentes à superfície de contato e são dadas por:

$$f_{xi} = -k_2 x - c_2 \dot{x}; \quad (3.165)$$

$$f_{zi} = -k_2 z - c_2 \dot{z}, \quad (3.166)$$

onde  $k_2$  e  $c_2$  são, respectivamente, as constantes de rigidez e amortecimento na direção tangencial do contato.

Em muitas ferramentas de simulações do andar robótico, o deslizamento não é levado em consideração. O robô é controlado a fim de evitar o deslizamento pela imposição de forças de atrito e, logo que a força tangencial alcança o limite de início do deslizamento, a simulação é paralizada. Porém, nas situações reais, quando o robô está se movendo em algum tipo de superfície haverá deslizamento independente da eficiência do controlador usado. Então, será necessário simular o deslizamento. Isto possibilitará estudar estratégias de controle ou o projeto do pé de forma a evitar o colapso do robô. Com respeito ao sistema  $O_i x_i y_i z_i$ , a força normal e tangencial aplicadas em cada ponto  $p_i$  sugeridas por Bruneau e Quezdou [BRUNEAU; QUEZDOU, 1997], são:

$$f_{ni} = f_{yi} = -k_1 y_i - c_1 \dot{y}_i (-y)^{m_c} \quad (3.167)$$

$$f_{ti} = \sqrt{f_{xi}^2 + f_{zi}^2} \quad (3.168)$$

onde  $k_1$  e  $c_1$  são, respectivamente, as constantes de rigidez e amortecimento na direção normal;  $y_i$  representa a profundidade de contato; e  $m_c$  é o coeficiente que define a influência da variável  $y_i$  na dissipação da energia.

Finalizando o modelo de contato descrito no sistema de coordenadas do local fixo ao ponto  $p_i$ , utilizando as Equações 3.165, 3.166 e 3.167, é possível calcular a força externa aplicada nesse ponto. Bruneau e Quezdou [BRUNEAU; QUEZDOU, 1997], consideraram o fato do contato de forma macroscópica e do local de contato. No modelo macroscópico

aplicado neste trabalho descreve-se os vetores  $f_{xi}$ ,  $f_{yi}$  e  $f_{zi}$  como as componentes da força de reação atuando em cada ponto com respeito ao sistema de coordenadas  $O_0x_0y_0z_0$ , que pode ser encarado como um sistema global. Isto é feito a partir do conhecimento da transformação de coordenadas entre o sistema local e o global que, levando em conta que a força de contato é descontínua no momento do impacto, pode ser obtido começando do zero e aumentando posteriormente.

Determinadas cada uma das forças externas da interação do bípede com o solo, descritas no sistema de coordenadas  $O_0x_0y_0z_0$ , pode-se analisar, de uma forma macroscópica, a soma de todas as forças aplicadas na interação do pé com o solo de índice  $j$  ( $j = 1, \dots, n - \text{ésimo}$  contato) da seguinte forma:

$$F_{xj} = \sum_{i=1}^N f_{xi}; \quad F_{yj} = \sum_{i=1}^N f_{yi}; \quad F_{zj} = \sum_{i=1}^N f_{zi}, \quad (3.169)$$

As forças vetoriais normais e tangenciais são as seguintes:

$$\|F_{nj}\| = \|F_{yj}\|; \quad \|F_{tj}\| = \sqrt{\|F_{xj}^2\| + \|F_{zj}^2\|}. \quad (3.170)$$

As Equações 3.169 e 3.170 podem determinar, a partir do atrito estático, se o pé, visto de uma forma macroscópica, desliza em relação ao solo, verificando, se a hipótese de não escorregamento utilizada para realizar a modelagem está sendo respeitada [BRUNEAU; QUEZDOU, 1997]. A Equação 3.171 verifica se a força externa, aplicada em um dos pontos pertencentes à sola do pé, pode relacionar-se as forças generalizadas do bípede com as forças cartesianas atuando, por meio do transposto da matriz Jacobiana de velocidade linear [SICILIANO et al., 2009; CRAIG, 2006]. Desta forma, a parcela  $\Gamma_c$ , gerada por todas as forças externas aplicadas no robô, pode ser obtida da seguinte forma:

$$\Gamma_c = \sum_{i=1}^{2n} Jv_i^T(q) \cdot f_i, \quad (3.171)$$

onde  $Jv_i^T(q)$ , de dimensão  $3 \times 12$ , representa a matriz Jacobiana transposta de velocidade linear do  $i$ -ésimo ponto de contato e,  $f_i$ , de dimensão  $3 \times 1$ , o vetor de força externa aplicada a este ponto, descritos no sistema de coordenadas  $O_0x_0y_0z_0$ . Definindo-se as seguintes matrizes  $K$  e  $F_{ext}$ , de dimensões  $12 \times 3 \cdot 2n$  e  $3 \cdot 2n \times 1$ , respectivamente:

$$K = \left[ (Jv_1)^T, (Jv_2)^T, \dots, (Jv_{2n})^T \right] \quad (3.172)$$

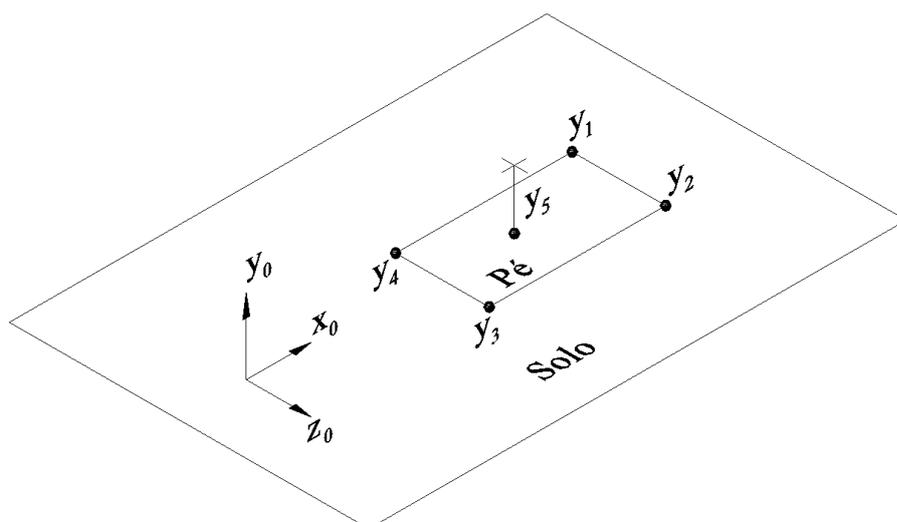


Figura 3.21: Diagrama de interação do pé com o solo.

e

$$F_{ext} = [f_1, f_2, \dots, f_{2n}]^T. \quad (3.173)$$

Substituindo na Equação 3.171 fica:

$$\Gamma_c = K \cdot F_{ext}. \quad (3.174)$$

Desde que não haja deslizamento a Equação 3.174 é capaz de simular a interação do bípede com qualquer tipo de solo.

Para realizar a simulação numérica da dinâmica do bípede, escolheu-se um solo de superfície plana. Na Figura 3.21 ilustra-se a interação do pé do robô com esta superfície plana, bem como o sistema de coordenadas global.

Apenas cinco pontos são utilizados para definir a interação entre a sola do pé e o solo ( $n = 5$ ). Já o sistema global  $O_0x_0y_0z_0$ , fixo a este solo, foi definido de forma que o eixo  $y_0$  esteja na direção normal a este plano. Para aplicar o modelo de contato local, será escolhido um sistema local que possua a mesma orientação do sistema global, o que é possível devido ao solo escolhido. Feita esta consideração, a força aplicada a este ponto será calculada em relação ao sistema global e de forma a considerar a condição de contato. Assim, para este caso, as equações 3.165, 3.166 e 3.167, que descrevem as componentes  $x$ ,  $y$  e  $z$  da força aplicada a este ponto, descrita no seu sistema local, serão substituídas pela seguinte expressão:

$$f_{yi} = \begin{cases} -k_1 y_i - c_1 \dot{y}_i (-y)^{m_c} & y_i < 0 \\ 0 & y_i \geq 0 \end{cases} \quad (3.175)$$

$$f_{xi} = -k_2 (x_i - x_{ci}) - c_2 \dot{x}_i; \quad (3.176)$$

$$f_{zi} = -k_2 (z_i - z_{ci}) - c_2 \dot{z}_i, \quad (3.177)$$

onde  $x_{ci}$  e  $z_{ci}$  representam, respectivamente, as coordenadas  $x$  e  $z$  do ponto de contato, descrito no sistema global, no momento do contato.

### 3.4.1 Dinâmica direta

Para simular o movimento do bípede, utiliza-se o modelo dinâmico do bípede no espaço cartesiano, Equação 3.111, a simulação requer resolver a equação dinâmica para a aceleração:

$$\ddot{x} = M^{-1}(x) [\bar{\Gamma} + \bar{\Gamma}_c - N(x, \dot{x}) - G(x)]. \quad (3.178)$$

Aplica-se uma das diversas técnicas de integração numérica conhecidas para integrar a aceleração e calcular as posições e velocidades futuras. Dadas as condições iniciais de movimento do sistema,  $x(0)$  e  $\dot{x}(0)$ , processa-se as iterações, empregando-se a Equação 3.178 para calcular  $\ddot{x}$ . Desta forma, a posição, a velocidade e a aceleração do sistema, produzidas pela função do momento de torção de entrada,  $\bar{\Gamma}$ , podem ser calculadas numericamente.

A relação do termo  $\bar{\Gamma}_c$  com  $\Gamma_c$  é determinado de forma similar a obtenção da Equação 3.174, e em seguida é feita substituição na Equação 3.114, resultando em:

$$\bar{\Gamma}_c = H \cdot \Gamma_c = H \cdot K \cdot F_{ext} \quad (3.179)$$

Para determinar as matrizes  $H$  e  $K$ , bem como o vetor  $F_{ext}$  é necessário o conhecimento dos vetores  $\mathbf{q}$  e  $\dot{\mathbf{q}}$  que podem ser obtidos a partir dos vetores conhecidos  $\mathbf{x}$  e  $\dot{\mathbf{x}}$ .

Os termos  $M(x)$ ,  $N(x, \dot{x})$  e  $G(x)$  foram obtidos numericamente a partir de um método que utiliza a dinâmica inversa do robô desprezando as forças externas oriundas de sua

interação com o solo, como proposto por Yasutaka [YASUTAKA, 1998], em 1998. Neste caso, a dinâmica inversa consiste em calcular o vetor  $\bar{\Gamma}$  de forças generalizadas ao ser fornecida a trajetória do robô (vetores  $\mathbf{x}$ ,  $\dot{\mathbf{x}}$  e  $\ddot{\mathbf{x}}$ ). A sua obtenção pode ser explicada pela seguinte seqüência de passos:

1. Cálculo dos vetores  $\mathbf{q}$ ,  $\dot{\mathbf{q}}$  e  $\ddot{\mathbf{q}}$  a partir dos vetores fornecidos  $\mathbf{x}$ ,  $\dot{\mathbf{x}}$  e  $\ddot{\mathbf{x}}$ ;
2. Aplicar a formulação dinâmica recursiva de Newton-Euler para o cálculo do vetor  $\bar{\Gamma}$  de forças generalizadas escrito no espaço das coordenadas das articulações; e
3. Determinação do vetor  $\bar{\Gamma}$  a partir da aplicação direta da Equação 3.114.

A matriz de inércia,  $M(x)$ , pode ser calculada resolvendo o problema da dinâmica inversa para as seguintes entradas:

$$g = [000]^T; \quad (3.180)$$

$$\dot{\mathbf{x}} = [0 \cdots 0]^T; \text{ e} \quad (3.181)$$

$$\ddot{\mathbf{x}} = [0 \cdots e_j \cdots 0]^T, \quad (3.182)$$

onde  $e_j = 1$ .

Anulando-se a aceleração da gravidade e a derivada do vetor de coordenadas generalizadas, os vetores  $N(x, \dot{x})$  e  $G(x)$  também são, ou seja, os esforços gravitacionais, de Coriolis e centrífugos são desprezados. Então, a derivada segunda das coordenadas generalizadas corresponde a uma entrada de vetor degrau, no qual o  $j$ -ésimo elemento é unitário e os demais são nulos. Desta forma, ao se aplicar a dinâmica inversa para essas entradas, o vetor  $\bar{\Gamma}$  de forças generalizadas obtido corresponde a  $j$ -ésima coluna da matriz  $M(x)$ .

Para determinar  $N(x, \dot{x})$  e  $G(x)$ , novamente a dinâmica inversa é calculada, porém, agora, os esforços de inércia são desprezados (vetor  $\ddot{\mathbf{x}}$  é considerado nulo) e os vetores  $\mathbf{x}$  e  $\dot{\mathbf{x}}$  correspondem àqueles utilizados para calcular a dinâmica direta. Assim, o vetor  $\bar{\Gamma}$  de forças generalizadas obtido corresponde a  $N(x, \dot{x})$  e  $G(x)$ .

Finaliza-se, assim, o desenvolvimento do simulador dinâmico do robô baseado na formulação dinâmica do bípede e será utilizado para avaliar os diferentes tipos de controladores a serem implementados.

### 3.4.2 Dinâmica inversa

Resolver o problema da dinâmica inversa é útil para o planejamento da trajetória do sistema e implementação do algoritmo de controle. Logo que a trajetória da articulação é especificada em termos de posições, velocidades e acelerações, os vetores  $\mathbf{x}$ ,  $\dot{\mathbf{x}}$  e  $\ddot{\mathbf{x}}$  (geralmente como resultado do processo de cinemática inversa), e se as forças externas são conhecidos, a dinâmica inversa permite o cálculo do torque a ser aplicado às articulações para obter o movimento desejado. Esse cálculo passa a ser útil tanto para verificar a viabilidade da trajetória imposta e para compensar os termos não-lineares no modelo dinâmico de um sistema. Para esse fim, a formulação de Newton-Euler fornece um método computacionalmente eficiente recursivo para cálculo direto da dinâmica inversa. No entanto, pode ser demonstrado também que a formulação de Lagrange é susceptível de uma implementação computacionalmente eficiente recursiva, embora bastante complexa.

Na seção 3.4.1 obteve-se um método que utiliza a dinâmica inversa do robô desprezando as forças externas oriundas de sua interação com o solo. Esse método será utilizado para calcular o vetor de forças e momentos de torção generalizados que atuam no bípede,  $\mathcal{F}$ , os esforços de inércia, gravitacionais, centrífugos e de Coriolis, da Equação 3.111 da dinâmica. Substituindo na equação do vetor  $\mathcal{F}$  a Equação 3.179, a equação das forças e momentos de torção generalizada fica da seguinte forma:

$$\mathcal{F} = \bar{\Gamma} + H \cdot K \cdot F_{ext} \quad (3.183)$$

De forma a diferenciar as forças generalizadas relacionadas com os atuadores,  $\mathcal{F}_\tau$ , das forças relacionadas com o vínculo base do bípede,  $\mathcal{F}_b$ , e para simplificar o produto matricial dos jacobianos  $H \cdot K = J$ , a Equação 3.183 fica assim reescrita:

$$\begin{bmatrix} \mathcal{F}_b \\ \mathcal{F}_\tau \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{\Gamma}_b \\ \bar{\Gamma}_\tau \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} J_b \\ J_\tau \end{bmatrix} \cdot F_{ext}, \quad (3.184)$$

onde  $\mathcal{F}_b$  e  $J_b$  são matrizes de dimensões  $6 \times 1$  e  $6 \times 3n$ , respectivamente, sendo  $n$  é o número de pontos em contato com o solo.  $\bar{\Gamma}_b$  e  $\bar{\Gamma}_\tau$  são assim distribuídas:

$$\bar{\Gamma}_b = [f_x, f_y, f_z, n_\phi, n_\theta, n_\varphi]^T; \quad (3.185)$$

$$\bar{\Gamma}_\tau = [\tau_{\alpha 1}, \tau_{\alpha 2}, \dots, \tau_{\alpha 6}]^T. \quad (3.186)$$

Como a cadeira é móvel e livre de atuação externa, as forças generalizadas relacionadas com este vínculo são nulas então, a matriz  $\bar{\Gamma}_b$  é considerada nula. O vetor das forças externas relacionadas com o vínculo base do bípode pode ser assim determinado:

$$F_{ext} = \left( J_b^T \cdot J_b \right)^{-1} \cdot J_b^T \cdot \mathcal{F}_b, \quad (3.187)$$

e o vetor  $\bar{\Gamma}_\tau$ , pode ser obtido da Equação 3.184:

$$\bar{\Gamma}_\tau = \mathcal{F}_\tau - J_\tau \cdot F_{ext}. \quad (3.188)$$

### 3.5 Detalhes do projeto mecânico

A geometria básica do robô foi definida nas discussões das seções anteriores deste capítulo, resultando no projeto mecânico conforme ilustrado nas Figuras 3.22 e 3.23. O uso de acionamento de atuadores SMA também determinou muitas características do projeto mecânico, bem como o pensamento do uso de sensores, a necessidade da fonte de alimentação, a eletrônica necessária ao funcionamento do robô bípode.

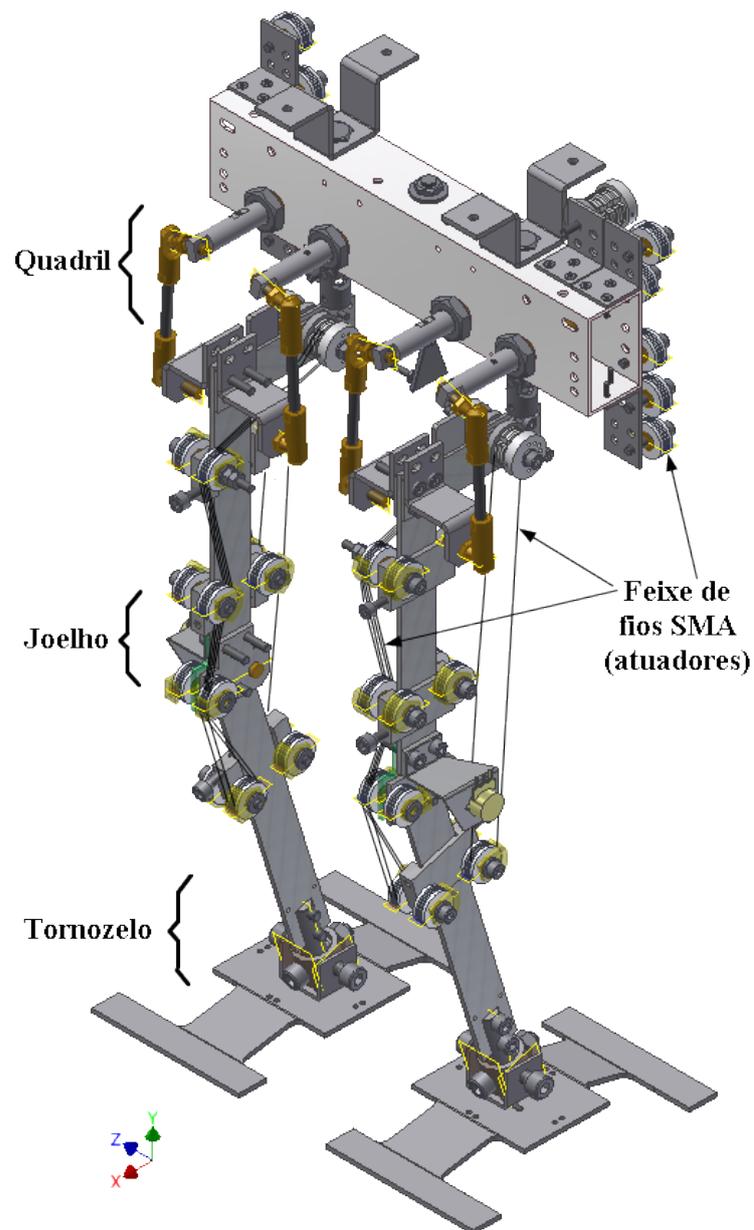


Figura 3.22: Robô bípede projetado no programa *Inventor*.

### 3.5.1 Plataforma experimental

Na sequência das análises realizadas em torno do robô bípede, este projeto se esforça em demonstrar que um bípede com o objetivo pretendido e estabelecido no capítulo 1 é viável. A especificação para o sistema mecânico definido nas seções anteriores e os critérios que serviram como base para determinação estrutural são: robustez física e eletrônica; fácil manutenção; capacidade de levantar seu próprio peso e um dispositivo a ser fixado na cadeira; capacidade de trabalhar longos períodos; e auto equilibrar-se.

Devido a dimensão da complexidade do trabalho, construção e simulação do sistema

mecânico, houve a necessidade que os procedimentos construtivos do projeto virtual fossem realizados antes do matemático no programa computacional de simulação dinâmica da Autodesk o *Inventor*. Devido aos recursos disponíveis, a base de conhecimentos das pessoas envolvidas e o tempo disponível, algumas decisões foram tomadas logo no início do projeto. A vantagem dessa decisão inicial foi a possibilidade de que um erro de julgamento feito no início do projeto poderia ser corrigido sem levar a problemas mais graves no futuro. No entanto, a quantidade de investigações necessárias para plena confiança em cada aspecto da decisão inicial e o processo de concepção leva a possibilidade de se concretizar o projeto.

Após o detalhamento dimensional dos elementos e de todas as partes envolvidas no mecanismo o programa *Inventor* fornece, dentre outras propriedades mecânicas, o centro de massa de cada um dos três principais subsistemas. Foi suposto que todas as peças são de natureza isotrópicas. Na Tabela 3.3 constam os resultados das massas de cada subsistema, do segmento 1 (coxa, joelho e acessórios), do segmento 2 (perna e acessórios) e do segmento 3 (tornozelo e pé), e a cadeira (quadril, anca e acessórios) de acordo com o modelo proposto, tanto para o aço (densidade  $7,850 \text{ g/cm}^3$ ) como para o alumínio-6061 (densidade  $2,710 \text{ g/cm}^3$ ). Com o mecanismo em alumínio tem-se uma redução de massa em torno de 40 %, conseqüentemente haverá redução nos esforços necessários a movimentação, motivando a aplicação do alumínio no projeto do sistema mecânico.

Tabela 3.3: Massa do sistema mecânico.

Subsistemas	Massa aço (Kg)	Massa alumínio-6061 (kg)
Segmento 1	0,391	0,210
Segmento 2	0,349	0,193
Segmento 3	0,229	0,123
Cadeira	2.389	1.968
Bípede (2 pernas)	4.327	3.020

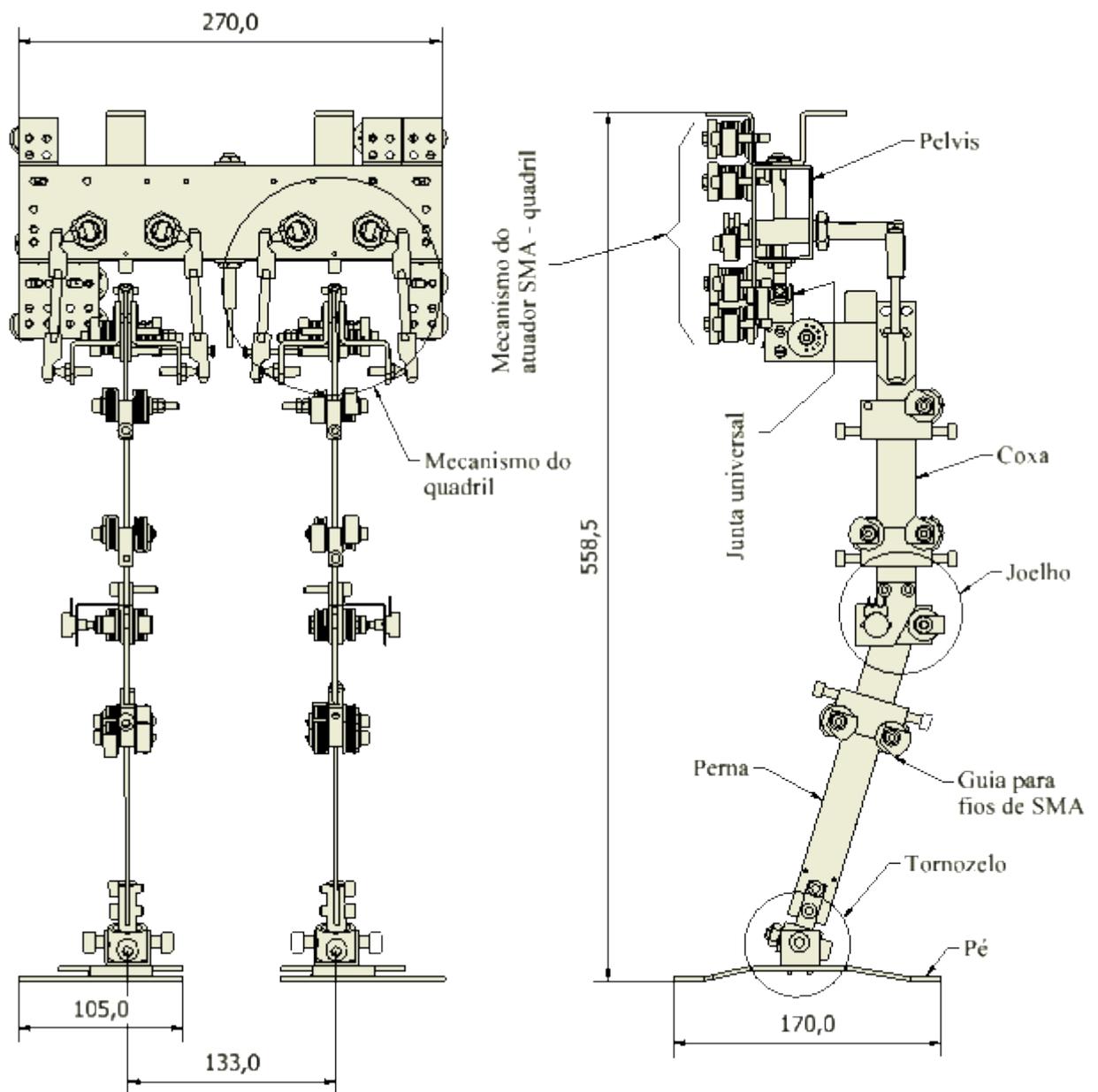


Figura 3.23: Vistas ortogonais do robô bípede.

## 3.6 Considerações finais

Neste capítulo apresentou-se um detalhamento matemático da modelagem cinemática e dinâmica dos mecanismos e da forma de como foi concebido a elaboração da configuração mecânica do robô bípede, com sua fase dimensional e seleção de formas de acionamento. Com o conhecimento das condições de contorno do projeto foi possível estabelecer os graus de liberdade do sistema, projetando as articulações do quadril e do joelho, bem como do tornozelo. Adequou-se os atuadores de ação linear na conformação mecânica imitando de certa forma as formas biológicas existentes, assim obteve-se matematicamente o sistema articular comparado com o deslocamento de trajetória linear do atuador para descrever a trajetória impostas para acompanhar os vetores angulares de cada articulação. Por fim, após a criação da estrutura das partes para possibilitar a implementação, pode-se chegar ao conjunto proposto em um desenho do robô bípede.

## Simulação do robô bípede

A SIMULAÇÃO dinâmica de sistemas multicorpos é um problema comum na engenharia. Para esse fim existem vários programas disponíveis: os programas computacionais simbólicos, para resolver equações de movimento dinâmica; os programas numéricos que calculam as dinâmicas sob a base de um modelo em CAD 3D e programas que resolvem o problema por meio de uma representação abstrata, por exemplo, diagrama de blocos. Estão nessa categoria o ambiente de simulação baseado em GUI do Simulink, o SimMechanics, que são algumas ferramentas do programa computacional Matlab [MATHWORKS, 2007].

Existe uma grande variedade de simuladores, porém os mais utilizados em simulação de mecanismos são o VisSim [VISSIM, 2010] e o ThreeDimSim [THREEDIMSIM, 2010]. O primeiro é uma linguagem em forma de diagrama de blocos para modelar, simular e analisar sistemas dinâmicos e é largamente usado em projetos de sistemas de controle e processamento digital para multidomínios de simulação. O segundo é um programa que por meio de um *script* define o cenário de simulação em 3D.

A simulação de sistemas mecânicos ganha a cada dia mais importância. Além de facilitar a identificação de problemas operacionais existentes ajuda a prever o comportamento do sistema observado. Pode ainda ser usada com um ambiente de teste para os sistemas que estão sendo projetados, reduzindo riscos e investimentos. Considere-se ainda que a experimentação com sistemas reais é, muitas vezes, econômica e tecnicamente inviável, principalmente quando se trata da introdução de novos conceitos, ainda não testados. A avaliação com modelos dinamicamente simulados pode ser estratégica nesses casos para garantia da competitividade das empresas.

O ambiente *Dynamic Simulation* do programa computacional *Inventor* é usado para simular e analisar as características dinâmicas de montagens de partes e peças, usando condições reais, assim, determinando a integridade do projeto, calculando as forças necessárias para produzir um movimento desejado, analisando os efeitos das forças naturais tais como a gravidade ou atrito no mecanismo bem como efeitos externos. Contudo ele só fornece uma aproximação do comportamento visto em mecanismos reais. Após a configuração da elaboração do sistema mecânico procede-se a simulação.

No programa computacional tenta-se sintetizar a informação e as leis da continuidade para alcançar a solução por meio da integração de equações dinâmicas, usando o método numérico de integração de *Runge-Kutta* de quinta ordem. Este é um método de passo adaptativo de iterações no tempo, no qual a implementação da aproximação adaptativa requer que o erro de integração estimado seja baseado nas velocidades e acelerações calculadas. Se o erro de integração exceder a precisão, o passo é rejeitado. Um novo passo de tempo, menor que o passo atual, é então calculado e a simulação é reiniciada do começo do passo com um novo valor de passo .

No ambiente de simulação um componente move-se baseado nos graus de liberdade da articulação e do movimento imposto. Usa-se as propriedades físicas associadas com cada parte: massa, matriz inércia e a posição do centro de gravidade. As partes do sistema são sempre tratados como corpos rígidos. No caso dos atuadores SMA, estes serão tratados pelo ambiente de simulação como modelos de micro mecanismos por terem propriedades de massa e inércia menores que  $1 \times 10^{-10}$  kg ou  $1 \times 10^{-16}$  kg.m<sup>2</sup> e maiores que  $1 \times 10^{-20}$  kg ou  $1 \times 10^{-32}$  kg.m<sup>2</sup>.

A origem da montagem do sistema é a origem do sistema de coordenadas. X, Y e Z são definidos como principais planos de coordenadas do sistema.

No processo de análise da tensão mecânica é definido o material, as condições de contorno (consistindo em esforços e restrições), condições de contato específicas e opcionalmente as preferências da malha (para a análise dos elementos finitos). Uma vez esses critérios estabelecidos, pode-se simular e verificar o comportamento relativo as condições pré-definidas.

O ambiente de análise de tensões mecânicas está totalmente integrado ao ambiente de simulação dinâmica, então pode-se executar a análise de tensões com condições de cargas exatas que são calculadas diretamente do comportamento dinâmico do projeto. Uma vez simulado, os resultados podem ser vistos em um ou mais contextos e as informações ficarão disponíveis para serem comparadas com novos dados, caso hajam modificações feitas.

A análise das simulações é realizada usando uma representação matemática de um sistema físico composto das soluções das representações matemáticas, calculando a aceleração, a velocidade e a posição dos componentes/montagens em cada passo de tempo. Para encontrar o resultado de uma simulação, o componente é subdividido em pequenos elementos finitos triangulares/tetraédricos em forma de malha unidos pelos vértices (nós). Já o cálculo do equilíbrio estático de cada elemento é realizado o produto entre a matriz rigidez e o deslocamento do nó. O equilíbrio dinâmico de um mecanismo em cada passo de tempo, é realizado o produto entre a matriz massa e a aceleração das articulações. Então, a simulação dinâmica subdivide o tempo em pequenos segmentos em forma de imagens, em cada imagem realiza os cálculos necessários.

Na solução do programa acrescenta-se o comportamento individual de cada elemento para prever o comportamento de todo o sistema físico resolvendo um conjunto de equações algébricas simultaneamente. Assim o movimento do mecanismo articulado é gerado graficamente representando um pós-processo.

## 4.1 Determinação de parâmetros dimensionais dos atuadores

### 4.1.1 Configuração de atuadores com memória de forma

O foco nesta seção é a configuração do material de SMA, usados como atuadores de força para o deslocamento em sistemas mecânicos. Uma caracterização mais detalhada da liga com memória de forma é realizada no Apêndice A, deste trabalho.

Existem basicamente três tipos de estruturas com atuação linear de atuadores SMA. O atuador ilustrado na Figura 4.1(a) é referido como um atuador unidirecional. O atuador ilustrado na Figura 4.1(b) é chamado de atuador de mola, que utiliza uma mola para gerar a força restauradora. A mola SMA é inicialmente deformada, isto é, alongada, em uma temperatura baixa (martensita) antes da instalação. Quando a mola SMA é aquecida, é gerado uma força restauradora pelo efeito de memória de forma que puxa a mola, desta forma é armazenada energia na mola. Quando o atuador SMA é resfriado, a energia potencial armazenada na mola é liberada para deformar a mola SMA (ou fio) retornando a sua posição inicial fazendo um ciclo de deformação e reformação o qual é acompanhado pela transformação da martensita e transformação reversa dos elementos de SMA.

O atuador SMA ilustrado na Figura 4.1(c) é denotado de atuador SMA diferencial

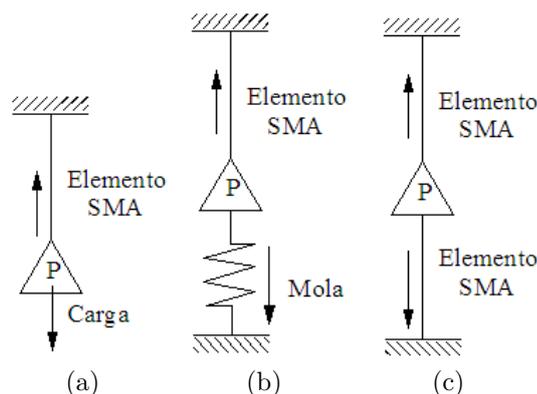


Figura 4.1: Tipos de atuadores lineares SMA.

o qual inclui um elemento de SMA oposto usado para criar uma força ativa e uma deformação no elemento SMA com alguma energia inicial armazenada (caracterizado pela fase térmica instável martensítica e representado por uma deformação inicial). Pode-se produzir um movimento com deslocamento diferencial com dois elementos SMA, com um projeto especialmente desenhado utilizando o aquecimento e resfriamento do elemento para esse fim.

Neste trabalho, atenção foi dada principalmente no terceiro tipo de atuador SMA. Os atuadores do tipo diferencial tem a vantagem de um controle mais fácil, mais rápido e requerem menos potência [GOBERT, 1995], tornando-os mais desejáveis para aplicações de baixa potência. Os atuadores do tipo atuador de mola podem ser lentos se existir um *overshoot*, assim requerendo resfriamento e o trabalho da mola para a atuação reversa. As aplicações robóticas de atuadores SMA incluem articulações das mãos e movimento de articulações rotatórias [ASHRAFIUON; ESHRAGHI; ELAHINIA, 2006; DUTTA; GHORBEL, 2005; LIANG; ROGERS, 1992].

O projeto e análise de um atuador SMA de força diferencial é mais complexo do que um atuador SMA de força tipo mola, visto que um atuador diferencial envolve mais transições de fase e mais variáveis de projeto.

#### 4.1.2 Parâmetros operacionais

Os parâmetros de operação para um atuador SMA são: a quantidade de força gerada na saída; o deslocamento máximo ou o curso e o trabalho gerado pelo atuador. Os parâmetros básicos de projeto incluem a seleção do material de SMA, que definem as constantes do material, o comprimento dos fios de SMA, a área de seção transversal e o estado inicial da SMA (isto é, a deformação residual inicial da martensita). Outro parâ-

metro importante para os atuadores é supor no primeiro instante que ambos os elementos de SMA de um atuador diferencial serão do mesmo material de SMA. Assim os parâmetros de projeto de um atuador diferencial estarão restritos a suas variáveis geométricas e estados iniciais dos elementos de SMA.

A liga com memória de forma deverá estar estabilizada, ou seja, este é o processo termomecânico utilizado para ajustar as características ótimas, para cada necessidade, tanto para superelasticidade como para efeito de memória de forma os parâmetros de tratamento térmico e treinamento da liga. O material de SMA para adquirir os atributos apropriadas para ser aplicado em um atuador mecânico é necessário que após haver recebido o tratamento térmico seja treinado a uma tensão admissível [DUERING; ZADNO, 1990; STALMANS; HUMBEECK; DELAEY, 1991; GUILMANY; FERNANDEZ, 1994; GUILMANY et al., 1987; MAYER; SCHERNGELL; KNEISSL, 1999; SCHERNGELL; KNEISSL, 2002].

Um sistema mecânico de seis graus de liberdade foi descrito no Capítulo 3. O sistema ainda é virtual mas, utilizando-se as propriedades das ligas com memória de forma demonstra-se o potencial dos atuadores SMA em projetos de sistemas mecânicos de robôs bípedes.

O modelo do sistema de atuador de SMA é desenvolvido baseado nas leis de evolução e equação constitutiva da SMA, calor de convecção e nas características macroscópica de transformação de fase do material.

### 4.1.3 Projeto de um atuador SMA diferencial

Para entender o comportamento do atuador SMA diferencial é necessário analisar o ciclo de funcionamento de uma configuração antagônica de um atuador SMA de forma *one-way*, como ilustrado na Figura 4.2.

#### Comportamento da configuração antagônica

O início do ciclo de atuação no ponto 1, onde ocorre o carregamento isotérmico (acrécimo de tensão mecânica a temperatura martensítica constante). O atuador SMA começa sem tensão mecânica em estado maclado martensítico. Quando ocorre o carregamento da força peso da carga adicionada, fazendo o SMA esticar, percorrendo o caminho ilustrado na curva do ponto 1 ao 2. Em seguida, haverá um acréscimo de temperatura por meio do efeito Joule a tensão mecânica constante, pois a carga não varia. Então, ocorrerá a tran-

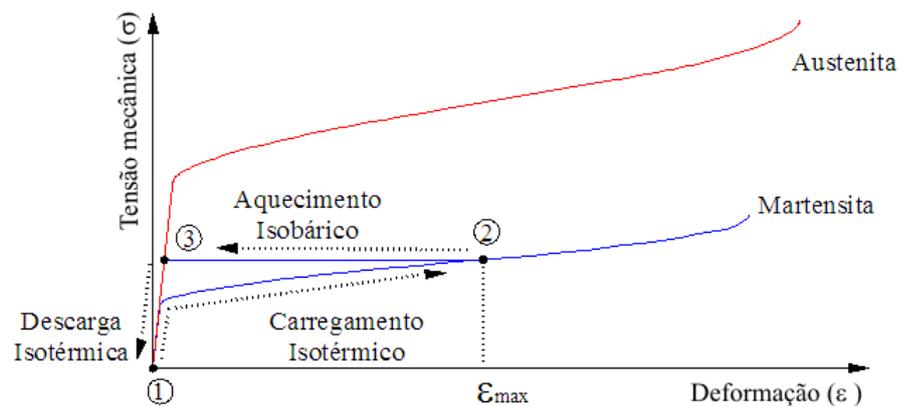


Figura 4.2: Ciclo de um atuador SMA com uma plicação de peso constante.

sição da curva martensítica à austenítica na SMA, ponto 2 ao 3, desta forma causando a contração do atuador SMA na direção da curva austenítica. Nessa fase de transição haverá o trabalho de levantamento da alavanca pelo atuador SMA. Do ponto 3 ao 1, haverá o resfriamento, o material recupera a forma do comprimento martensítico, completando o ciclo, o peso alongará novamente o atuador SMA, permanecendo no seu estado de equilíbrio, o ponto 2. Se retirada a carga o atuador tende a reduzir a deformação,  $\varepsilon$ , a zero.

Diferente ao ciclo descrito no comportamento da configuração antagonista, haverá, agora, uma carga constante exercida por outro atuador SMA antagonista, a força exercida é uma função da elongação deste atuador antagonista, desta forma varia com o tempo. Na Figura 4.3 ilustra-se o caminho percorrido por essa configuração.

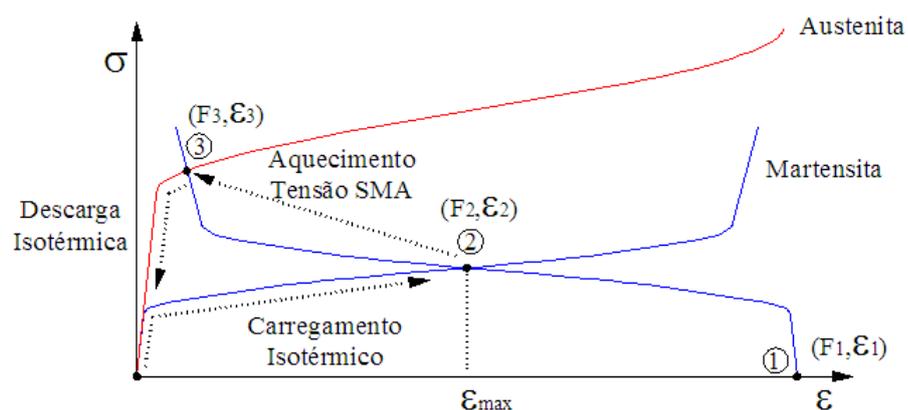


Figura 4.3: Ciclo de atuadores diferenciais.

A deformação  $\varepsilon_1$  é fixada durante a duração da simulação, desta forma a deformação total no sistema é suposta ser constante durante a simulação. A variação da deformação para cada atuador SMA é devida a mudança de temperatura imposta a cada atuador. Supondo que na atuação não se inclui o movimento dinâmico da inércia dos atuadores

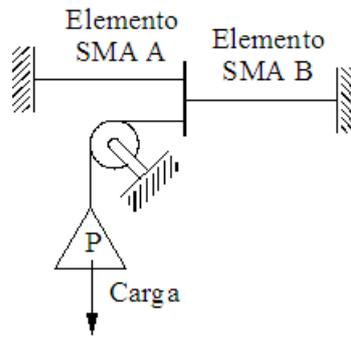


Figura 4.4: Diagrama da configuração de atuadores SMA antagonistas.

SMA, por exemplo, as forças dos atuadores são iguais.

Quando os atuadores estão acoplados na temperatura martensítica (baixa temperatura) e a deformação total do sistema está configurada, o atuador B é estirado, Figura 4.4, e segue a curva martensítica de  $\varepsilon$ - $\sigma$  até o ponto 2 da Figura 4.3. Quando o atuador SMA B é aquecido, este se contrai estirando o atuador A e incrementando a força em ambos atuadores, isto corresponde ao caminho do ponto 2 ao 3, onde a inclinação e de certa forma a constante de rigidez do atuador.

Quando o atuador SMA B é resfriado, transformando-se em martensita de baixa rigidez, a força antagonista do atuador SMA A estira o B até atingir novamente o ponto de equilíbrio 2.

### Análise dos atuadores SMA diferenciais

Um atuador SMA diferencial de força contém dois elementos de SMA, em que cada elemento funciona com deformação e restauração, como ilustrado na Figura 4.4. Os parâmetros de projeto para esse modelo são as variáveis geométricas do elemento SMA A e B e as constantes materiais. Ambos elementos são supostos de mesma composição química e mesma área da seção transversal,  $A_s$ , para simplificar a análise. Aqui as variáveis com índice “A” são relacionadas com o elemento SMA A e conseqüentemente com “B” ao elemento SMA B. O comprimento original de A e B são  $L_A$  e  $L_B$ . É suposto, também, que as propriedades do material permanecem as mesmas com a temperatura e a fração de martensita. A temperatura inicial do ambiente,  $T_s$ , é a mesma para ambos elementos. As condições iniciais do elemento A são:

$$\varepsilon_0^A = 0; \sigma_0^A = 0; \xi_0^A = 0 \quad (4.1)$$

onde  $\varepsilon_0^A$  é a deformação inicial  $\sigma_0^A$  é a tensão mecânica inicial  $\xi_0^A$  é fração de martensita inicial do elemento SMA A. E as condições iniciais do elemento B são:

$$\varepsilon_0^B = \varepsilon_{res}; \sigma_0^B = P/A_s; \xi_0^B = \varepsilon_{res}/\varepsilon_L \quad (4.2)$$

onde  $\varepsilon_0^A$  é a deformação inicial  $\sigma_0^A$  é a tensão mecânica inicial  $\xi_0^A$  é fração de martensita inicial do elemento SMA A e  $\varepsilon_{res}$  é deformação martensítica residual,  $\varepsilon_L$  é a deformação máxima recuperável,  $P$  a carga pré-existente entre os atuadores. As equações constitutivas de evolução para esse sistema são:

$$\dot{\sigma}_0^A = E\dot{\varepsilon}_0^A + \Theta\dot{T}_0^A + \Omega\dot{\xi}_0^A \quad (4.3)$$

$$\dot{\sigma}_0^B = E\dot{\varepsilon}_0^B + \Theta\dot{T}_0^B + \Omega\dot{\xi}_0^B \quad (4.4)$$

As condições geométricas e de equilíbrio dos elementos A e B do sistema podem ser assumidas como:

$$L_A\dot{\varepsilon}^A = -L_B\dot{\varepsilon}^B \quad (4.5)$$

$$S^A\sigma^A = S^B(\sigma^B - \sigma_0^B), \quad (4.6)$$

onde  $S^A$  e  $S^B$  são as áreas da seção transversal do fio de SMA, para os elementos A e B respectivamente.

A equação constitutiva e a de equilíbrio resulta:

$$L_A(\dot{\sigma}^A - \Theta\dot{T}^A - \Omega\dot{\xi}^A) = -L_B(\dot{\sigma}^B - \Theta\dot{T}^B - \Omega\dot{\xi}^B) \quad (4.7)$$

onde por definição

$$\dot{\xi} = \frac{\partial \xi}{\partial \sigma} \dot{\sigma} + \frac{\partial \xi}{\partial T} \dot{T} \quad (4.8)$$

A Equação 4.7 pode ser reescrita

$$L_A \left[ \left( 1 - \Omega \frac{\partial \xi^A}{\partial \sigma^A} \right) \dot{\sigma}^A + \left( -\Theta - \Omega \frac{\partial \xi^A}{\partial T^A} \right) \dot{T}^A \right] = -L_B \left[ \left( 1 - \Omega \frac{\partial \xi^B}{\partial \sigma^B} \right) \dot{\sigma}^B + \left( -\Theta - \Omega \frac{\partial \xi^B}{\partial T^B} \right) \dot{T}^B \right] \quad (4.9)$$

O procedimento que é realizado pelos atuadores SMA diferencial pode ser descrito como: primeiro, o elemento B é aquecido enquanto a temperatura do do elemento A está constante. O elemento B é está deformado e a martensita deformada tenderá a recuperar a austenita estável, assim produzindo a força contrária ao elemento A. O elemento A funciona como uma mola convencional não linear com uma rigidez inicial alta e baixa no processo de transformação. Se a força máxima da recuperação produzida por B não poder fazer com que A atinja a primeira tensão elástica admissível, o elemento A simplesmente estará esticado dentro de sua faixa de deformação elástica linear.

Uma vez que a tensão de A estiver acima de sua primeira tensão elástica admissível, o elemento A é submetido à transformação martensítica induzida por tensão armazenando energia para a recuperação do elemento B. Durante o processo de re formação do sistema, em que o elemento A está sendo aquecido e o elemento B está sendo resfriado, o elemento A gera uma força muito maior que a de recuperação retirada de B para a sua posição inicial. A tensão externa no elemento B aumentará sua temperatura de início da martensita mecânica resultando em uma transformação de martensita prévia que causando um tempo ciclo menor para o atuador SMA diferencial. O atuador pode ser novamente ativado pelo aquecimento do elemento B e inicia um novo ciclo.

#### 4.1.4 Simulação do prototipo do bípede

##### Os Quadris

O ambiente *Dynamic Simulation*, do programa computacional *Inventor*, foi usado para simular o comportamento do bípede, permitindo analisar as características dinâmicas da montagem das partes e peças, em condições relativamente realistas (rigidez, atrito e amortecimento). Analisando os efeitos das forças naturais tais como a gravidade ou atrito no mecanismo, bem como outros possíveis efeitos externos (obstáculos, vento e impactos laterais), determina-se a integridade do projeto e calculam-se as forças necessárias para produzir um movimento desejado.

Um bípede durante o processo de andar troca periodicamente entre as fases bi-apoiada, em que se caracteriza quando ambos os pés estão em contato com a superfície de apoio (piso) e a mono-apoiada, em que apenas um dos pés serve de apoio. O bípede projetado

foi simulado em malha aberta para ser comparado com o protótipo físico, para verificar se o projeto da estrutura obtida é capaz de gerar os esforços necessários ao andar. A simulação do mecanismo responsável pelo movimento da pelvis e da perna está ilustrado na Figura 4.5. Um desenho simplificado do bípede é ilustrado na Figura 4.5(a). Na Figura 4.5(b) representa-se o movimento lateral e na Figura 4.5(c) o levantamento da perna para realizar o passo. Tendo como responsáveis por esses movimentos os elementos de SMA que fazem girar as quatro alavancas circulares.

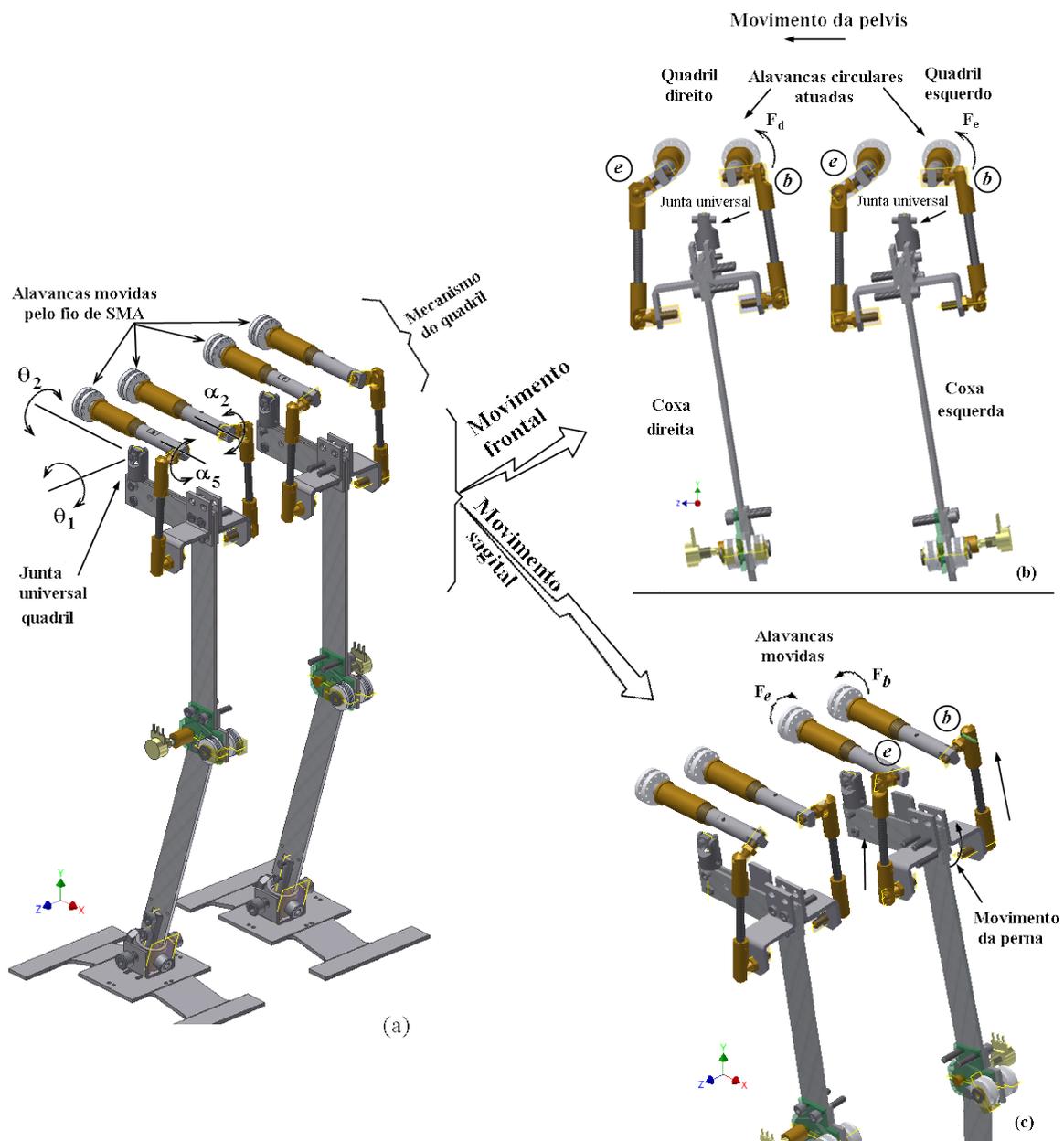


Figura 4.5: Desenho ilustrativo do funcionamento do deslocamento lateral e frontal.

Neste trabalho a atenção é para os parâmetros dimensionais dos mecanismos responsáveis pelas cinemáticas articulares do quadril e do joelho que são determinados de forma

a atender os critérios da marcha bípede.

A simulação da marcha bípede inicia-se quando o robô encontra-se parado de forma ereta, (ver Figura 4.5(a)). Em seguida haverá o deslocamento lateral da pelvis, no plano frontal, existindo a adução/abdução do quadril, (ver Figura 4.5(b)). Para tal movimento é necessário a ativação intercalada de dois atuadores SMA, resultando na inclinação lateral das pernas. O centro de gravidade é deslocado, fazendo com que o peso fique sobre uma das pernas, preparando a outra perna para a fase de balanço, este será movido para frente, como ilustrado na Figura 4.5(c).

Na simulação, a marcha foi dividida em três intervalos, ilustrados nas Figuras 4.6 e 4.7: movimento lateral à direita da pelvis; o levantamento da perna no plano sagital; e a troca de apoio entre as pernas, representados pelos instantes de 0 a 2,5 s, de 2,5 s a 7,5 s e de 7,5 s até 15 s, respectivamente. Nestas figuras ilustram-se as curvas obtidas no simulador, em que são impostos movimentos rotacionais nas alavancas movidas pelo fio de SMA nos planos XY e YZ da articulação do quadril ( $\theta_1$  e  $\theta_2$ ), localizado na junta universal (sistema de coordenadas  $O_1$ , vide Figura 3.15), da perna direita e esquerda, respectivamente (Figuras 4.6(a) e 4.7(a)). Nas Figuras 4.6(b) e 4.7(b) constam as curvas dos esforços necessários nas alavancas circulares atuadas pelos fios de SMA e a respectiva contração necessária destes fios na marcha bípede, tanto da perna direita como da esquerda, respectivamente.

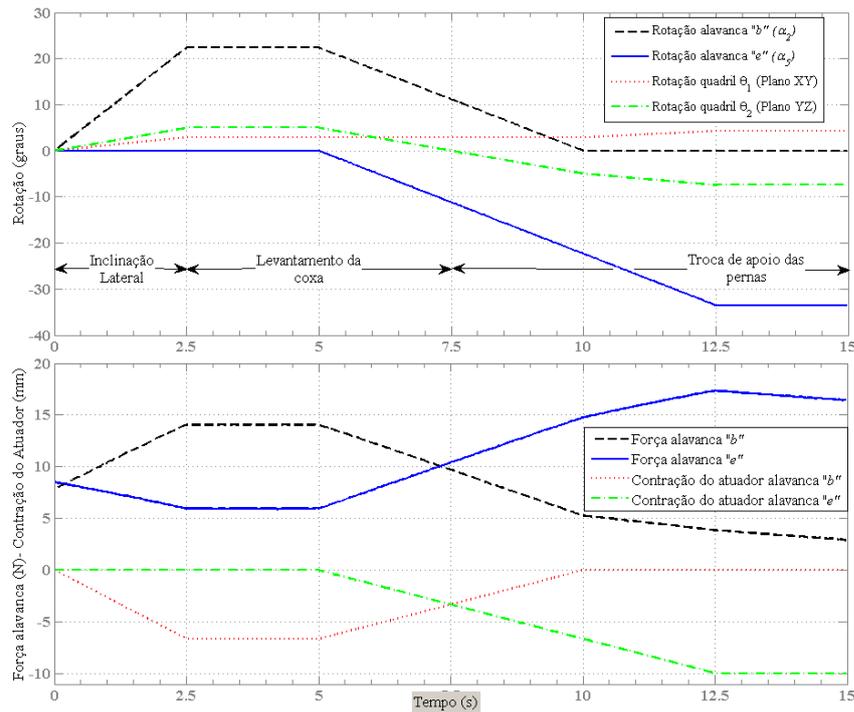


Figura 4.6: Curvas obtidas na simulação na perna direita: (a) Ângulos da junta universal - articulação do quadril ( $\theta_1$  e  $\theta_2$ ) obtidos pela imposição do movimento rotacional da alavanca movida pelos fios SMA; e (b) Esforços necessários gerados pelo atuadores termomecânicos e a contração para gerar a marcha bípede sobre os ângulos  $\alpha_2$  e  $\alpha_5$  (ver Figura 3.15)

Na Tabela 4.1 constam os valores máximos e mínimos obtidos na simulação, referente aos intervalos de 0 a 2,5 s, a partir de 2,5 s a 7,5 s e a partir de 7,5 até 15 s, que representam a inclinação lateral, levantamento da coxa e troca de apoio das pernas, respectivamente.

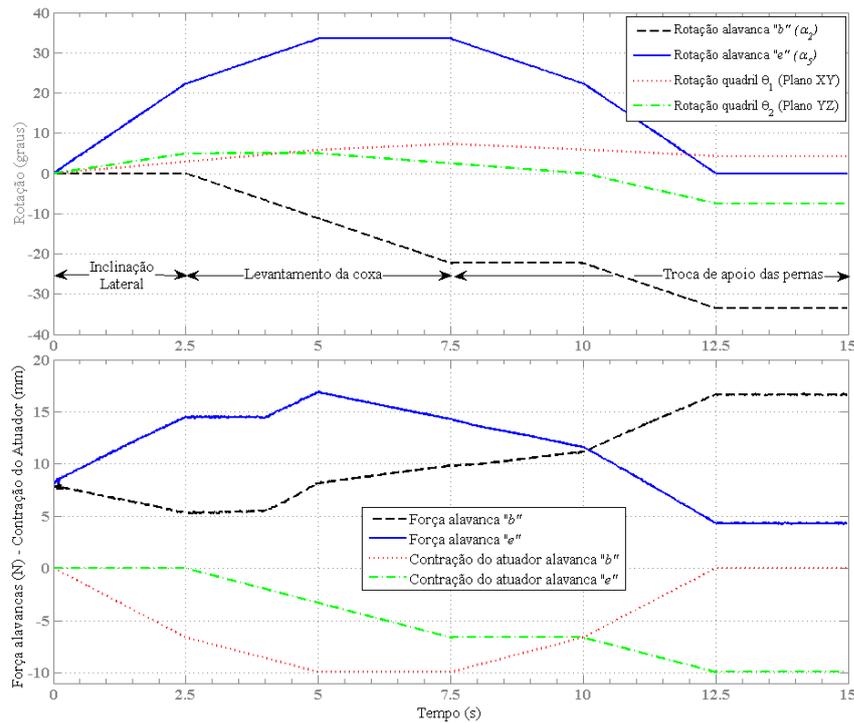


Figura 4.7: Curvas obtidas na simulação na perna esquerda: (a) Ângulos da junta universal - articulação do quadril ( $\theta_1$  e  $\theta_2$ ) obtidos pela imposição do movimento rotacional da alavanca movida pelos SMA's; e (b) Esforços necessários gerados pelo atuadores termomecânicos e a contração para gerar a marcha bípede sobre os ângulos  $\alpha_2$  e  $\alpha_5$  (ver Figura 3.15).

Tabela 4.1: Dados obtidos na simulação dinâmica.

		Perna direita			Perna esquerda		
Tempo (s)		0 ~ 2,5	>2,5~7,5	>7, 5	0 ~ 2,5	>2,5~7,5	> 7,5
Rotação na alavanca (graus)	$\alpha_2$	0~22,35	22,35~11,16	11,16~0	0	0~22,35	-22,35~-33,5
	$\alpha_5$	0	0~-11,19	-11,19~-33,53	0~22,35	22,35~33,5	33,5~0
Rotação do quadril (graus)	$\theta_1$	0~5	5~0	0~7,5	0~2,9	2,9~7,3	7,3~4,3
	$\theta_2$	0~2,9	2,9	2,9~4,3	0~5	5~2,5	2,5~7,5
Esforço nos atuadores das alavancas (N)	$b$	8,3~14	14~9,7	9,7~2,9	8,3~5,3	5,3~9,8	9,8~16,8
	$e$	8,3~5,9	5,9~10,4	10,4~17,3	8,3~14,4	14,4~16,8~14	14~4,3
Contração dos atuadores (mm)	$b$	0~-6,6	-6,6~-3,3	-3,3~0	0~-6,6	-6,6~-10	-10~0
	$e$	0	0~-3,3	-3,3~-10	0	0~-3,3	-3,3~-10

## Os Joelhos

Haverá o acionamento do joelho quando o movimento lateral da pelvis chegar ao fim, e nesse momento inicia-se a fase mono-apoiada. Na simulação obteve-se o resultado ilustrado na Figura 4.8, sendo necessário uma força da ordem de 40 N por atuador de SMA.

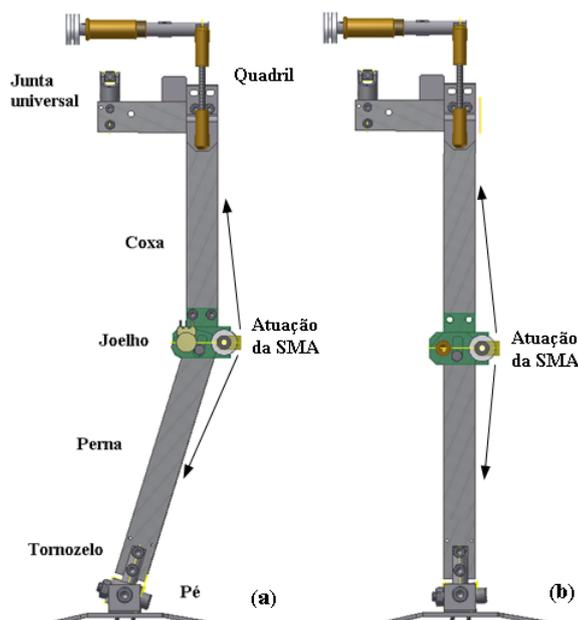


Figura 4.8: Desenho ilustrativo do funcionamento do deslocamento a coxa.

## 4.2 Modelagem e características do atuador SMA

A caracterização do material de SMA é necessária para a viabilidade da aplicação dos tipos de atuadores em um sistema mecânico com múltiplas articulações, neste caso, aplicado ao membro inferior de um bípede, para a obtenção dos esforços solicitados ao atuador SMA, que rotacionará articulações relativas ao joelho e ao quadril. Para atender os requisitos gerais do projeto de um bípede, que utiliza atuadores termomecânicos com trajetória linear, foi necessário realizar estudos teóricos e experimentais do comportamento desse atuador.

### 4.2.1 Estudo do atuador termomecânico

Os materiais com memória de forma são ligas metálicas que são utilizadas em aplicações tais como a indústria aeroespacial, biomédica e robótica, que possuem a capacidade de retornar à sua forma original quando submetidas a um processo termomecânico apropriado. Para temperaturas acima de uma temperatura crítica ( $A_f$  - Austenita final), as SMA apresentam o fenômeno conhecido como superelasticidade no qual chega-se a experimentar deformações reversíveis da ordem de 8 % do seu comprimento, gerando grandes forças de restituição (cerca de 300 vezes seu peso). Para temperaturas abaixo dessa temperatura crítica, as SMA apresentam o efeito de memória de forma no qual, após um processo de carregamento e descarregamento, a liga apresenta uma deformação residual que pode ser eliminada através de um estímulo térmico adequado. Estas ligas podem apresentar ainda um comportamento denominado efeito de memória de forma reversível (*two-way*) no qual associa-se uma determinada forma a faixas de temperaturas, fazendo com que um corpo mude sua forma através de um processo cíclico de aquecimento e resfriamento [SRINIVASAN; MCFARLAND, 2001]. Este efeito é conseguido através de um processo de treinamento da liga. Para um esclarecimento sobre as características e aplicações das ligas com memória de forma pode ser consultado o Apêndice A

As ligas de Ni-Ti, Cu-Zn, Cu-Zn-Al, Cu-Al-Ni e Fe-Mn-Si são alguns exemplos de ligas com memória de forma. Estas ligas são muito sensíveis a variações na composição, podendo apresentar grandes mudanças em suas propriedades com uma simples adição de um elemento de liga. A liga Ni-Ti, conhecida comercialmente por Nitinol, é a mais popular por apresentar a maior deformação entre as ligas com memória de forma.

O tempo do ciclo de atuação de um atuador SMA está relacionado com a força necessária para movimentar o objeto desejado, o diâmetro do fio e a porcentagem de contração para a determinação do comprimento de fio necessário. Para utilizar a SMA como atuador, no caso de robôs bípedes, forças relativamente altas (da ordem de 50 N) são necessárias, isso faz com que o tempo de duração do ciclo de atuação (deformação-aquecimento-resfriamento) seja longo (da ordem de 30 s) sendo necessários fios com diâmetros elevados (da ordem de 0,6 mm). Para evitar esse problema, o atuador utilizado é em forma de feixe de fios, tendo como resultado o aumento da área de transferência de calor, aliado a diminuição do diâmetro do fio, pois a força é distribuída entre eles.

Tendo em vista que a medição da temperatura do fio de SMA é relativamente difícil, devido suas características mecânicas, mas pode ser utilizado como sensor, registrando-se as alterações nos valores de resistência de um fio do atuador durante a variação de

Tabela 4.2: Propriedades eletromecânicas do Ni-Ti.

Diâmetro (m)	Resistência (Ohms/m)	Força (kgf)	Corrente (mA)
$0,2032 \cdot 10^{-3}$	31,45	0,59	610
$0,29 \cdot 10^{-3}$	14,84	1,212	1,565

temperatura/transformação de fase.

Para gerar força de forma controlada, tanto na extensão quanto da flexão, utilizam-se os fios em configuração antagônica (extensor e flexor). A vantagem dessa configuração, é que pode-se obter uma escalabilidade entre a força de tração e a contração, efetuando ligação elétrica dos feixes de fios do atuador em série ou em paralelo. A força de contração que um elemento SMA em forma de fio alcança após a ativação é proporcional ao seu diâmetro, bem como o seu resfriamento (vide Anexo A [DYNALLOY, 2010]).

Na Tabela 4.2 consta a comparação das propriedades dos fios de SMA de diâmetros disponíveis, a tensão constante de  $180 \text{ MPa}$ . Pela Análise dos dados da Tabela 4.2, para viabilizar os esforços necessários a produção dos movimentos satisfatórios a locomoção e estabilidade, que será demonstrado mais adiante, serão utilizados dois fios de diâmetro nominal de 0,29 mm.

### 4.2.2 Ativação elétrica de ligas com memória de forma

A ativação está associada a quantidade de calor transferida ao material da SMA, ou seja, o aquecimento associado ao aquecimento elétrico do fio (efeito Joule) gera o calor transferido ao SMA. A equação matemática que descreve a transferência de calor por convecção livre do fio para o ar circundante é dada por:

$$(\rho A)c_p \frac{dT(t)}{dt} = i^2 R - h_c A_c [T(t) - T_\infty], \quad (4.10)$$

onde  $\rho$  é a densidade do material com memória de forma,  $A$  é a área da seção transversal e  $c_p$  é o calor específico. A corrente elétrica é denotada por  $i$  e a resistência por unidade de comprimento do material é  $R$ . O parâmetro  $h_c$  é o coeficiente convectivo da transferência de calor,  $T(t)$  é a temperatura do elemento de SMA no instante  $t$  e  $A_c$  é a área superficial do fio. A temperatura ambiente é denotada por  $T_\infty$ .

Na discussão sobre os materiais com memória de forma a temperatura e a tensão mecânica são os dois parâmetros que determinam o estado do material. Em certos casos é possível controlar a temperatura do material diretamente para induzir a recuperação

da deformação. Em outros casos, a temperatura do material pode ser controlada indiretamente por meio da aplicação de uma corrente elétrica para induzir o aquecimento no material. O aquecimento por sua vez aumenta a temperatura do material e o induz a uma recuperação da deformação.

Reescrevendo a equação 4.11 tem-se:

$$\frac{dT(t)}{dt} + \frac{h_c A_c}{\rho A c_p} T(t) = \frac{R}{\rho A c_p} i^2 + \frac{h_c A_c}{\rho A c_p} T_\infty, \quad (4.11)$$

Assumindo-se que a corrente elétrica e a temperatura ambiente são constantes, a solução para a equação diferencial é dada por:

$$T(t) - T_\infty = \frac{R}{h_c A_c} (1 - e^{-t/t_h}) i^2 + (T_0 - T_\infty) e^{-t/t_h}. \quad (4.12)$$

A constante do tempo  $t_h$ , associada com o processo de transferência de calor pode ser expressa como:

$$t_h = \frac{\rho A c_p}{h_c A_c} \quad (4.13)$$

A Equação 4.12 é válida para qualquer temperatura inicial. Quando a temperatura inicial é igual à temperatura ambiente e a corrente elétrica é constante, que normalmente é o caso durante o aquecimento para a recuperação da deformação, o aumento da temperatura pode ser modelada como:

$$T(t) - T_\infty = \frac{R}{h_c A_c} (1 - e^{-t/t_h}) i^2. \quad (4.14)$$

A temperatura estável,  $T_{ss}$ , é obtida deixando o termo exponencial ir a zero,

$$T_{ss} = \frac{R}{h_c A_c} i^2 + T_\infty. \quad (4.15)$$

A temperatura requerida alcançará aproximadamente 95 % do valor estável quando o tempo  $t = 3t_h$ . O modelo do tempo  $t_{da}$ , necessário a alcançar uma temperatura desejada,  $T_d$ , aquecendo-se o material é encontrado resolvendo explicitamente da Equação 4.14:

$$t_{da} = -t_h \ln \left[ 1 - \frac{h_c A_c}{i^2 R} (T_d(t) - T_\infty) \right] \quad (4.16)$$

Combinando a Equação 4.16 com a Equação 4.15, resulta em uma expressão para o tempo desejado em termos da diferença das temperaturas:

$$t_{da} = -t_h \ln \left( \frac{T_{ss} - T_d}{T_{ss} - T_\infty} \right) \quad (4.17)$$

O modelo para a temperatura de resfriamento de um fio com memória de forma pode ser derivado da Equação 4.12, configurando a corrente elétrica  $i = 0$  e resolvendo para a temperatura, obtém-se:

$$T_r(t) = T_\infty + (T_0 - T_\infty) e^{-t/t_h}. \quad (4.18)$$

O valor da temperatura estável quando resfriado é obviamente a temperatura ambiente  $T_\infty$ . O tempo  $t_{dr}$ , para alcançar uma temperatura desejada durante o resfriamento é dado por:

$$t_{dr} = -t_h \ln \left( \frac{T_d - T_\infty}{T_0 - T_\infty} \right). \quad (4.19)$$

Em geral, a temperatura de aquecimento ou resfriamento desejada está relacionada ao início e ao fim da temperatura de transformação do material. No caso do aquecimento, a temperatura estável será maior do que a temperatura desejada para reduzir o tempo necessário para alcançar o valor desejado. Como apresenta-se na Equação 4.15, a temperatura estável é determinada pelas propriedades do material, mas também pela corrente induzida no fio. Aumentando o valor a corrente elétrica aumenta-se o valor da temperatura estável e reduz-se o tempo necessário para alcançar a temperatura desejada. No processo de resfriamento não há dispositivo disponível, já que o tempo de resfriamento é determinado completamente pela temperatura inicial e a constante do tempo  $t_h$ .

### 4.2.3 Tratamento térmico e ciclagem térmica sob carga constante

Os fios utilizados como atuadores foram submetidos a um tratamento térmico para homogeneização da estrutura a temperatura de 480 °C por 10 minutos. Esse tratamento térmico foi realizado com o objetivo de se obter a fase responsável pelo efeito de memória de forma. Os elementos de SMA foram submetidos a 2000 ciclos térmicos a carregamentos constantes de tração. Estes carregamentos foram calculados para que as tensões no fio tivessem intensidade de 180 MPa, a temperatura ambiente de 22 °C. O efeito termoe-

lástico obtido pelo treinamento dos elementos de SMA atingiu o patamar de 4,4 % de deslocamento no seu comprimento. Foi realizado um procedimento, com a aplicação de cargas axiais de 50 g, 100 g, 200 g, 300 g, 500 g, 700 g, 900 g, 1.000 g, 1.250 g e 1.350 g e diversas correntes para cada carga, obteve-se o diagrama ilustrado na Figura 4.9, com o intuito de conhecer as correntes necessárias para a uma atuação segura do elemento de SMA, bem como a contração de saturação é alcançada. Preparação: aplicação de cargas axiais e constantes; fio treinado a 180 MPa e 2000 ciclos (ao final houve uma estrição no diâmetro de 0,001 mm); comprimento inicial de 686 mm sem carga; fonte de tensão elétrica regulada para o limite de 20 V; Inicialmente aplica-se corrente elétrica para que atinja a forma austenítica.

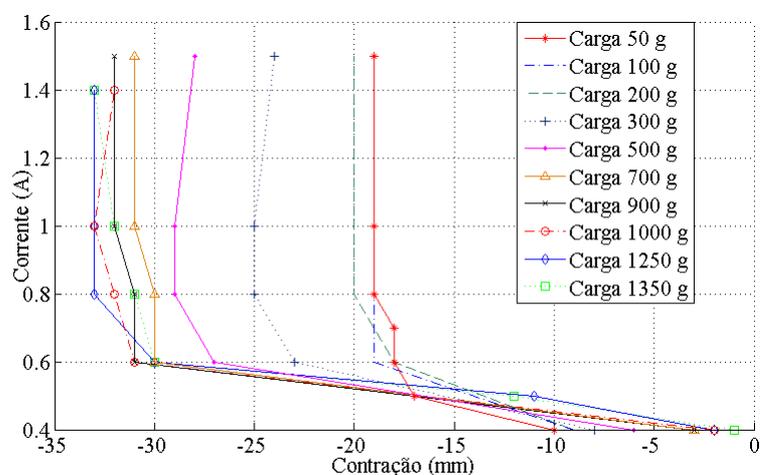


Figura 4.9: Diagrama da corrente x contração axial.

#### 4.2.4 Modelo constitutivo do comportamento termomecânico das ligas com memória de forma

Observando-se macroscopicamente as ligas com memória de forma destacam-se dois comportamentos, o primeiro é o efeito de memória de forma, em que o material ao ser submetido a uma tensão mecânica, no máximo até a região plástica, e em seguida retirada a tensão, essas ligas metálicas podem recuperar a deformação sofrida por meio de um estímulo térmico. O segundo comportamento é o efeito da superelasticidade, em que o material ao ser submetido a tensão mecânica pode alcançar grandes deformações (se comparados com materiais como aço), em torno de 8 % do seu comprimento, e ao ser retirada tal tensão mecânica a liga recupera-se essa deformação sofrida.

No estado livre de tensão mecânica, considera-se que um material de SMA pode ter quatro temperaturas de transição ou críticas, duas da fase martensítica e duas da auste-

nítica, denominadas de martensita final, martensita inicial, austenita inicial e austenita final, abreviados respectivamente como:  $M_f$ ,  $M_s$ ,  $A_s$  e  $A_f$ . Considera-se neste projeto o tipo de liga metálica na qual as temperaturas de transição se seguem conforme a variação da temperatura:  $M_f < M_s < A_s < A_f$ . Nota-se que a variação de temperatura na faixa  $M_s < T < A_s$  não induzirá a uma mudança de fase sólido-sólido.

A quantidade de aquecimento e de resfriamento determina a completa ou parcial transformação de fase da estrutura cristalina do material. O volume de transformação de fase é determinada pela variável fração de martensita,  $\xi_i$ , e varia entre 0 e 1.

### 4.2.5 Lei constitutiva do material multivariante

A abordagem, macroscópica que descreve os aspectos fenomenológicos ocorridos na transformação de fase da SMA e tem um modelo matemático regido por uma função conhecida. O primeiro modelo a apresentar esta formulação foi proposto por Tanaka, tendo dado origem a outros modelos que apresentam alterações na cinética de transformação de fase.

A lei constitutiva de Liang e Rogers [LIANG, 1990; LIANG; ROGERS, 1990] pode ser escrita considerando-se um material de SMA que é submetido a um carregamento uniaxial, desconsiderando-se todas as deformações exceto a normal a seção transversal (ignorando-se a expansão térmica radial), é obtida pela equação constitutiva que relaciona a tensão mecânica, deformação e a temperatura dada por:

$$\sigma - \sigma_0 = E(\varepsilon - \varepsilon_0) + \Omega(\xi - \xi_0) + \Theta(T - T_0) \quad (4.20)$$

onde  $E$  é o módulo de elasticidade ou de Young,  $\varepsilon$  é a deformação,  $\xi$  é fração de martensita e  $\Omega$  é o coeficiente de transformação do SMA,  $\Theta$  é o coeficiente de expansão térmica e o índice zero representa as condições iniciais.

No modelo de Liang e Rogers [LIANG, 1990; LIANG; ROGERS, 1990] um dos parâmetros que modelam a transformação de fase, a fração de martensita ( $\xi$ ), é tratada como única no material e não faz diferença em tipos de martensita. Isto limita a aplicabilidade do modelo a temperaturas que são inferiores a temperatura de início da martensita dos materiais com memória de forma,  $T_0 < M_s$ .

Para modelar efetivamente o modelo de transformação da martensita induzida por temperatura à martensita induzida por tensão mecânica, a fração de martensita é decomposta em duas variáveis de acordo com Brinson [BRINSON, 1993],

$$\xi = \xi_S + \xi_T. \quad (4.21)$$

onde  $\xi_S$  é a fração de martensita do material que é induzida por tensão (simples variante) e  $\xi_T$  representa a fração de martensita do material induzida por temperatura (múltiplas variantes). Para capturar os efeitos da martensita induzida por temperatura, a lei constitutiva dada pela Equação 4.20, de Liang-Rogers [LIANG, 1990; LIANG; ROGERS, 1990], foi reescrita por Brinson [BRINSON, 1993], como segue, para incluir um coeficiente de transformação associado com  $\xi_T$ .

$$\sigma - \sigma_0 = E(\varepsilon - \varepsilon_0) + \Omega_S(\xi_S - \xi_{S0}) + \Omega_T(\xi_T - \xi_{T0}) + \Theta(T - T_0). \quad (4.22)$$

Expressões dos coeficiente de transformação são obtidos considerando-se os casos específicos de carregamento e descarregamento. Considerando que o material está sem carga e possui deformação zero,  $\sigma_0 = \varepsilon_0 = 0$ , completamente austenítico, tal que  $\xi_{S0} = \xi_{T0} = 0$  e  $T = T_0 (M_s < T < A_s)$ . Se o material é carregado realiza uma transformação de fase de austenita à martensita e em seguida é descarregado até a tensão mecânica ser zero, mas existirá uma deformação residual  $\varepsilon = \varepsilon_L$ , as frações de martensita serão  $\xi_S = 1$ ,  $\xi_T = 0$ . Substituindo-se na Equação 4.22 fica

$$0 - 0 = E(\varepsilon_L - 0) + \Omega_S(1 - 0) + \Omega_T(0 - 0), \quad (4.23)$$

resultando em:

$$\Omega_S = -\varepsilon_L E. \quad (4.24)$$

Considerando as mesmas condições finais de carregamento com exceção de que o material estaria em um estado completamente de martensita induzida por temperatura, então  $\xi_{S0} = 0$  e  $\xi_{T0} = 1$ :

$$\begin{aligned} 0 - 0 &= E(\varepsilon_L - 0) + \Omega_S(1 - 0) + \Omega_T(0 - 1) \\ \Omega_T &= -\varepsilon_L E - \Omega_S. \end{aligned} \quad (4.25)$$

Combinando as Equações 4.24 e 4.25, tem-se que:

$$\Omega_T \equiv 0. \quad (4.26)$$

Substituindo as Equações 4.24 e 4.26 na equação constitutiva 4.22, obtém-se::

$$\sigma - \sigma_0 = E_\xi \varepsilon - E_{\xi_0} \varepsilon_0 + \varepsilon_L E_\xi (\xi_S - \xi_{S0}) + \Theta(T - T_0). \quad (4.27)$$

A importância dessa lei constitutiva é que o efeito de memória de forma pode ser levado a realizar também transformação de austenita à martensita induzida por tensão mecânica ou trocas em martensita induzida por temperatura a martensita induzida por tensão mecânica. A transformação de austenita à martensita induzida por tensão mecânica é idêntica ao processo de Liang e Rogers [LIANG, 1990; LIANG; ROGERS, 1990], em quanto que a habilidade de modelar a transformação de martensita induzida por temperatura a martensita induzida por tensão permite que o modelo constitutivo seja usado a temperaturas abaixo de temperaturas de início da martensita. A transformação direta da austenita à martensita durante o resfriamento também pode ser representado pelo modelo matemático de Brinson.

#### 4.2.6 Modelo da transformação de fase

O aplicação de uma força também induz a um comportamento de memória de forma, devido ao fato que as temperaturas de transição serem função da tensão mecânica aplicada. A relação ideal entre as temperaturas de transição e a tensão mecânica aplicada são apresentadas na Figura 4.10, para aplicações da equação constitutiva de Liang. A relação idealizada como uma linha estreita em função da tensão mecânica, onde  $A_s$ ,  $A_f$ ,  $M_s$  e  $M_f$  representam as temperaturas de transformação a tensão mecânica zero. Assumindo que os ângulos  $\alpha$  e  $\beta$  são conhecidos (caracteristicamente de dados experimentais) e as constantes do material de SMA para a martensita como a austenita ( $C_M$  e  $C_A$ ), pode-se obter a uma relação para as temperaturas de transformação em qualquer valor não-zero de tensão são:

$$M_f^* = M_f + \frac{\sigma}{C_M} \quad (4.28)$$

$$M_s^* = M_s + \frac{\sigma}{C_M} \quad (4.29)$$

$$A_s^* = A_s + \frac{\sigma}{C_A} \quad (4.30)$$

$$A_f^* = A_f + \frac{\sigma}{C_A} \quad (4.31)$$

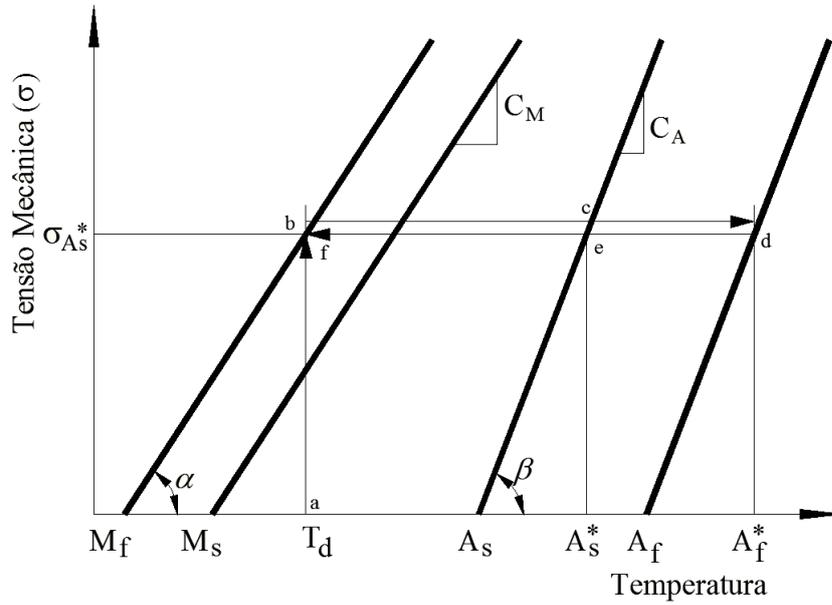


Figura 4.10: Diagrama de tensão mecânica e temperaturas críticas.

Para a simulação da Equação 4.27, o valor da fração de martensita necessita ser conhecido a cada instante do tempo. Baseado no comportamento histerético do SMA, observado quando cessa o esforço pseudo-elástico sofrido, Liang e Rogers [LIANG, 1990; LIANG; ROGERS, 1990] desenvolveram um modelo cossenóide da fase cinética. O modelo da fase cinética necessita da temperatura e da tensão mecânica para poder calcular a fração de martensita. Devido ao comportamento histerético as equações das ligas de SMA para o aquecimento e resfriamento são diferentes.

Ilustra-se na Figura 4.11, os quatro processos que levam ao laço de histerese, que podem ser descritos pelos pontos  $a$ ,  $b$ ,  $c$ ,  $d$ ,  $e$  e  $f$ , como segue:

1 - O material de SMA inicialmente no ponto  $a$ , é tensionado isotermicamente até alcançar uma tensão mecânica crítica que induz ao início da transformação de fase. Assume-se que o material está em regime linear elástico.

Para este processo substitui-se  $\sigma_0 = \varepsilon_0 = 0$  na equação constitutiva 4.20. As frações

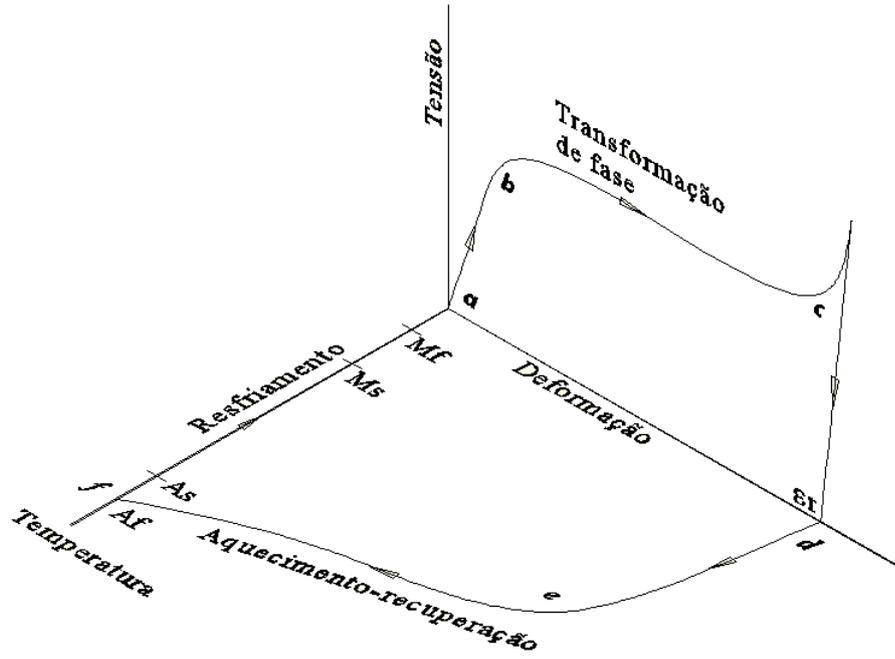


Figura 4.11: Diagrama representativo do efeito de memória de forma nas SMAs.

de martensita final e inicial deste processo são zero,  $\xi = \xi_0 = 0$ . O resultado é:

$$\sigma^{a \rightarrow b} = E\varepsilon \quad (4.32)$$

Que indica um regime linear elástico. A tensão mecânica que induz ao início da transformação de fase,  $\sigma^b$ , pode ser expressa como:

$$\sigma^b = C_M(T_0 - M_s) \quad (4.33)$$

A deformação até a tensão crítica é obtida pela combinação das duas equações anteriores:

$$\varepsilon^b = \frac{\sigma^b}{E} = \frac{C_M(T_0 - M_s)}{E}. \quad (4.34)$$

2 - O material é tensionado até o ponto *b*, isotérmicamente do estado martensita até a transformação de fase estar completa, ponto *c*. O comportamento de tensão-deformação do material neste regime assume-se que é governado pela combinação da lei constitutiva e a lei cinética da transformação  $M \rightarrow A$ . A relação tensão mecânica e deformação neste regime é mais facilmente resolvida pela condição de contorno:

$$C_M(T_0 - M_s) \leq \sigma^{b \rightarrow c} \leq C_M(T_0 - M_f) \quad (4.35)$$

Este processo de transformação de  $M \rightarrow A$ , é modelado utilizando a equação constitutiva e a lei cinética, Equação 4.36. Assume-se que o estado final é equivalente a martensita totalmente transformada. Conhecendo-se essa condição de contorno e o parâmetro material cinéticos experimental da transformação reversa  $a_M$ , a fração de martensita é equacionada por:

$$\xi^{b \rightarrow c} = \frac{1}{2} \left\{ \cos \left[ a_M (T_0 - M_f) - \frac{a_M}{C_M} \sigma^{b \rightarrow c} \right] + 1 \right\}, \quad (4.36)$$

e

$$a_M = \frac{\pi}{M_s - M_f},$$

para cada valor da tensão mecânica entre o intervalo. A deformação neste regime e equacionado resolvendo a equação constitutiva para  $\varepsilon$ :

$$\varepsilon^{b \rightarrow c} = \frac{1}{E} \sigma^{b \rightarrow c} + \varepsilon_L \xi^{b \rightarrow c} \quad (4.37)$$

e a tensão mecânica no fina da transformação de martensita será

$$\sigma^c = C_M (T_0 - M_f) \quad (4.38)$$

e a deformação será

$$\varepsilon^c = \frac{C_M (T_0 - M_f)}{E} + \varepsilon_L. \quad (4.39)$$

3 - O material é descarregado até tensão zero com a deformação resultante igual a uma deformação residual do SMA. Assume-se que o material está no regime linear elástico. Com o material completamente martensítico a fração permanecerá com o valor 1. Assim a equação constitutiva é reduzida a:

$$\sigma^{c \rightarrow d} - C_M (T_0 - M_f) = E \left[ \varepsilon^{c \rightarrow d} - \frac{C_M (T_0 - M_f)}{E} - \varepsilon_L \right] \quad (4.40)$$

O material, nessa fase, comporta-se como elástico quando este está sendo descarregado no estado martensítico. Nesse instante a tensão mecânica e a deformação são:

$$\begin{aligned}\sigma^d &= 0 \\ \varepsilon^d &= \varepsilon_L.\end{aligned}$$

A equação constitutiva fica reduzida a:

$$\sigma^{c \rightarrow d} = E(\varepsilon^{c \rightarrow d} - \varepsilon_L). \quad (4.41)$$

4 - O material é aquecido em um estado de tensão mecânica zero acima de  $A_f$  e resfriado a temperatura inicial  $T_0$ , o material retorna a ser completamente austenítico. Na fase de troca acontecerá até  $T = A_s$ , ocorrendo o decréscimo da fração de martensita sendo expressa pela equação

$$\xi^{d \rightarrow e} = \frac{1}{2} \{ \cos[a_A(T - A_s)] + 1 \}, \quad (4.42)$$

e

$$a_A = \frac{\pi}{A_f - A_s}.$$

Neste regime a equação constitutiva se reduz a

$$0 = \varepsilon^{d \rightarrow e} - \varepsilon_L - \varepsilon_L(\xi^{d \rightarrow e} - 1) \quad (4.43)$$

e a deformação é dada por:

$$\varepsilon^{d \rightarrow e} = \varepsilon_L \xi^{d \rightarrow e}. \quad (4.44)$$

Tanto Brinson e Liang utilizaram para calcular a resposta termodinâmica da liga com memória de forma o material de composto quimicamente de níquel e titânio (NiTi), em vários casos de transformação os dados da Tabela 4.3, onde constam os parâmetros característicos empregados do material da SMA, contido em Dye [apud BRINSON, 1993, p. 237] e Liang [apud BRINSON, 1993, p. 237].

Na primeira coluna da Tabela 4.3 constam os módulos de elasticidade tanto da austenita como da martensita ( $E_A$  e  $E_M$ ), o coeficiente térmico de expansão da SMA ( $\Theta$ ) e a densidade ( $\rho$ ). A segunda coluna contém as temperaturas de transformação crítica

Tabela 4.3: Propriedades do material NiTi para análise de sistemas baseados em SMA.

Modulos e densidade	Temperaturas de transformação ( $^{\circ}C$ )	Constantes de transformação
$E_A = 67 \text{ GPa}$	$M_f = 9$	$C_M = 8 \text{ MPa}/^{\circ}C$
$E_M = 26 \text{ GPa}$	$M_s = 18,4$	$C_A = 13,8 \text{ MPa}/^{\circ}C$
$\Theta = 0,55 \text{ MPa}/^{\circ}C$	$A_s = 34,5$	$\sigma_s^{cr} = 100 \text{ MPa}$
$\rho = 6450 \text{ kg}/\text{m}^3$	$A_f = 49$	$\sigma_f^{cr} = 170 \text{ MPa}$
Outras propriedades		
Def. máx. recup.	$\varepsilon_L = 0,067$	
Resistividade	$R = 0,9 \times 10^{-6} \Omega m$	
calor específico	$c_p = 920 \text{ J}/\text{kg}^{\circ}C$	
coef. conv. transf. calor	$h_c = 150 \text{ J}/(\text{m}^2 \cdot ^{\circ}C \cdot s)$	

a tensão mecânica zero ( $M_f$ ,  $M_s$ ,  $A_s$  e  $A_f$ ). Na terceira coluna constam as constantes do material de SMA para a martensita como a austenita ( $C_M$  e  $C_A$ ), a tensão crítica de transformação inferior e a superior ( $\sigma_s^{cr}$  e  $\sigma_f^{cr}$ ). Na coluna outras propriedades constam a deformação máxima de recuperação residual após haver a transformação total do material e não houver mais a tensão mecânica externa ( $\varepsilon_L$ ), a resistividade ( $R$ ), o calor específico ( $c_p$ ) e o coeficiente de convecção de transformação de calor ( $h_c$ ).

### 4.3 Modelagem dinâmica para atuação elétrica das ligas com memória de forma

A resposta das ligas com memória de forma a estímulos térmicos ou elétricos podem ser analisados pela combinação das relações constitutivas descritas na Seção 4.2.5, com o modelo de aquecimento e resfriamento térmico apresentado na Seção 4.2.2. Combinando-se as equações constitutivas com o modelo térmico pode-se analisar o tempo de resposta dos materiais de SMA para entradas elétricas variando com o tempo.

A decomposição da fração de martensita em martensita induzida à temperatura e induzida à tensão mecânica, também requer modificações na lei cinética associada com a fase de transformação. Na Figura 4.12 ilustra-se a relação entre a tensão mecânica e as temperaturas críticas usadas para modelar transformações induzidas por tensão mecânica. Evidências experimentais demonstram que uma descrição mais precisa desta relação é requerida quando a temperatura do material está inicialmente abaixo da temperatura de martensita inicial [LEO, 2007]. Em temperaturas abaixo de  $M_s$ , valores das tensões críticas são supostas constantes [BRINSON, 1993], como apresenta-se na Figura 4.12. Acima de  $M_s$ , as tensões críticas aumentam linearmente com a inclinação de  $C_M$  para

$M_f$  e  $M_s$  e  $C_A$  para  $A_s$  e  $A_f$ .

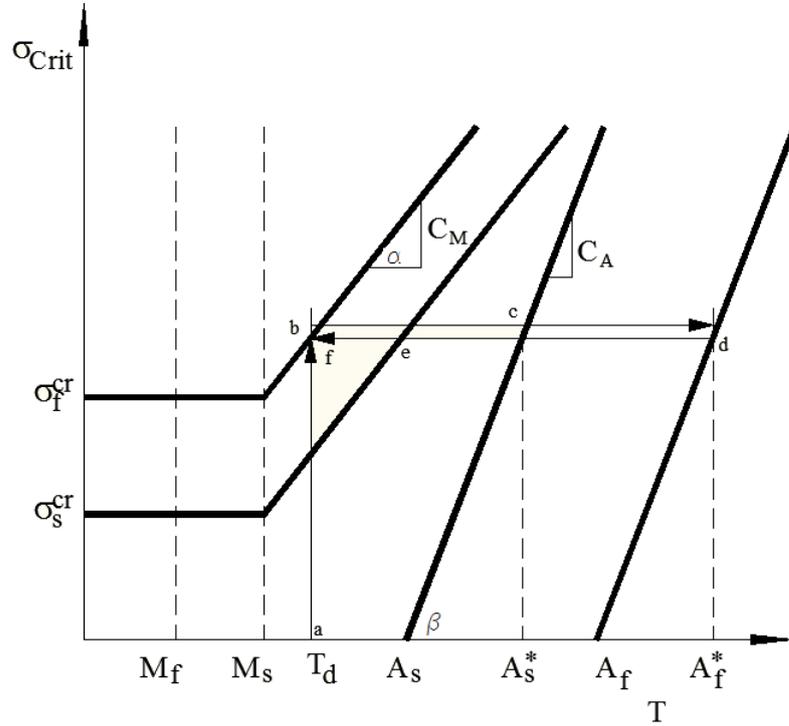


Figura 4.12: Curva das tensões críticas para a transformação ou para a conversão de martensita maclada em função da temperatura. As linhas pontilhadas indicam a possibilidade para valores não constantes de  $\sigma_s^{cr}$  e  $\sigma_f^{cr}$ .

Para o caso de um peso constante aplicado ao material de SMA é necessário um estímulo elétrico para aquecer o fio e induzir movimento a liga com memória de forma. Para analisar este caso, assume-se que o material de SMA está inicialmente no estado de tensão mecânica zero, deformação zero e o material não tem martensita induzida por tensão mecânica ou martensita induzida por temperatura. Assim, as condições iniciais da análise são:

$$\begin{aligned}\varepsilon_0 &= 0 & \sigma_0 &= 0 \\ \xi_{S0} &= 0 & \xi_{T0} &= 0\end{aligned}$$

Além disso, supõe-se que a temperatura inicial está entre a temperatura do início da martensita e a de início da austenita:

$$M_s < T_0 < A_s \quad (4.45)$$

O ponto inicial da análise é o ponto  $a$  ilustrado na Figura 4.12. Define-se deste

diagrama a relação entre a tensão mecânica e a temperatura crítica do material. Fica claro que a tensão mecânica necessária para induzir uma transformação completa no material é igual a:

$$\sigma_{lim} = \sigma_f^{cr} + C_M(T_0 - M_s). \quad (4.46)$$

Na relação entre as temperaturas de transição e a tensão mecânica aplicada ilustrada no diagrama idealizado da Figura 4.10, verifica-se que a variação na tensão mecânica influencia as temperaturas críticas<sup>1</sup>, como

$$C_M = \tan(\alpha); \quad (4.47)$$

$$C_A = \tan(\beta), \quad (4.48)$$

onde  $\alpha$  e  $\beta$  são os ângulos das curvas das transformações de martensita de austenita, respectivamente. Com o aumento da tensão mecânica, temperaturas mais altas serão necessárias para ocorrer a troca de fase. Uma descrição sobre a transição de temperaturas e suas correspondentes tensões mecânicas podem ser encontrada em 1990 por Liang [LIANG, 1990], então a influência da tensão mecânica inicial deve ser incluída nas equações de transformação de fase.

O acréscimo de tensão mecânica é ilustrado na Figura 4.12 pela linha vertical, partindo do ponto  $a$ , relativo a equação 4.46. Valores menores da pré-carga induzirão apenas parcialmente a transformação martensítica. Supondo que a tensão mecânica aplicada induz a uma transformação completa, os parâmetros da fração de martensita no ponto  $b$  da análise são:

$$\xi_S^b = 1 \quad \xi_T^b = 0,$$

onde  $\xi_S^b$  e  $\xi_T^b$  representam a fração do material que tem sido transformada por tensão mecânica e a fração do material que é martensita induzida por temperatura, respectivamente para o ponto  $b$ .

As equações da transformação também requerem modificações considerando-se as

---

<sup>1</sup>Temperaturas as quais ocorrem as transformações de fase ( $M_f$ ,  $M_s$ ,  $A_s$  e  $A_f$ ), a tensão mecânica zero.

transformações entre diferentes tipos de martensita. A lei cinética para conversão de martensita em austenita permite expressar:

$$T > A_s \quad e \quad C_A(T - A_f) < \sigma < C_A(T - A_S). \quad (4.49)$$

As equações da transformação de fase cinética são:

$$\xi = \frac{\xi_0}{2} \left\{ \cos \left[ a_A \left( T - A_s - \frac{\sigma}{C_A} \right) \right] + 1 \right\}, \quad (4.50)$$

onde as frações da transformação de fase podem ser escritas como:

$$\xi_S = \xi_{S0} - \frac{\xi_{S0}}{\xi_0} (\xi_0 - \xi), \quad (4.51)$$

$$\xi_T = \xi_{T0} - \frac{\xi_{T0}}{\xi_0} (\xi_0 - \xi). \quad (4.52)$$

As leis cinéticas da transformação de austenita a martensita são mais elaboradas, devido ao fato de que a fração de martensita induzida por temperatura e por tensão mecânica podem ser calculadas durante o processo. Para as temperaturas acima de  $M_s$ ,

$$T > M_s \quad e \quad \sigma_s^{cr} + C_M(T - M_S) < \sigma < \sigma_f^{cr} + C_M(T - M_S). \quad (4.53)$$

As equações da transformação cinética são:

$$\xi_S = \frac{1 - \xi_{S0}}{2} \cos \left\{ \frac{\pi}{\sigma_s^{cr} - \sigma_f^{cr}} \left[ \sigma - \sigma_f^{cr} - C_M(T - M_S) \right] \right\} + \frac{1 + \xi_{S0}}{2}, \quad (4.54)$$

$$\xi_T = \xi_{T0} - \frac{\xi_{T0}}{1 - \xi_{T0}} (\xi_S - \xi_{S0}). \quad (4.55)$$

Da discussão sobre as propriedades constitutivas do material de SMA, sabe-se que aumentando-se a temperatura induzirá a transformação de fase e a recuperação da deformação. Supondo que a temperatura aumentada está sendo controlada pela corrente induzida, pode-se usar a análise da Seção 4.2.2 para calcular o estímulo variando com o tempo (a corrente elétrica) para a recuperação da deformação do SMA.

Supondo que uma corrente elétrica constante é aplicada no material pré-carregado mecanicamente para induzir um aumento de temperatura suficiente para completar a transformação martensita a austenita, como ilustrado na Figura 4.12. A carga mecânica constante pré-locada no fio de SMA pode ser visualizada como uma massa fixa em um fio. Da solução do modelo de transferência de calor quando a temperatura inicial é igual a temperatura ambiente, Equação 4.14, o aumento da temperatura do material é acrescida exponencialmente até a temperatura estável ( $T_{ss}$ ). O tempo requerido para iniciar a transformação de fase de martensita a austenita no ponto  $c$  da Figura 4.12 é indicado por  $t^c$  e é calculado pela Equação 4.17:

$$\frac{t^c}{t_h} = -\ln\left(\frac{T_{ss} - A_s^*}{T_{ss} - T_\infty}\right). \quad (4.56)$$

Indicando o ponto em que ocorre a completa transformação de fase martensita a austenita, o tempo requerido para induzir a completa transformação é

$$\frac{t^d}{t_h} = -\ln\left(\frac{T_{ss} - A_f^*}{T_{ss} - T_\infty}\right). \quad (4.57)$$

O parâmetro que é controlado, nas Equações 4.56 e 4.57, é a temperatura estável ( $T_{ss}$ ), que é proporcional ao quadrado da corrente elétrica aplicada. Aumentando-se a corrente aplicada o tempo necessário será menor para iniciar e finalizar a transformação de fase. Os parâmetros  $A_s^*$  e  $A_f^*$  são as temperaturas críticas para a pré-carga aplicada, como apresenta-se na Figura 4.10.

A resposta a deformação durante o ciclo de aquecimento pode ser modelado pela aplicação do modelo expresso pela lei cinética para conversão da martensita à austenita, Equação 4.50, para do trecho  $c \rightarrow d$ , da Figura 4.10:

$$\xi^{c \rightarrow d}(t) = \xi_S^{c \rightarrow d}(t) = \frac{1}{2} \left\{ \cos \left[ a_A \left( T(t) - A_s - \frac{\sigma}{C_A} \right) \right] + 1 \right\}, \quad (4.58)$$

onde a temperatura dependente do tempo é calculada usando-se a Equação 4.14 que modela o aumento da temperatura. A deformação durante a transformação martensita à austenita é obtida adequando-se a Equação 4.27 para o trecho  $c \rightarrow d$ :

$$\varepsilon^{c \rightarrow d}(t) = \varepsilon^c - \varepsilon_L + \varepsilon_L \xi_S^{c \rightarrow d}(t). \quad (4.59)$$

O ciclo de resfriamento induzirá a transformação de fase austenita a martensita devido

a pré-carga no material de SMA. Isto está ilustrado na Figura 4.12 pelo diagrama reverso de Temperatura x Tensão mecânica. A transformação de fase de austenita a martensita iniciará quando a temperatura tem alcançado  $M_s^*$  e continuará até o material resfriar a  $M_f^*$ . Isto está indicado pelos pontos c e d na Figura 4.12. Até o material resfriar a temperatura igual a  $M_s^*$ , a deformação no fio permanecerá constante. Continuando o resfriamento induzirá a transformação de fase como a temperatura do fio se aproxima de  $M_f^*$ .

A Equação 4.54 pode ser modificada para determinar a transformação da fração de martensita induzida a tensão mecânica como uma função da temperatura quando  $M_f^* < T(t) < M_s^*$ , para o trecho  $e \rightarrow f$ :

$$\xi^{e \rightarrow f}(t) = \xi_S^{e \rightarrow f}(t) = \frac{1}{2} \cos \left\{ \frac{C_M \pi}{\sigma_f^{cr} - \sigma_s^{cr}} [T(t) - T_0] \right\} + \frac{1}{2}. \quad (4.60)$$

Então a deformação é calculada resolvendo a Equação 4.27, supondo que a fração de martensita inicial induzida por tensão mecânica é zero:

$$\varepsilon^{e \rightarrow f}(t) = \varepsilon^e + \varepsilon_L \xi_S^{e \rightarrow f}(t). \quad (4.61)$$

## 4.4 Análise teórica da viabilidade do atuador SMA

Na seção 4.1.4 foram obtidos dados da simulação do protótipo bípede. Tendo-se como base para a análise teórica, essa simulação cujos dados relevantes obtidos estão contidos na Tabela 4.1, as propriedades materiais do fio contidas na Tabela 4.3, a velocidade de resposta menor ou igual a 10 Hz do SMA (tempo para aquecer e resfriar) [VARADAN; VINOY; GOPALAKRISHNAN, 2006] e as condições de contorno presumidas como: comprimento do fio atuador SMA,  $l = 0,685 \text{ m}$ , seção transversal com diâmetro,  $d = 0,28 \text{ mm}$ .

Nas seções seguintes será analisado os dados obtidos da simulação contantes na Tabela 4.1 e comparados com procedimento de atuação da liga com memória de forma. Vislumbrando a viabilidade de aplicação em atuadores robóticos. A análise se dará dos intervalos indicados nas Figuras 4.6 e 4.7: inclinação lateral, levantamento da coxa e troca de apoio das pernas.

### 4.4.1 Comportamento do fio de SMA utilizado

Entendido o comportamento e as propriedades das ligas de SMA, capacita-se a análise da atuação de um sistema fundamentado nesses materiais. O fio usado é de composição química TiNi, tipo M, com temperatura  $A_f$  ao redor de  $+55$  a  $+65^\circ\text{C}$ , estes dados foram fornecidos pelo fabricante Memory-Metalle GmbH [MEMORY-METALLE, 2009], o qual foi realizado tratamento térmico e treinamento, Seção 4.2.3.

Para o caso específico da tese, foi obtido o comportamento do atuador ao longo de 20 s e haverá uma carga inicial para induzir a transformação de fase de austenita à martensita. A temperatura inicial será a ambiente de  $T_a = 24^\circ\text{C}$ . No estado inicial da análise haverá martensita induzida por tensão e temperatura. O início da análise dá-se quando uma corrente elétrica passa pelo fio e induz o aquecimento da SMA, até a temperatura crítica  $A_f$ .

As temperaturas críticas serão modificadas devido a pre-carga inicial. Esta deve induzir a transformação de fase martensita de tal forma que a temperatura ambiente seja igual a  $M_f^*$ . Então a tensão necessária será, utilizando a equação 4.46:

$$\sigma_{lim} = 170 \text{ MPa} + 8 \text{ MPa}/^\circ\text{C} \cdot (24^\circ\text{C} - 18,4^\circ\text{C}) = 214,8 \text{ MPa}.$$

O peso necessário para produzir esta tensão, sabendo que a área da secção transversal do fio de SMA é

$$A = \left[ \frac{\pi(0,28 \times 10^{-3} \text{ m})^2}{4} \right] = 6,157 \times 10^{-8} \text{ m}^2$$

$$W = (214,8 \times 10^6 \text{ N/m}^2) \cdot A = 13,22 \text{ N}.$$

A corrente necessária, para atingir a temperatura crítica  $A_f^*$ , no tempo de 2,5 s, é calculada utilizando a equação 4.14. Será necessário calcular a resistência por unidade de comprimento do fio, sabendo-se a resistividade,  $90 \mu\Omega \cdot \text{cm}$  (Tabela 4.3), a área da seção transversal, a temperatura crítica na tensão  $\sigma_{lim}$  e a constante do tempo, associada ao processo de transferência de calor:

$$R = \frac{90 \times 10^{-8} \Omega \cdot \text{m}}{6,157 \times 10^{-8} \text{ m}^2} = 14,62 \Omega/\text{m},$$

a área circunferencial por unidade de comprimento do fio de SMA é

$$A_c = \pi \cdot (0,28 \times 10^{-3} m) = 8,796 \times 10^{-4} m,$$

a temperatura crítica da austenita final sob tensão, usando a equação 4.31,

$$A_f^* = 49^\circ\text{C} + \frac{214,8 \text{ MPa}}{13,8 \text{ MPa}/^\circ\text{C}} = 64,56^\circ\text{C},$$

a constante do tempo, usando a equação 4.13,

$$t_h = \frac{6450 \text{ kg}/\text{m}^3 \cdot 6,157 \times 10^{-8} \text{ m}^2 \cdot 0,2 \text{ kcal}/\text{kg}^\circ\text{C} \cdot 4186,8 \text{ J}/\text{Kcal}}{150 \text{ J}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C} \cdot \text{s}) \cdot 8,796 \times 10^{-4} \text{ m}^2} = 2,52 \text{ s},$$

então, corrente  $i$  necessária para elevar a temperatura do fio a  $A_f^*$ , em  $t = 2,5 \text{ s}$  será:

$$i = \sqrt{\frac{(A_f^* - T_\infty) \cdot (h_c A_c)}{R \cdot (1 - e^{-t/t_h})}} = \sqrt{\frac{(64,56 - 24) \cdot (150 \cdot 8,796 \times 10^{-4})}{14,62 \cdot (1 - e^{-2,5/2,52})}} = 0,763 \text{ A}.$$

O tempo necessário para induzir a transformação de fase de martensita à austenita e o tempo necessário para completar a transformação de fase, pode ser obtida usando a equação 4.17, do modelo de transferência de calor, como existe uma pré-carga será necessário calcular a temperatura crítica  $A_s^*$  para a tensão  $\sigma_{lim}$ . Usando a equação 4.30:

$$A_s^* = 34,5^\circ\text{C} + \frac{218 \text{ MPa}}{13,8 \text{ MPa}/^\circ\text{C}} = 50,06^\circ\text{C}$$

Usando a equação 4.15, obtem-se a temperatura estável,

$$T_{ss} = \frac{14,62 \Omega/\text{m}}{150 \text{ J}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C} \cdot \text{s}) \cdot 8,796 \times 10^{-4} \text{ m}^2} i^2 + 24^\circ\text{C} = 88,47^\circ\text{C},$$

então o tempo necessário para alcançar a temperatura  $A_s^*$ , será

$$t_{da1} = -3,867 \text{ s} \cdot \ln\left(\frac{T_{ss} - A_s^*}{T_{ss} - T_\infty}\right) = 1,3 \text{ s},$$

e o tempo necessário para alcançar a temperatura  $A_f^*$ , será

$$t_{da2} = -3,867 \text{ s} \cdot \ln\left(\frac{T_{ss} - A_f^*}{T_{ss} - T_\infty}\right) = 2,5 \text{ s}$$

O tempo de resfriamento para alcançar  $M_s^*$ , após cessar a corrente elétrica, utilizando a equação 4.19, será

$$t_{dr1} = -t_h \ln \left( \frac{M_s^* - T_a}{A_f^* - T_a} \right) + t_{da2} = 4.13 \text{ s}$$

Usando os dados obtidos e admitindo que a corrente elétrica é zero quando o material completa a transformação de fase de martensita à austenita, é ilustrado na Figura 4.13 as curvas da temperatura, da fração de martensita e da deformação do fio em função do tempo sobre o intervalo de 0 a 20 s.

Para encontrar a curva do deslocamento do fio é necessário calcular a deformação durante o ciclo de aquecimento e resfriamento. A deformação durante o ciclo de aquecimento é calculado pela equação 4.59. Esta expressão necessita o cálculo da fração de martensita utilizando a equação 4.58, que é função da temperatura do fio. Assim, iniciando com a expressão para a temperatura durante o aquecimento da equação 4.14.

$$T(t) = 24 + \frac{14,62 \Omega/m}{150 J/(m^2 \cdot ^\circ C \cdot s) \cdot 8,796 \times 10^{-4} m^2} (1 - e^{-t/2,52 s}) (0,763 A)^2 = 24 + 64,83 (1 - e^{-t/2,52})$$

Substituindo-se a temperatura de aquecimento  $T(t)$  na equação 4.58, obtem-se o comportamento da fração de martensita em cada instante:

$$\xi_S^{c \rightarrow d}(t) = \frac{1}{2} \left\{ \cos \left[ \frac{\pi}{49^\circ C - 34,5^\circ C} \left( T(t) - 35^\circ C - \frac{214,8 MPa}{13,8} \right) \right] + 1 \right\} = \frac{1}{2} \left\{ \cos \left[ \frac{\pi}{14} (T(t) - 50,8) \right] + 1 \right\}$$

A deformação (relativa a deformação inicial de deformação) é calculada da equação 4.59, sendo a deformação máxima de recuperação igual a 0,067:

$$\varepsilon^{c \rightarrow d}(t) - \varepsilon^c = 0,067 \cdot (\xi_S^{c \rightarrow d}(t) - 1).$$

Analogamente ao desenvolvido no comportamento do aquecimento, pode-se obter o comportamento do ciclo de resfriamento. A temperatura durante o resfriamento é obtida pela equação 4.18, fazendo a temperatura inicial igual a  $A_f^*$ :

$$T_r(t) = 24^\circ C + (64,56^\circ C - 24^\circ C) e^{-t/2,52} = 24 + 40,56 \cdot e^{-t/2,52}$$

Utilizando a equação 4.60 para determinar a transformação da fração de martensita induzida por tensão em função da temperatura quando  $M_f^* < T_r(t) < M_s^*$ . A fase de transformação ocorrerá quando a temperatura torna-se menor do que a temperatura de início da martensita,  $M_s^*$ , então:

$$M_s^* = 18,4^\circ\text{C} + \frac{214,8\text{MPa}}{8} = 45,25^\circ\text{C},$$

e

$$\xi_S^{e \rightarrow f}(t) = \frac{1}{2} \cos \left\{ \frac{8}{170\text{MPa} - 100\text{MPa}} \pi \cdot [T_r(t) - 24^\circ\text{C}] \right\} + \frac{1}{2} = \frac{1}{2} \cos \{0,213 \cdot [T_r(t) - 24]\} + \frac{1}{2}.$$

A deformação durante o resfriamento, utilizando a equação 4.61, será:

$$\varepsilon^{e \rightarrow f}(t) - \varepsilon^e = 0,067 \cdot \xi_S^{e \rightarrow f}(t).$$

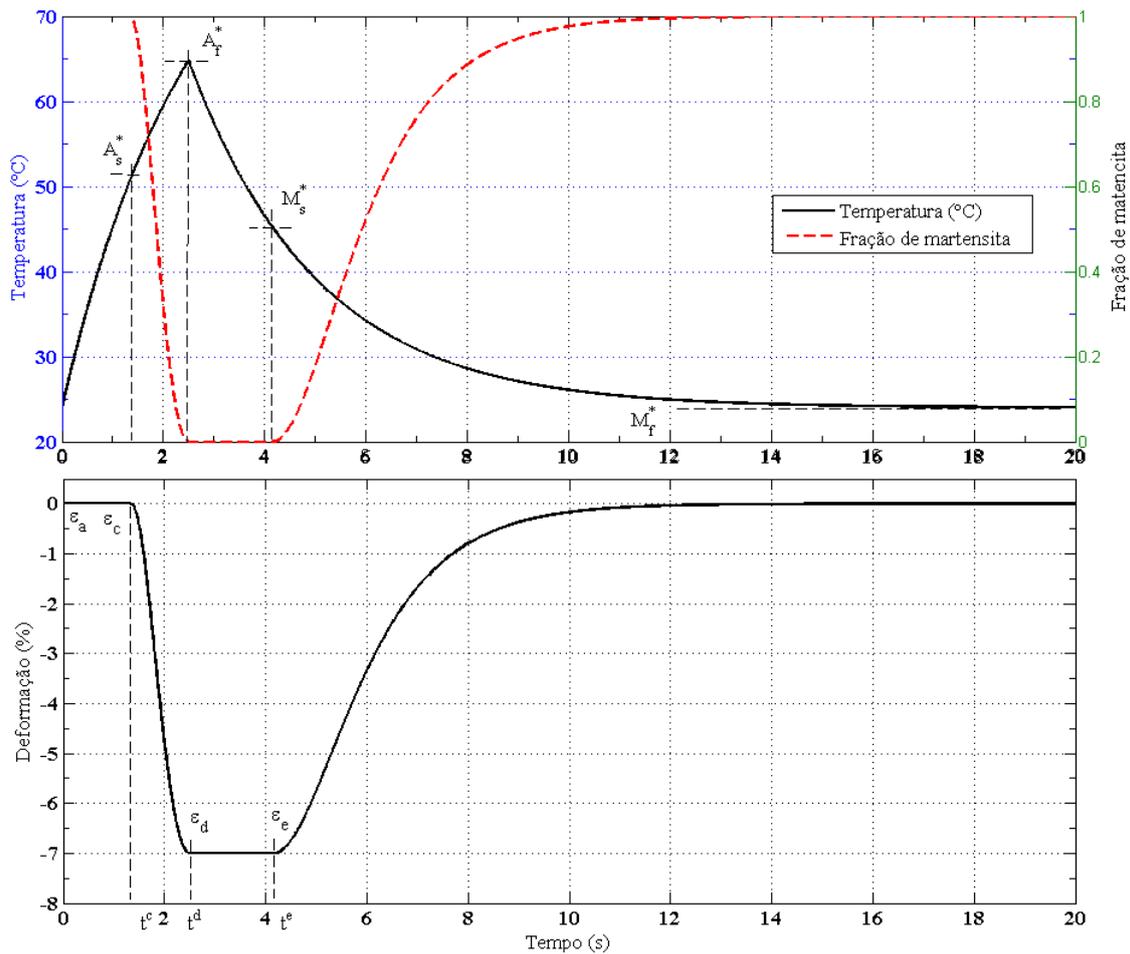


Figura 4.13: Diagrama representativo do ciclo de aquecimento e resfriamento de um atuador SMA, com seção circular de diâmetro 0,28 mm, com as curvas de temperatura, fração de martensita e deformação.

Os valores da temperatura, da fração de martensita e da deformação estão ilustradas representativamente na Figura 4.13. Pela figura está claro que a transformação de fase não ocorre até a temperatura crítica ser atingida durante o ciclo de aquecimento e resfriamento. Isto resulta em um atraso na resposta da deformação devido ao tempo requerido para

aquecer o material ao início da temperatura austenítica. Esse tempo pode ser reduzido a custo do aumento da corrente elétrica no elemento de SMA. A transformação de fase reversa ocorre quando o material resfriado atinge o início da temperatura martensítica.

Da figura pode-se observar que a transformação reversa é mais demorada, isto é devido o fato que a taxa de resfriamento é menor que a de aquecimento. A curva da resposta da deformação é semelhante a curva da fração de martensita exibindo também diferentes taxas de aquecimento e resfriamento. Observa-se que os valores negativos obtidos na deformação implicam em contração do material devido o elemento já estar pré-deformado por uma carga existente. Então, assume-se que há uma deformação uniaxial do elemento de SMA, o deslocamento do fio é calculado pelo produto do comprimento e a máxima deformação.

#### 4.4.2 Análise do intervalos do movimento simulado relativo ao andar

Na instalação dos atuadores SMA, para sua melhor atuação, é necessário existir uma pré-carga que se localize entre as tensões críticas, para que se possa aproveitar a fase de transformação, onde haverá necessidade de pouca tensão adicional para haver uma grande deformação (intervalo  $b - c$  da Figura 4.11). A pré-carga existente, acrescido a incidência do mecanismo, é de  $132,2 MPa$ , e a deformação após instalação do atuador a essa tensão é de  $3 mm$ .

Na simulação da Seção 4.1.4 obtem-se os esforços e deformações necessárias ao atuador, para executar os movimentos impostos as pernas na articulação do quadril para os intervalos da inclinação lateral, do levantamento da coxa e da troca de apoio das pernas. Já na Seção 4.4.1, analisa-se o comportamento do atuador de SMA (um fio de diâmetro  $0,28 mm$ ), atuando durante  $2,5 s$  (é o menor tempo de atuação simulado, referente ao intervalo da inclinação lateral), obteve-se os dados referente a corrente elétrica, esforço máximo, deformação e a curva da transformação de fase, que servirá para identificar quando há troca de fase para martensita ou para austenita, este comportamento está ilustrado na Figura 4.13.

Verifica-se que os valores dos esforços atingidos na simulação, que variam de  $5,3 N$  a  $17,3 N$  (vide Tabela 4.1), chega a ultrapassar o máximo admissível pelo fio de SMA de  $11,3 N$  (a  $180 MPa$ ), necessitando da utilização de dois fios de SMA ligados em paralelo no mesmo atuador. Quanto a deformação máxima (contração) é  $10 mm$ , na simulação, já a obtida no treinamento foi de  $30,1 mm$  ( $4,4\%$ ). Quanto ao tempo necessário para a

movimentação do atuador na simulação é factível, visto que pelos cálculos executados na Seção 4.4.1, utilizando a corrente elétrica constante de  $0,763 A$ , pode-se alcançar a temperatura crítica  $A_f^*$  em 2,5 s, este comportamento está ilustrado na curva da temperatura na Figura 4.13, bem como o movimento do atuador representado pela curva da deformação.

O volume de martensita representada pelo diagrama na Figura 4.13 tem influencia na mudança de estrutura cristalina e é onde pode ser verificado as temperaturas críticas.

## 4.5 Considerações finais

Neste capítulo focou-se na simulação dos atuadores do robô bípede, fornecendo os graus de liberdade necessários para andar. Utilizando o ambiente *Dynamic Simulation* do programa computacional *Inventor*, para analisar o mecanismo robótico durante o processo de andar, havendo a troca periodica entre as fases bi-apoiada e mono-apoiada. Com o conhecimento das condições de contorno para o projeto foi possível estabelecer os graus de liberdade impostos ao sistema mecânico. O movimento do quadril e joelho foram adaptados para receber o mecanismo de atuadores SMA. Os resultados da simulação computacional foram apresentados. Os resultados obtidos demonstram que serão necessários a utilização de dois fio de diâmetro nominal de 0,29 mm em cada atuador.

Neste capítulo, também, focou-se nas propriedades fundamentais e análises técnicas associadas com as ligas com memória de forma. As ligas com memória de forma são uma classe de materiais que exibem ampla recuperação de tensão mecânica e de deformação, devido a reversível transformação interna do material em martensita ou em austenita. A transformação termomecânica dessas ligas é ativada pelo aquecimento e resfriamento. Os relacionamentos constitutivos das ligas requerem uma definição da fração de martensita em função da temperatura e do estado de tensão mecânica que se encontra o material.

A análise da liga com memória de forma sob a ótica do estímulo elétrico permite modelar o comportamento de atuação básica do material, assim possibilitando o cálculo energia necessária a atuação. O modelo de transferência de calor foi introduzido, relativo a aplicação do estímulo de corrente elétrica, para variar a temperatura do material. Demonstrou-se na análise que a taxa de aquecimento pode normalmente ser maior que a de resfriamento. Resultando em que o tempo de resposta termomecânico do material está limitado pela constante de tempo associada com o processo de transferência de calor associado a geometria do formato do material.

Dois itens importantes no projeto de um atuador de memória de forma o primeiro

é o fator de segurança, visto que o atuador estará sujeito a solicitações que variam de forma cíclica com o tempo, estando sujeito a falha por fadiga. O segundo item é o tratamento térmico seguido do treinamento do material para que ele atinja o nível de contração desejado e estabilidade para adquirir características de memória de forma e superelasticidade.

# Capítulo 5

## Planejamento de Trajetória

### 5.1 Locomoção bípede

**L**OCOMOÇÃO bípede é a postura ereta sobre dois pés e é um processo que fornece autonomia no deslocamento de robôs e animais. Há diversas estratégias de locomoção propostas e implementadas. Robôs terrestres podem mover-se por intermédio de rodas ou pernas, havendo diferentes estratégias para uma mesma aplicação. Por exemplo, dependendo do número de pernas adotadas. Contudo, há considerações que acabam por definir uma determinada estratégia, como por exemplo: a rapidez com que o robô deverá se mover; o tipo de superfície em que irá operar; a existência de obstáculos, em quantos eixos deverá se movimentar, etc [GONÇALVES, 2004].

Para determinar o comportamento da locomoção bípede é necessário conhecer o sinal gerador da marcha ou o movimento angular de cada articulação, obtendo-se uma seqüência de movimentos de cada articulação formando a maneira de como se movimenta cada perna, bem como a trajetória cinemática das articulações, gerando a forma de caminhar. Além desses dois itens é necessário a obtenção dos esforços de ação e de reação existentes entre o pé e o solo ao se percorrer uma trajetória. É fundamental conhecer os torques necessários no eixo de cada articulação para o dimensionamento os atuadores necessários para cada articulação no sistema mecânico.

No projeto mecânico desenvolvido, foi necessário obter o movimento do quadril, joelho e tornozelo. Por não haver uma maneira real de ser realizado, pode-se simular as partes mecânicas envolvidas por meio de um programa específico para esse fim. A vantagem da utilização do programa de simulação é a otimização da análise matemática e em muitos casos pode-se obter importantes deduções de maneira eficaz e rápida, além disso, a sua

complexidade no desenho e análise não aumenta a medida que se adicionam um maior número de graus de liberdade, o que não acontece com a análise matemática. Mas apesar dessas vantagens, cabe destacar que, para haver a simulação é necessário conhecimentos dos conceitos e princípios fundamentais da física, bem como saber que a simulação por esses programas apenas representam uma boa aproximação da realidade.

O corpo humano pode ser dividido em três planos primários: sagital, frontal e transversal (detalhes ilustrado na Figura 3.3). No presente projeto de pesquisa adota-se a modelagem da locomoção humana apenas no plano sagital ignorando os outros dois planos. Com isso obtém-se um modelo simplificado em duas dimensões (2D) do bípede com reduzido o número de graus de liberdade.

### 5.1.1 Superfície de contato

No ciclo de andar, o contato do piso com uma ou mais áreas do pé é de 60 %. Mas 40 % do ciclo um dos pés está livre do solo [VAUGHAN; DAVIS; O'CONNOR, 2000]. Um modelo humano do andar, desta forma, requer um modelo do solo que impeça o pé de ficar abaixo do nível do solo, mas que também seja capaz de liberar o pé do solo.

#### Centro de pressão na superfície de contato

O centro de pressão (CoP) é o ponto situado na superfície de contato, entre o pé ou pés e o piso, limitada a um polígono de suporte, neste considera-se que atua a força de reação do piso.

O polígono de suporte é a figura geométrica formada no piso por um ou dois pés, dependendo da fase de andar. Quando ao caminhar, se a fase se encontra em suporte simples, o polígono de suporte é a geometria determinada pelo pé de apóio, quando se encontra na fase de suporte duplo o polígono resultante é a geometria formada pela somatória dos dois pés mais a superfície entre eles. As forças que atuam sobre o pé de apóio são as forças normais, resultante da reação do piso ao peso do corpo e as forças tangenciais que é o atrito.

A idéia fundamental é o controle do equilíbrio para evitar que o bípede caia, na bibliografia consultada os mais citados são o controle via ZMP e o FRI. O ZMP (*Zero Moment Point*) ou ponto de momento zero, é o ponto localizado dentro do polígono de suporte, assume-se que nesta localização o sistema estará dinamicamente estável, quando ao caminhar há a reação do piso. FRI (*Foot Rotation Indicator*) é o índice de rotação do

pé, é o ponto dentro ou fora da superfície de suporte, no qual a reação do piso teria que atuar para que o pé permaneça estacionário.

Analisando todas as forças e momentos que atuam sobre o pé de apoio, como ilustrado na Figura 5.1, onde  $M_A$  e  $F_A$  são o momento e a força resultante gerado pelo pé em movimento,  $M$  e  $R$  são o momento e a força de reação do piso. Para que o pé se encontre em equilíbrio estático se assumirá que o atrito da superfície é bastante grande, impedindo que exista deslizamento entre o pé e o piso, então as reações  $R_x$  e  $R_y$  e o momento  $M_y$  do piso compensam as forças e momentos do corpo nessas direções:

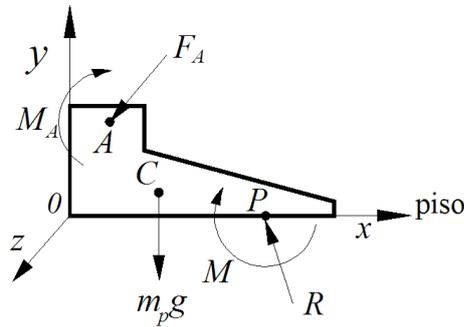


Figura 5.1: Forças e momentos atuantes no pé.

$$\sum \vec{F}_y = 0 \quad (5.1)$$

$$\vec{R}_y + \vec{F}_{Ay} = 0 \quad (5.2)$$

e o momento no plano horizontal (x e z) do piso será:

$$\sum \vec{M}_0 = 0 \quad (5.3)$$

$$\vec{0P} \times \vec{R} + \vec{0A} \times \vec{F}_A + \vec{M} + \vec{M}_A + \vec{0C} \times m_p \cdot \vec{g} = 0 \quad (5.4)$$

A condição para que o sistema permaneça em equilíbrio é que no ponto  $P$  os momentos do plano horizontal sejam  $M_x = M_z = 0$ . Ou seja, os momentos gerados pela força de reação são zero, sendo possível que a reação do piso seja exercida por uma única força no eixo y.

Fazendo agora, o ponto de referência em  $A$  e desprezando a massa do pé, temos:

$$\sum \vec{M}_A = 0 \quad (5.5)$$

$$\vec{AP} \times \vec{R} + \vec{M}_A = 0 \quad (5.6)$$

Escolhendo um ponto  $P$  adequado de tal forma que o momento gerado pela força de reação do piso compense o momento total gerado pelo corpo ao caminhar. Esse ponto é chamado de ZMP, que existe unicamente no polígono de suporte. Existindo o ZMP o sistema se encontra dinamicamente estável, sendo esse ponto coincidente com o centro de pressão (CoP) [VUKOBRATOVIC; BOROVAC, 2004]. No caso em que o momento gerado pelo corpo,  $M_A$ , seja muito grande, o ponto  $P$  pode encontrar-se fora do polígono de suporte, fazendo com que a força de reação do piso se encontre nas proximidades do polígono de suporte, então o ZMP não existe e o sistema tende a perder estabilidade, chamado por alguns autores de FZMP (*Fictitious ZPM*).

Como o ZMP existe unicamente no polígono de suporte, seu cálculo não dá uma idéia de quão estável se encontra o sistema em um determinado instante mas, existe um conceito mais geral é o FRI. Segundo Goswami [1999] [GOSWAMI, 1999] o FRI é um ponto na superfície, onde a força de reação do piso teria que atuar para manter o pé estacionário.

O FRI pode existir tanto dentro como fora do polígono de suporte, ou seja, pode indicar quão instável é o sistema. Quando o FRI está dentro do polígono de suporte, o sistema está dinamicamente estável e o FRI é coincidente com ZMP e o CoP. Assim fica definida a idéia do controle do equilíbrio da caminhada bípede. Então o ZMP só existe quando o sistema está dinamicamente estável, já o centro de pressão sempre existirá, mesmo nas proximidades do polígono de suporte.

Uma das formas simples de calcular o FRI e a partir da dinâmica de cada um dos segmentos constituintes do sistema, então supondo o sistema ser um pendulo invertido, onde o equacionamento se realiza a partir das coordenadas, acelerações do centro de massa e o momento total do sistema:

Para o FRI:

$$\sum (M_z)_{ext} = \sum (M_z)_{int} \implies$$

$$x_{FRI} = \frac{m(a_y + g)x - ma_x y + \dot{H}_z}{m(a_y + g)} \quad (5.7)$$

$$\sum (M_x)_{ext} = \sum (M_x)_{int} \implies$$

$$z_{FRI} = \frac{m(a_y + g)z - ma_z y - \dot{H}_x}{m(a_y + g)} \quad (5.8)$$

onde,  $x_{FRI}$  e  $z_{FRI}$  são as coordenadas do FRI no plano horizontal,  $m$  é a massa,  $g$  é a aceleração da gravidade,  $a_y$  é a aceleração em  $y$  e  $\dot{H}_z$  e  $\dot{H}_x$  são o momento do sistema no plano horizontal.

Existem dois tipos de forma de caminhar:

- Caminhar estático.

Considera que as forças da gravidade são bastante grandes, então, pode-se desprezar as forças dinâmicas produzidas pelo movimento do sistema mecânico. Eliminando os componentes dinâmicos das equações das coordenadas do FRI, Equações 5.7 e 5.8, verifica-se que  $x_{FRI} = x$  e  $z_{FRI} = z$ . então no caminhar estático, a posição do FRI é a projeção do centro de massa sobre o piso, neste caso se o FRI estiver fora do polígono de suporte o sistema mecânico cairá. Na Figura 5.2 ilustra-se a projeção do centro de massa sobre o polígono de suporte no plano sagital (plano vertical que divide ao meio o sistema mecânico).

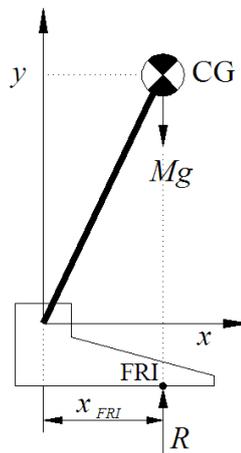


Figura 5.2: Projeção do centro de massa sobre o polígono de suporte.

A desvantagem de se utilizar o caminhar estático, é que o sistema move-se muito lentamente, para diminuir ao máximo os efeitos das forças dinâmicas causadas pelo seu movimento.

- Caminhar dinâmico.

Este ajusta a forma de caminhar de acordo com a situação na qual se encontra o sistema. Leva em conta as acelerações lineares e angulares do sistema das Equações 5.7 e 5.8.

## 5.2 Trajetória cinemática do caminhar bípede nos planos sagital e frontal

Ao analisar a cinemática da marcha humana ou planificação do modo de andar é necessário um breve conhecimento dos métodos mais utilizados e que o sistema mecânico bípede se encontre dinamicamente estável no caminhar, ou seja, o FRI deve estar sempre dentro do polígono de suporte, caso contrário o sistema entra em colapso. Neste tópico se analisará a planificação no plano sagital e se simulará a trajetória das articulações ao longo de um passo (semi-ciclo do andar).

### 5.2.1 Métodos para a determinação da trajetória cinemática

Existem três métodos mais utilizados para a determinação da trajetória cinemática das articulações quando se executa a marcha humana:

- trajetória cinemática mediante sensores na articulação. Consiste em gerar a curva de cada articulação em função do tempo em uma caminhada mediante seqüências predeterminadas para as articulações, em pontos com provas.
- trajetória cinemática mediante geração de trajetórias. Este método incide diretamente sobre as articulações, já que se analisa a posição e orientação das articulações finais, neste é requerido a resolução da cinemática inversa. Como desvantagem deste método é a complexidade matemática e a maior demanda de recursos computacionais no seu desenvolvimento.
- trajetória cinemática do caminhar a partir do FRI. Consiste em realizar a planificação a partir de uma trajetória desejada do FRI.

### 5.2.2 Planificação do andar normal bípede no plano sagital

A planificação dos movimentos do andar de um sistema bípede é realizada em duas etapas a primeira é a planificação do quadril a outra é a planificação da perna em balanço,

estas permitem que o sistema avance. Deve-se sempre fixar o sistema de coordenadas relativo  $(x, y)$  no ponto estático durante os semiciclos do caminhar, que normalmente é o pé de apoio. Apenas será necessário a trajetória do quadril e do tornozelo pois o sistema bípede descrito é composto por segmentos de corpos rígidos e homogêneos e nas articulações não existe atrito entre as partes. Então, como se trata de um mecanismo as articulações que representam os joelhos, neste momento não há necessidade de planificá-las, simplificando a análise.

A forma de andar descrita a seguir representa uma forma humanóide sem anormalidades e considera-se que a trajetória repete-se de forma constante.

Na Figura 5.3 é ilustrado um semiciclo do caminhar, na qual é ilustrada as trajetórias geradas no plano sagital, onde inicialmente o sistema encontra-se instantaneamente com os pés apoiados nos pontos  $0_1$  e  $0$  e o quadril no ponto  $A_1$ , nesta posição o corpo encontra-se em duplo suporte. O início do movimento de passo dá-se quando a perna  $A_1B_10_1$  deixa de estar apoiada no ponto  $0_1$  ficando pendurada na perna  $A_1C_10$ , que está apoiada em  $0$ , até o fim do semiciclo, onde o pé tem sua trajetória definida por  $0_10_2$  e o quadril definida por  $A_1A_2$ , esta configuração é chamada de suporte simples. Os pontos com o índice 1 representam o estado inicial e com o índice 2 o estado final de um passo no plano sagital.

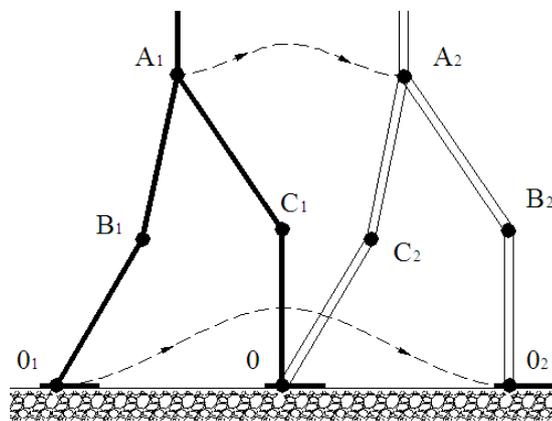


Figura 5.3: Esquema da trajetória no plano sagital do semi-ciclo do andar bípede.

É necessário encontrar uma equação geral que descreva as trajetórias das curvas paramétricas em função do tempo tanto para o quadril como para o tornozelo da perna em balanço. Representações paramétricas como Splines, Bézier, Catmull-Rom são diversas soluções para o problema de modelagem de curvas. Uma aproximação parametrizada, que se adequa ao contexto deste projeto, para o modo de caminhar ideal pode ser representada pela spline de interpolação cúbica (*cubic spline interpolation*), de terceira ordem, é o método utilizado para fazer passar uma curva suave por uma seqüência de pontos

dados. A função interpoladora deve satisfazer condições de diferenciabilidade tais como a continuidade da primeira e da segunda derivada dentro de um intervalo. A partir da forma geral de uma equação polinômica de terceira ordem:

$$x(t) = dt^3 + ct^2 + bt + a \quad (5.9)$$

onde  $a$ ,  $b$ ,  $c$ ,  $d$  são os coeficientes da equação e  $t \in [0, T_i]$ .

Substituindo na Equação 5.9 os valores extremos do intervalo:

$$x(0) = x_0 = a \quad (5.10)$$

$$x(T_i) = x_1 = dT_i^3 + cT_i^2 + bT_i + a \quad (5.11)$$

Aplicando a derivada primeira em  $x(0)$  e  $x(T_i)$ , temos:

$$\dot{x}(0) = v_0 = b \quad (5.12)$$

$$\dot{x}(T_i) = v_1 = 3dT_i^2 + 2cT_i + b \quad (5.13)$$

Resolvendo um sistema com as Equações 5.11 e 5.13 para encontrar  $c$  e  $d$ :

$$x_1 = dT_i^3 + cT_i^2 + v_0T_i + x_0 \quad (5.14)$$

$$v_1 = 3dT_i^2 + 2cT_i + v_0 \quad (5.15)$$

então,

$$c = \frac{3(x_1 - x_0) - T_i(2v_0 + v_1)}{T_i^2} \quad (5.16)$$

$$d = \frac{2(x_0 - x_1) + T_i(v_0 + v_1)}{T_i^3} \quad (5.17)$$

Substituindo os valores de  $a$ ,  $b$ ,  $c$  e  $d$ , chega-se a seguinte equação:

$$x(t) = x_0 + v_0 t + \left[ \frac{3(x_1 - x_0) - T_i(2v_0 + v_i)}{T_i^2} \right] t^2 + \left[ \frac{2(x_0 - x_1) - T_i(v_0 + v_i)}{T_i^3} \right] t^3 \quad (5.18)$$

onde,  $T_i$  é o período de interpolação,  $x_0$  é a posição inicial,  $x_1$  é a posição final,  $v_0$  é a velocidade inicial e  $v_1$  é a velocidade final.

Na Figura 5.4 é ilustrada a planificação no plano sagital de um passo, tendo como eixo  $y$  a vertical e  $x$  a horizontal, por facilidade de cálculo não é considerado neste instante a fase de duplo suporte e sim como apoio instantâneo entre os pés. Onde o tempo do passo  $T_p$  é o gasto em cada passo no intervalo de tempo  $[0, T_p]$  e é realizado um passo de largura  $L_p$  e a altura do tornozelo até o quadril é  $h$  e  $h_q$  é a altura máxima da curva do quadril e  $h_p$  é a altura máxima da curva do tornozelo da perna em balanço.

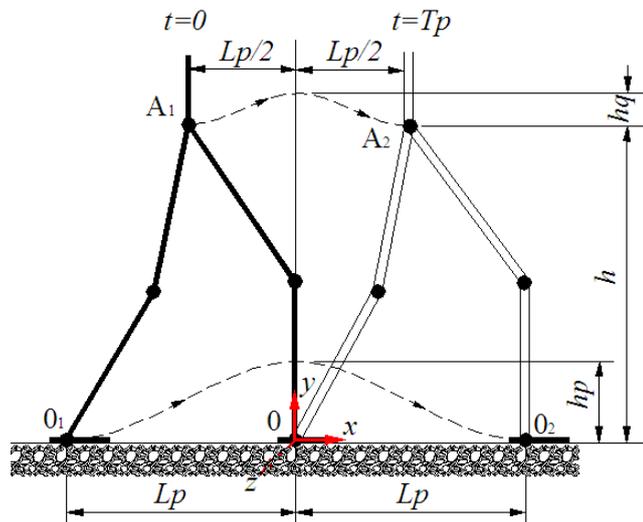


Figura 5.4: Esquema do movimento de um passo.

Na Figura 5.4 ilustra-se o semicíclo do andar, ou seja, a realização do movimento iniciando com um pé tocando no piso, no ponto  $0_1$ , e o outro pé apoiado no referencial  $0$ , configurando a situação de duplo suporte, em seguida, o pé descreve o percurso partindo de  $0_1$  até  $0$ , seguindo a linha tracejada, ficando em balanço. O tornozelo passa pelo ponto mais alto  $h_p$  em  $L_p$  e continua até tocar o piso no referencial  $0_2$ , ficando novamente em duplo suporte, inicia-se, então, o outro semicíclo com o referencial  $0_2$ , assim o ciclo se repete continuamente.

A planificação, tanto do tornozelo como do quadril, utilizam a Equação 5.18. Para o eixo  $x$ , será efetuada as substituições conforme consta na Tabela 5.1.

Tabela 5.1: Dados para a planificação do movimento de um passo, no eixo  $x$ .

Quadril	Tornozelo	Intervalo
$x_0 = -L_p/2$	$x_0 = -L_p$	$0 < t < T_p$
$x_1 = L_p/2$	$x_1 = L_p$	
$v_0 = 0$	$v_0 = 0$	
$v_1 = 0$	$v_1 = 0$	
$T_i = T_p$	$T_i = T_p$	

Aplicando esses dados na Equação 5.18, chega-se as seguintes equações para as trajetórias no eixo  $x$ :

a) Para o quadril

$$x_q(t) = -\frac{L_p}{2} + 3\frac{L_p}{T_p^2}t^2 + 2\frac{L_p}{T_p^3}t^3 \quad (5.19)$$

b) Para o tornozelo

$$x_t(t) = -L_p + 6\frac{L_p}{T_p^2}t^2 + 4\frac{L_p}{T_p^3}t^3 \quad (5.20)$$

onde  $x_q(t)$  e  $x_t(t)$  são as trajetórias do quadril e do tornozelo, respectivamente, no eixo  $x$ .

A Equação 5.18, também pode ser utilizada para gerar as curvas no eixo  $y$ . Sendo que as trajetórias são divididas em dois intervalos, como representado na Tabela 5.2.

Tabela 5.2: Dados para a planificação do movimento de um passo no eixo  $y$ .

Quadril	Tornozelo	Intervalo	Quadril	Tornozelo	Intervalo
$y_0 = h$	$y_0 = 0$	$0 < t < T_p/2$	$y_0 = h + h_q$	$y_0 = h_p$	$T_p/2 < t < T_p$
$y_1 = h + h_q$	$y_1 = h_p$		$y_1 = h$	$y_1 = 0$	
$v_0 = 0$	$v_0 = 0$		$v_0 = 0$	$v_0 = 0$	
$v_1 = 0$	$v_1 = 0$		$v_1 = 0$	$v_1 = 0$	
$T_i = T_p/2$	$T_i = T_p/2$		$T_i = T_p/2$	$T_i = T_p/2$	

Então as equações para o quadril, no intervalo  $0 < t < T_p/2$

$$y_{q1}(t) = h + 12\frac{h_q}{T_p^2}t^2 - 16\frac{h_q}{T_p^3}t^3 \quad (5.21)$$

e para o intervalo  $T_p/2 < t < T_p$

$$y_{q2}(t) = h + h_q - 12 \frac{h_q}{T_p^2} t^2 + 16 \frac{h_q}{T_p^3} t^3 \quad (5.22)$$

e para o tornozelo, no intervalo  $0 < t < T_p/2$

$$y_{t1}(t) = 12 \frac{h_p}{T_p^2} t^2 - 16 \frac{h_p}{T_p^3} t^3 \quad (5.23)$$

e para o intervalo  $T_p/2 < t < T_p$

$$y_{t2}(t) = h_p - 12 \frac{h_p}{T_p^2} t^2 + 16 \frac{h_p}{T_p^3} t^3 \quad (5.24)$$

onde  $y_{q1}(t)$ ,  $y_{q2}(t)$ ,  $y_{t1}(t)$  e  $y_{t2}(t)$  são as trajetórias do quadril e do tornozelo, respectivamente, no eixo  $y$  em cada intervalo.

A representação gráfica da curva interpoladora aplicando as Equações 5.19, 5.20, 5.21, 5.22, 5.23 e 5.24 está ilustrada na Figura 5.5, com  $L_p = 1$  m,  $h = 0,8$  m,  $h_q = 0,1$  m,  $h_p = 0,2$  m,  $T_p = 1$  s. As curvas da Figura 5.5 a) e b) representam o movimento em  $y$  do quadril e do tornozelo, respectivamente. Já, as curvas da Figura 5.5 c) e d) representam o movimento da articulação em um passo do quadril e do tornozelo, respectivamente.

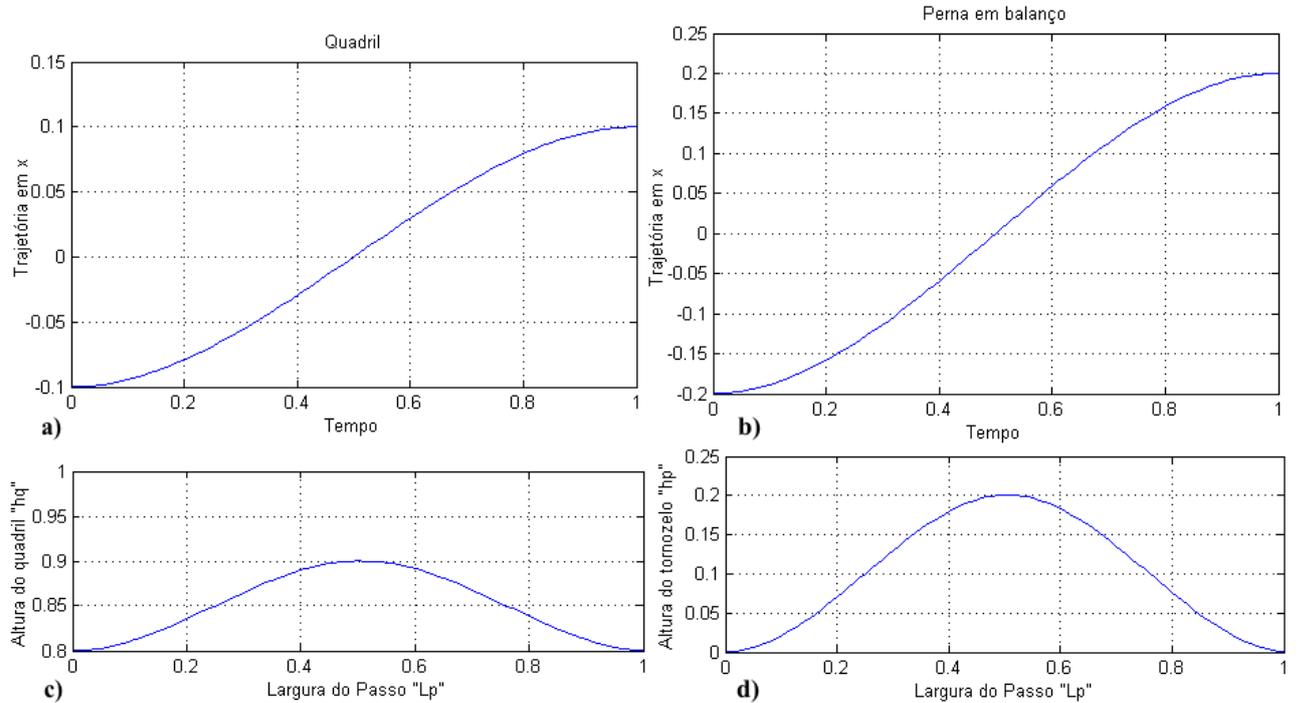


Figura 5.5: Representação gráfica da curva interpoladora aplicando as equações.

### 5.2.3 Planificação do andar no plano frontal

De forma similar a planificação do plano sagital, requerem-se alguns parâmetros para realizar a planificação no frontal, tal como pode ser visto na Figura 5.6.

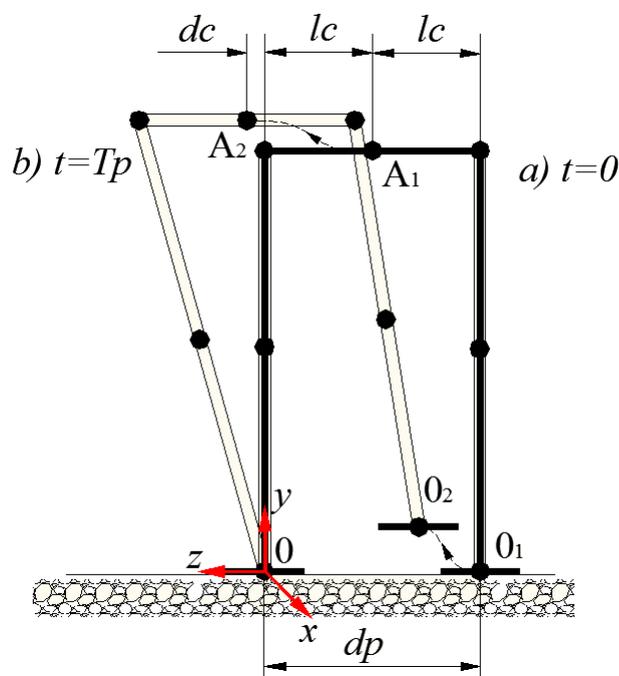


Figura 5.6: Parâmetros da planificação no eixo  $z$ .

Os parâmetros dimensionais da planificação referente ao eixo  $z$ , são:

$l_c$  = distância do centro a um dos extremos da cadeira;

$d_c$  = distância do centro da cadeira medidos a partir do eixo  $y$  ;

$d_p$  = distância entre os pés.

De forma similar a planificação sagital obtém-se as trajetórias para a cadeira, curva da Figura 5.6 entre os pontos  $A_1$  e  $A_2$ , e para a perna em balanço, curva entre os pontos  $O_1$  e  $O_2$ , tendo como referência o ponto  $O$ .

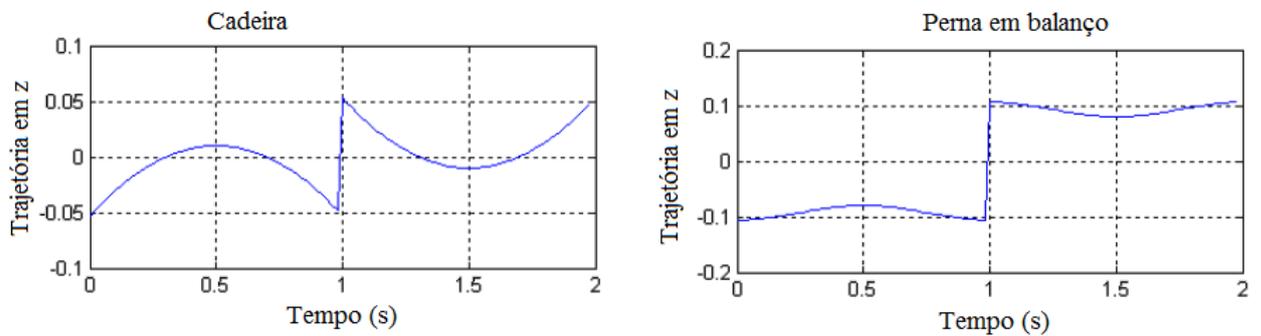
É importante mencionar que a planificação no eixo  $z$  deve ser realizada considerando qual das pernas é a de apoio, já que a troca da referência faz que os sinais dos parâmetros se invertam.

Para a situação ilustrada na Figura 5.6, tem-se:

No caso em que a perna de apoio seja a esquerda e conseqüentemente a perna em balanço seja a direita, se deve multiplicar a os parâmetros  $z_0$ ,  $z_1$ ,  $v_0$  e  $v_1$  por  $(-1)$ . Note-se

Tabela 5.3: Dados para a planificação do movimento de um passo no eixo  $z$ .

Cadeira (perna direita)	Perna em balanço (es- querda)	Intervalo	Cadeira (perna direita)	Perna em balanço (es- querda)	Intervalo
$z_0 = -l_c$ $z_1 = d_c$ $v_0 = vz_c$ $v_1 = 0$ $T_i = T_p/2$	$z_0 = -2l_c$ $z_1 = -d_p$ $v_0 = 0$ $v_1 = 0$ $T_i = T_p/2$	$0 < t \leq T_p/2$	$z_0 = d_c$ $z_1 = -l_c$ $v_0 = 0$ $v_1 = -vz_c$ $T_i = T_p/2$	$y_0 = -d_p$ $y_1 = -2l_c$ $v_0 = 0$ $v_1 = 0$ $T_i = T_p/2$	$T_p/2 < t \leq T_p$

Figura 5.7: Curva da trajetória da cadeira(esquerda) e da perna em balanço (direita) no eixo  $z$ .

que se incluiu um parâmetro ( $vz_c$ ) que representa a velocidade da cadeira no início e no final do intervalo; inclui-se este parâmetro por que melhora o comportamento dinâmico do robô em sua marcha.

Na Figura 5.7 pode-se observar as trajetórias geradas para 2 passos com  $l_c = 0,053$ ,  $d_c = 0,01$ ,  $d_p = 0,08$ ,  $vz_c = 0,25$ ,  $T_p = 1$ .

#### 5.2.4 Planificação do início do andar e da parada

Na Figura 5.8 é ilustrado com a mesma nomenclatura do item anterior a planificação do primeiro passo, ou seja, do início do caminhar e o momento da parada no plano sagital.

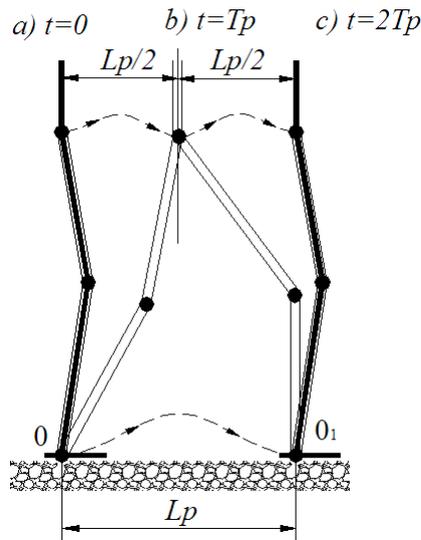


Figura 5.8: Início e parada do ciclo de andar.

Há três estados representados na Figura 5.8 a) parado, com os dois pés no mesmo ponto, b) passo inicial e c) passo final, também finalizando com os dois pés juntos. Neste caso serão necessários dois passos, e uma distância de  $L_p$ , o primeiro passo, passo de início do andar, inicia em 0 e termina em  $0_1$  e  $t \in (0, T_p]$ . O segundo passo é o movimento do pé que serviu de apoio no primeiro passo percorrer a trajetória de 0 até  $0_1$  e tempo é  $t \in (T_p, 2T_p]$ . O estado b) é definido como “caminhar normal”, planejado no item 5.2.2, para os estados a) e c) o movimento no eixo  $y$  será igual ao descrito em b), apenas deverá ser planejado o movimento no eixo  $x$ , na Tabela 5.4 estão os parâmetros dimensionais do movimento e como na planificação das seções anteriores as velocidades aqui também são igual a zero.

Tabela 5.4: Planificação do movimento de início e fim do caminhar, no eixo  $x$ .

Passo inicial			Passo final		
Quadril	Tornozelo	Intervalo	Quadril	Tornozelo	Intervalo
$x_0=0$	$x_0=0$	$0 < t < T_p$	$x_0=-L_p/2$	$x_0=-L_p$	$0 < t < T_p$
$x_1=L_p/2$	$x_1=L_p$		$x_1=0$	$x_1=0$	
$T_i=T_p$	$T_i=T_p$		$T_i=T_p$	$T_i=T_p$	

### 5.2.5 Planificação do andar em suporte duplo

A fase de suporte duplo é determinada pelo período em que os dois pés permanecem simultaneamente em contato com o piso, mesmo que por um curto período de tempo, dando maior estabilidade ao sistema, pois o polígono de suporte é maior, visto que está formado pelos dois pés. Haverá movimento tanto no plano sagital como no frontal. A

Figura 5.9 ilustra o movimento do andar bípede durante o suporte duplo no plano sagital e no frontal.

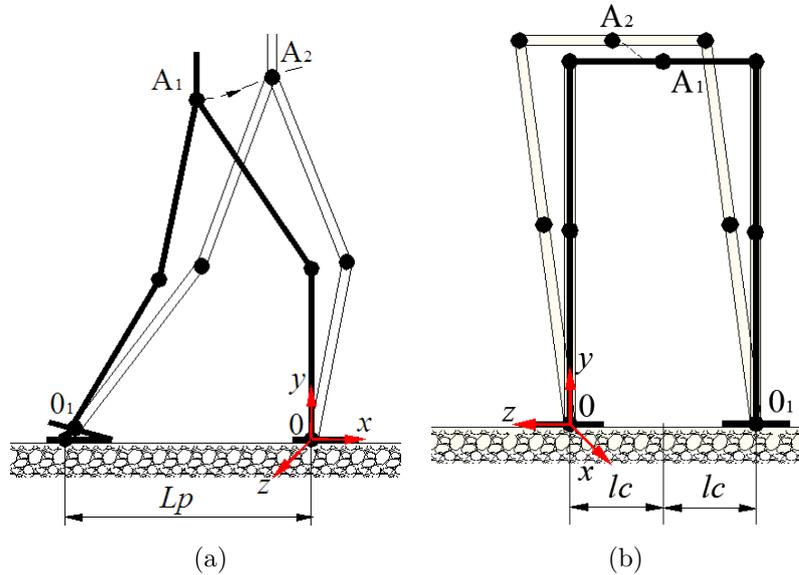


Figura 5.9: Andar em suporte duplo.

Neste deslocamento o quadril realiza movimento e nota-se que existe uma cadeia cinemática fechada, pois possui dois pontos fixos  $0_1$  e  $0$ , e as pernas se movimentam com respeito a esses pontos. A solução mais simplificada para esse problema complexo é supor que é uma cadeia cinemática aberta e considerar como nos itens 5.2.2 e 5.2.4, ou seja, se supor a planificação como suporte simples. Definindo o período de suporte duplo como uma parte do tempo total de cada passo, de modo que o tempo do passo  $T_p$  será a soma do tempo de suporte simples  $T_{SS}$  e o tempo de suporte duplo  $T_{SD}$  ( $T_p = T_{SS} + T_{SD}$ ).

### 5.2.6 Planificação total do andar

A Figura 5.10 está ilustrado as três fases do caminhar. O deslocamento do quadril varia como discutido nos itens 5.2.2, 5.2.4 e 5.2.5. Inicialmente é determinada pelo período de suporte duplo descrito pelo comportamento da perna em balanço no ponto  $0_1$ , onde supõe-se que o sistema permanece fixo em  $0$ , durante esta etapa. O intervalo referente a esse período é  $t \in (0, T_{SD}/2]$ . Divide-se o período  $T_{SD}$  ao meio, metade para o início e a outra para o fim do semiciclo e representa em média 30 % do período total,  $T_p$ . Permitindo que o FRI se mova em um polígono de suporte maior durante a transição entre a perna de apóio e a perna em balanço, melhorando a estabilidade do sistema.

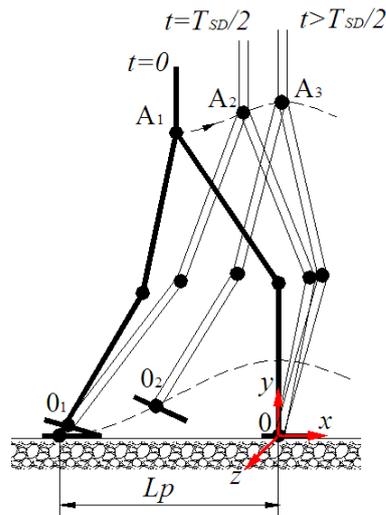


Figura 5.10: Estados do caminhar no plano sagital.

A Figura 5.11 ilustra-se a planificação do semiciclo, no eixo  $x$ , com a soma do suporte simples e do duplo.

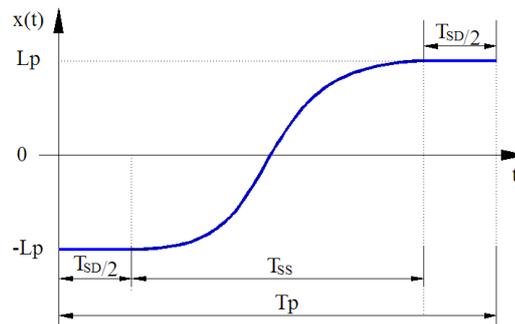


Figura 5.11: Planificação total do andar.

Os parâmetros dimensionais do movimento ficam representados na Tabela 5.5. Quando houver a configuração de vários passos se utilizará a unificação do que foi discutido, então, pode-se afirmar que a distância percorrida pelo sistema é  $nL_p$  e serão dados  $(n+1)$  passos, portanto o tempo total será  $(n+1)T_p$ .

Tabela 5.5: Planificação do movimento de um passo, no eixo  $x$ .

Tornozelo	Intervalo
$x_0 = -L_p$	$0 < t < T_p$
$x_1 = L_p$	
$T_i = T_p$	

Nota-se que o período de duplo suporte é repartido no início e no final do semiciclo;

Tabela 5.6: Parâmetros para o movimento da perna em duplo suporte.

Parâmetro	Intervalo
$x(t) = -L_p, 0, L_p$ $y(t) = 0$ $z(t) = -2l_c, 2l_c$	$0 < t \leq T_{DS}/2 \wedge T_{SS} + T_{DS}/2 < t \leq T_p$

isto permite que o FRI se mova em um polígono de suporte maior durante a transição entre a perna de apoio e a perna em balanço, melhorando a estabilidade do robô. Então, a planificação da perna em balanço em suporte duplo fica expressada como na Tabela 5.6.

Pode-se alcançar vários valores de  $x(t)$ , dependendo do tipo de passo (passo inicial, normal ou final) e  $y(t)$  depende da perna de apoio (esquerdo ou direito). Também, deve-se ter em conta que o período de interpolação ( $T_i$ ) da perna em balanço se reduz de  $T_p$  a  $T_{SS}$ .

Na Figura 5.12 pode-se observar as curvas das trajetórias tanto para a cadeira como para a perna em balanço, visto que, o período de suporte representa 30 % do período total ( $T_{DS} = 0,3T_p$ ).

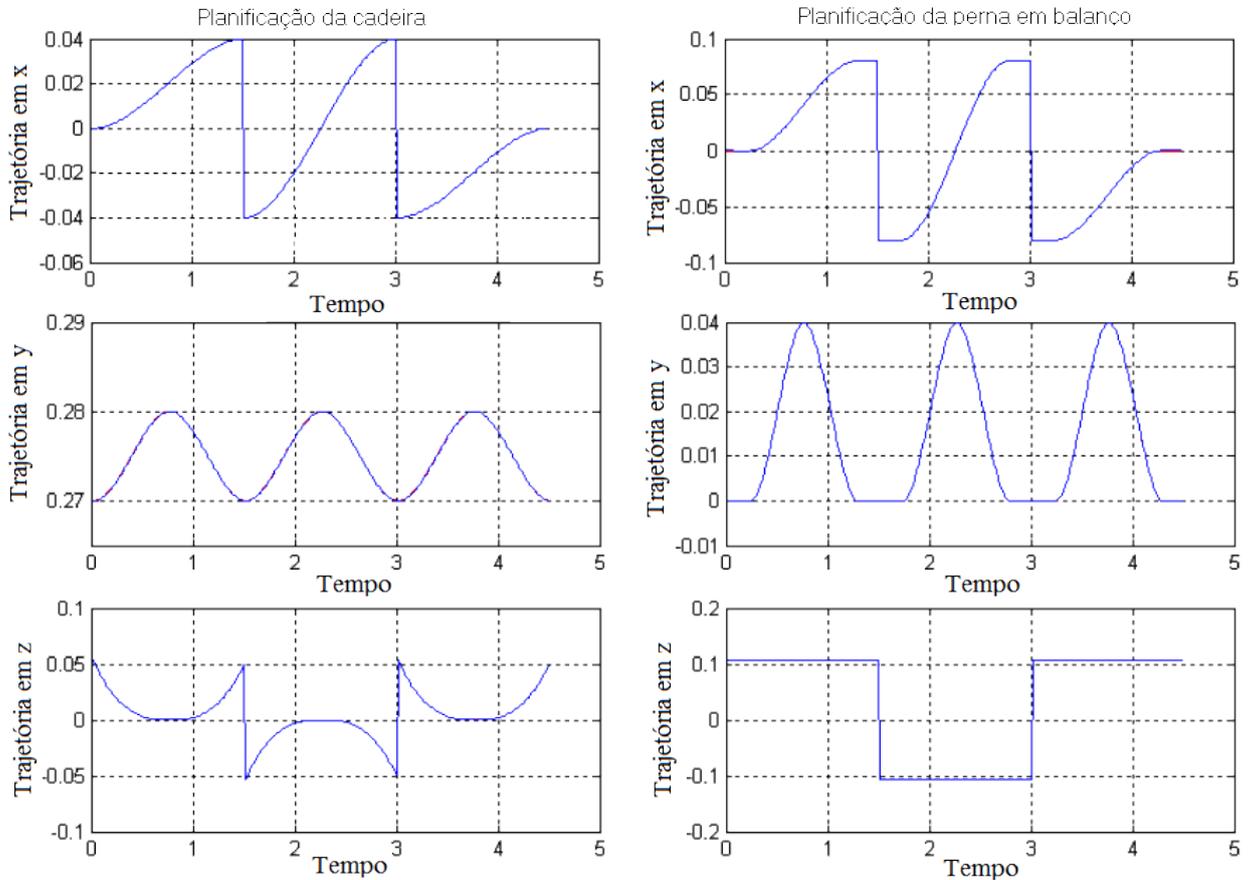


Figura 5.12: Curvas das trajetórias da cadeira e da perna em balanço durante três passos.

Para conseguir uma planificação mediante geração de trajetórias, que incide indiretamente sobre as articulações, é necessário encontrar o estado de cada uma das articulações do sistema mecânico apresentado (membro inferior humanóide) com o intuito de obter a posição e orientação da articulação final (tornozelo) consistindo em um problema que pode ser resolvido pela cinemática inversa, como o ilustrado na Figura 5.13. O desenvolvimento da equação do movimento do membro inferior humano, com um sistema de coordenadas com três articulações é descrito com mais detalhes na seção 3.3.

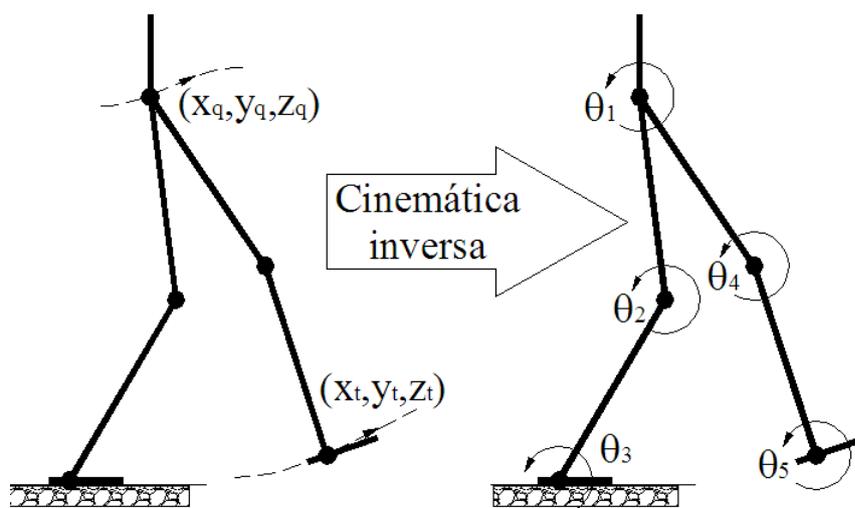


Figura 5.13: Planificação mediante geração de trajetórias.

Pode-se utilizar o programa computacional SimMechanics [MATHWORKS, 2007] para resolver problemas da dinâmica direta ou inversa: O modo de dinâmica inversa determina as forças/torques necessários para produzir movimentos que serão aplicados em um sistema mecânico. Este modo trabalha apenas em sistemas abertos (diagramas em malha aberta). O modo cinemático analisa o movimento de modelos de sistemas fechados. Este modo pode ser usado para determinar as forças/torques necessários para produzir movimentos a um modelo de sistema mecânico em malha fechada [MATHWORKS, 2007].

### 5.3 Considerações finais

Neste capítulo foi descrito, de forma geral, uma maneira de se adquirir os vetores geradores das curvas pertinentes ao deslocamento das articulações de um bípede, bem como as equações necessárias aos esforços gerados pelo contato entre o solo e o pé.

Considerando que as curvas geradas para as articulações dos membros inferiores são responsáveis por lograr a maneira de andar de um bípede. Cada articulação tem uma curva

---

de referência representada por um vetor rotação, contendo os ângulos a cada instante em que se processa um passo, o qual será introduzido no sistema mecânico virtual com três articulações.

# Capítulo 6

## Projeto eletrônico da plataforma de testes

### 6.1 Instrumentação do sistema de controle

PARA o funcionamento do robô bípede foi incorporado uma instrumentação eletrônica como etapa necessária para validar o modelo matemático e simulações, bem como testar as metodologias de controle. A configuração da instrumentação eletrônica é necessária para o correto funcionamento de circuitos, que acionam atuadores e transformando sinais elétricos disponibilizados por sensores em dados digitais a serem processados.

Na Figura 6.1 ilustra-se uma representação esquemática que especifica as particularidades das ligações e dos componentes da estrutura e como os atuadores SMA se interligam a estrutura do robô bípede. As informações sobre a posição, oriundas do sensor de inclinação que se encontra no quadril do robô (vide Figura 6.2), são processadas pelo microcontrolador, onde um programa é implementado para o devido cálculo da inclinação que a estrutura está submetida. Para o controle dos movimentos do robô bípede é usado um joystick que aciona os circuitos de fonte de corrente permitindo a passagem de corrente elétrica pelos atuadores.

O diagrama de blocos do funcionamento do bípede (vide Figura 6.1) compreende os atuadores SMA das pernas direita (Quadril D1, Quadril D2, Coxa D - Fl e Coxa D - Ext) e esquerda (Quadril E1, Quadril E2, Coxa E - Fl e Coxa E - Ext), circuito de fonte de corrente, o sinal do sensor de inclinação, fonte de alimentação e microcontrolador.

O circuito de alimentação fornece a tensão elétrica DC necessária para o circuito de chaveamento dos atuadores SMA e por meio de uma regulação de tensão elétrica este valor é diminuído para o uso em outros componentes dos circuitos elétricos. O circuito

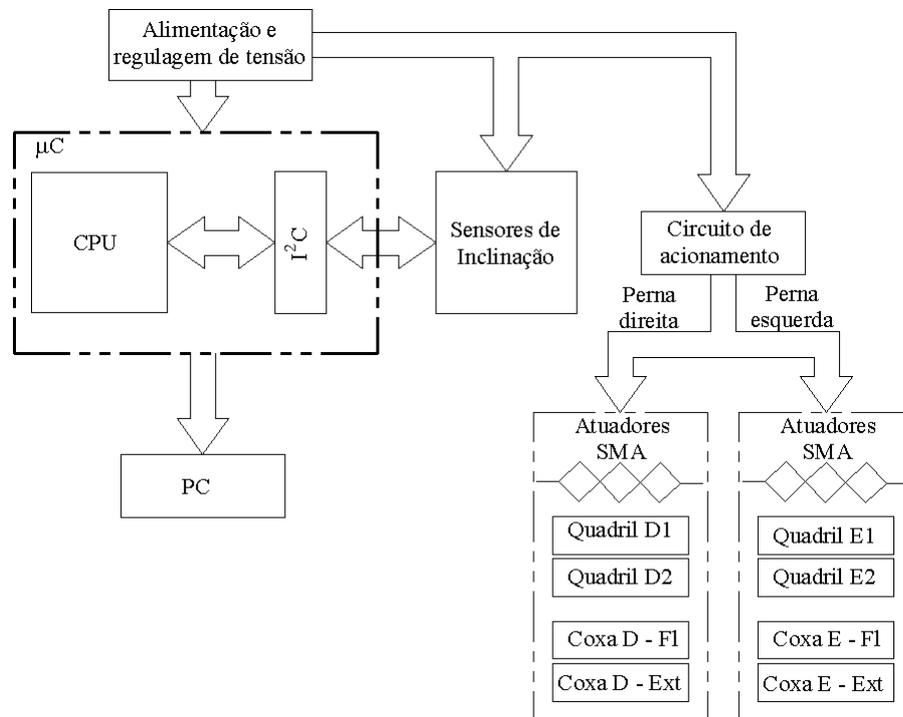


Figura 6.1: Diagrama de blocos de acionamento da plataforma bípede.

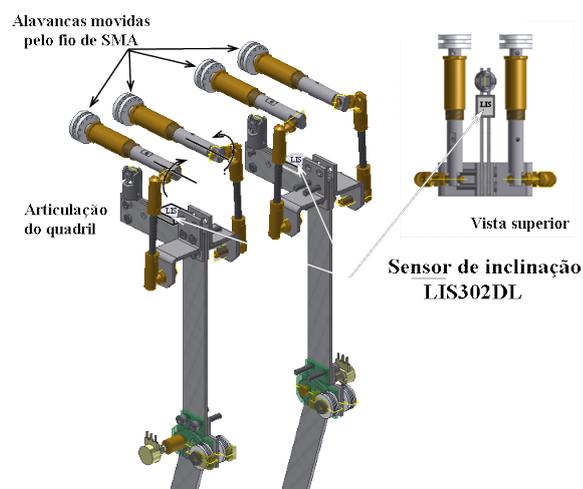


Figura 6.2: Localização do sensor de posição nas pernas.

condicionador de sinais contém uma fonte de corrente a qual fornece a potência necessária para o aquecimento do SMA. O microcontrolador possui uma fonte de alimentação independente. O circuito é dividido entre alimentação para os atuadores e alimentação do sistema de processamento e controle, isolando os atuadores SMA do restante do circuito.

### 6.1.1 Atuador responsável pela movimentação do bípede

No projeto macroscópico de um atuador SMA tem que preocupar-se com tempo necessário para um ciclo de contração/relaxamento (aquecimento/resfriamento). Um elemento SMA geralmente é aquecido pela passagem de uma corrente elétrica através dele e resfriado pela transferência de calor para o ambiente. A força máxima de um fio de SMA é proporcional ao seu diâmetro. Para usar o SMA como um atuador para robôs bípedes forças consideráveis são necessárias, mas o tempo do ciclo de atuação aumenta sobremaneira com o diâmetro do fio. Para evitar essa propriedade o projeto do atuador/sensor apresentados neste trabalho combina muitos fios SMA em forma de feixe como um atuador muscular natural. Utilizando fios com diâmetros pequenos (aumenta-se a área de dissipação) e mantendo uma distância mínima entre cada fio reduz-se o período de tempo de resfriamento, garantindo um menor ciclo de atuação e com a mesma capacidade do atuador.

Normalmente, a construção do atuador SMA em feixe é composto de vários fios em paralelo apoiados a um suporte e fixados a terminais de crimpagem em ambas as extremidades do atuador, preservando as propriedades de contração dos fios [MAVROIDIS, 2002; MOSLEY; MAVROIDIS; PFEIFFER, 1999; MOSLEY; MAVROIDIS, 2000; DELAURENTIS et al., 2002]. Os feixes de fios de ligas com memória de forma podem ser ligados ao mecanismo por um cabo em ambas as extremidades. Uma extremidade é móvel a outra é fixa para mover o dispositivo.

Neste projeto os atuadores SMA passam por cilindros de teflon, desta forma, implementa-se a conexão dos fios de forma paralela nos quadris e serial nas coxas, assim o afastamento constante entre os fios é assegurada.

Para a atuação do SMA há um circuito de fonte de corrente, que utiliza transistores na configuração Darlington, e limita a corrente que passa pelos atuadores. O joystick ao ser acionado pode promover dois níveis de tensão usados pela fonte de corrente. O primeiro faz com que o atuador seja acionado alcançando deformação máxima lentamente, já o segundo faz com que o atuador se contraia mais rapidamente.

O circuito da fonte de corrente está ilustrado na Figura 6.3, é constituído de um seguidor de tensão, um transistor Darlington e o resistor  $R$ , a esta configuração é conectado o atuador SMA. Usou-se dois resistores de  $3,3 \Omega$  colocados em paralelo, resultando em uma resistência equivalente de  $1,65 \Omega$ , que são colocados entre coletor e o terra para obter a corrente desejada no SMA.

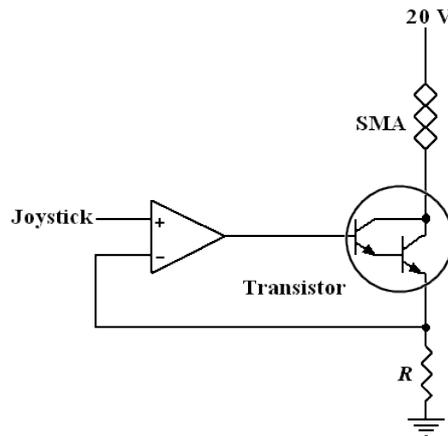


Figura 6.3: Circuito da fonte de corrente de um atuador SMA.

### 6.1.2 Sensor de inclinação

O LIS302DL é um acelerômetro de três eixos de baixo consumo de energia e em um encapsulamento compacto que inclui um elemento sensível e uma interface que permite configurar parâmetros de funcionamento e obter informações dos elementos sensíveis [STMICROELECTRONICS, 2009]. As direções das acelerações detectáveis são indicadas na Figura 6.4.

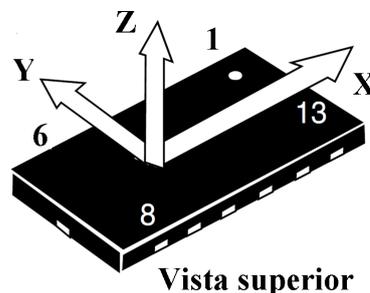


Figura 6.4: Direções das acelerações detectáveis.

O CI é calibrado de fábrica para a sensibilidade e o nível de zero  $g$ . Os valores são armazenados no dispositivo em uma estrutura não volátil. A todo momento que o dispositivo é ligado, os valores são armazenados nos registradores para serem empregados durante a operação normal.

Tabela 6.1: Conteúdo dos registradores de saída *versus* Aceleração.

Valores de Aceleração	FS = $\pm 2$ g	FS = $\pm 8$ g
	Conteúdo no Registrador de Saída	
0 g	0x00	0x00
350 mg	0x14	0x05
1 g	0x38	0x0E
2 g	0x6F	0x1C
-350 mg	0xEC	0xFB
-1 g	0xC8	0xF2
-2 g	0x91	0xE4

A funcionalidade do dispositivo e a medição dos dados de aceleração são selecionáveis e acessíveis por meio da interface I<sup>2</sup>C ou SPI. Quando usando o I<sup>2</sup>C, o pino CS deve ser colocado em nível alto enquanto o pino SDO permite selecionar entre dois endereços de dispositivos, ou seja, somente dois sensores podem ser conectados no mesmo barramento. Se somente um sensor é conectado ao barramento I<sup>2</sup>C, é recomendado ou conectar o pino SDO a alimentação positiva ou deixa-lo flutuante. Os dados de aceleração medidos são enviados para os registradores do dispositivo OUTX, OUTY e OUTZ. Os valores de aceleração são expressos no formato de complemento de dois. Quando a FS é configurada para 2 g, cada LSB corresponde a 17,96875 mg.

Alguns exemplos de dados estão contidos na Tabela 6.1, que são lidos nos registradores quando o dispositivo estiver sujeito a uma dada aceleração. Os valores na Tabela 6.1 são fornecidos na hipótese da calibração do dispositivo ser perfeita, ou seja, sem *offset*, sem erro de ganho e arredondado para o inteiro mais próximo [STMICROELECTRONICS, 2009].

### Caracterização do acelerômetro

O acelerômetro pode ser utilizado para medir tanto a aceleração estática como a dinâmica. A inclinação é uma medida estática onde a gravidade é a aceleração a ser obtida. Acelerômetros de alta sensibilidade e de baixo *g* são utilizados para alcançar melhor resolução da inclinação a ser medida.

Dois acelerômetros são utilizados, cada um responsável por fazer a leitura do lado esquerdo e direito do robô bípede. A identificação entre cada acelerômetro foi feita conforme a cor do cabo, sendo um de cor vermelha e que foi instalado no lado esquerdo do robô bípede, enquanto o outro de cor azul e instalado no lado direito.

Apesar de todo o acelerômetro sair de fábrica calibrado, uma caracterização deve ser

feita, pois para a maioria das aplicações, tal como rotação vertical/horizontal, a calibração do acelerômetro não é necessária, significando que o usuário pode usar o nível de zero  $g$  e os parâmetros de sensibilidade do *datasheet* diretamente para converter as medições sem tratamento ( $A_x$ ,  $A_y$  e  $A_z$ ) para medições normalizadas ( $A_{x1}$ ,  $A_{y1}$  e  $A_{z1}$ ), diferentemente de aplicações que requerem precisões das medições melhor que  $1^\circ$ , onde a calibração do acelerômetro é sugerida. Para se obter a característica que determina a resposta em graus foi contruída uma plataforma possuindo uma base móvel, onde é fixado o acelerômetro, a qual é rotacionada de  $-90^\circ$  a  $90^\circ$ , sob uma escala graduada com precisão de 1 grau. Os dados adquiridos do acelerômetro em  $g$ , foram de uma leitura de 5 em 5 graus da escala graduada. Por meio desse procedimento, foram obtidas as curvas dos eixos  $X$  e  $Y$  para os dois acelerômetros, não havendo a necessidade da caracterização do eixo  $Z$ , pois no momento não é necessária.

Nas Figuras 6.5, 6.6, 6.7 e 6.8 ilustram-se as curvas levantadas para os eixos de interesse de cada acelerômetro. Ao analisá-las, verifica-se que cada eixo tem uma resposta diferente, ou seja, não segue o mesmo padrão, que justifica a caracterização.

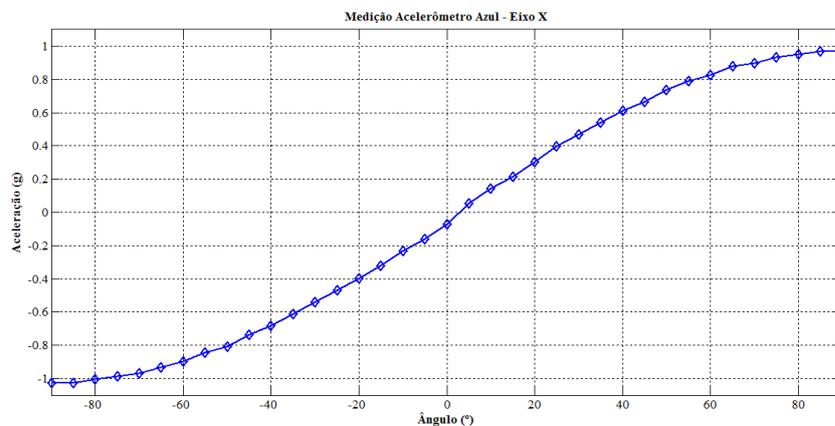
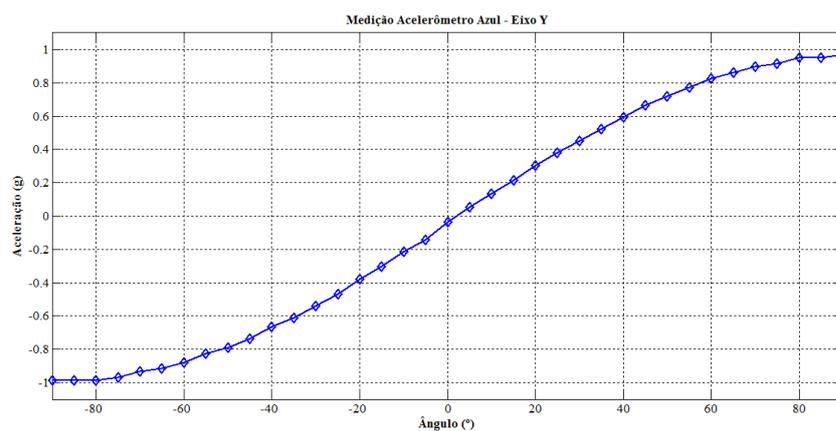
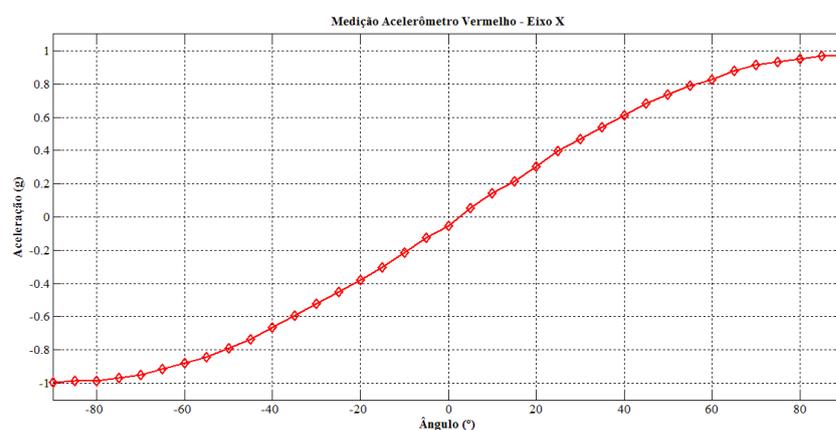
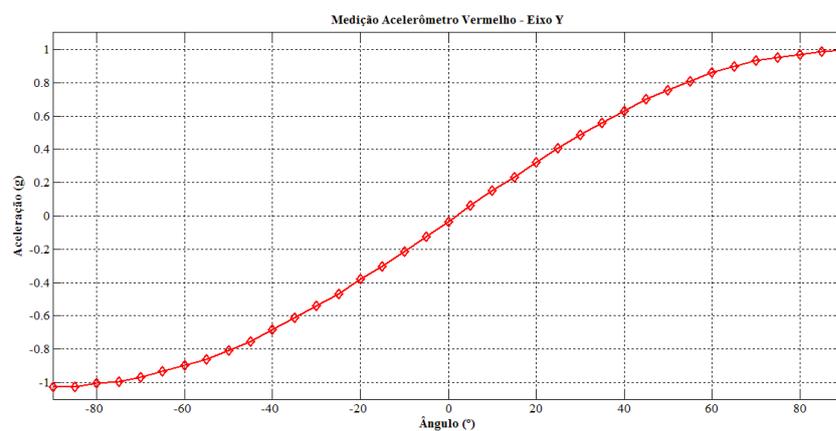


Figura 6.5: Curva Ângulo x Aceleração do eixo  $X$  - acelerômetro de cabo azul.

Figura 6.6: Curva Ângulo x Aceleração do eixo  $Y$  - acelerômetro de cabo azul.Figura 6.7: Curva Ângulo x Aceleração do eixo  $X$  - acelerômetro de cabo vermelho.Figura 6.8: Curva Ângulo x Aceleração do eixo  $Y$  - acelerômetro de cabo vermelho.

Conhecendo-se a variação angular do quadril, que é da ordem de 20 graus, é necessário encontrar os coeficientes do polinômio que tenham uma boa aproximação e representem a

curva que passa por um conjunto de pontos das curvas Ângulo x Aceleração do eixo  $X$  e  $Y$  dos acelerômetros, restringindo-se a uma faixa angular de  $-40^\circ < \theta < 40^\circ$ . Utilizando-se o método dos mínimos quadrados e os dados para obter as Figuras 6.5, 6.6, 6.7 e 6.8, fazendo  $g$  o valor de aceleração obtida do acelerômetro e  $\theta$  é o ângulo de inclinação do quadril, chaga-se as equações da Tabela 6.2:

Tabela 6.2: Equações da relação entre aceleração do acelerômetro e o ângulo de inclinação do quadril.

Acelerômetro	Eixo	Equação	Resíduo
Cabo Azul	X	$\theta = 19,911g^3 - 0,94363g^2 + 53,846g + 2,9352$	2,05
	Y	$\theta = 19,01g^3 + 2,1284g^2 + 56,04g + 2,3751$	1,39
Cabo Vermelho	X	$\theta = 16,064g^3 - 1,2168g^2 + 56,335g + 2,3294$	1,36
	Y	$\theta = 15,018g^3 + 0,28958g^2 + 54,626g + 1,8137$	0,74

Obtiveram-se *array's* que contêm os ângulos pré-calculados a partir das equações contidas na Tabela 6.2, técnica conhecida como *lookup table*. Essas *lookup table's* são utilizadas para evitar a execução de cálculos, o qual é um processamento mais lento para um sistema microcontrolado.

Inicialmente, a leitura do acelerômetro é realizada lendo-se o registrador de estado STATUS\_REG, que pode ser utilizado para checar quando um novo conjunto de dados está disponível. Assim, são realizadas 16 leituras, em  $g$ , dos registradores de dado dos acelerômetros para se obter uma média e, com isso, diminuir erros de medição devido a pequenas variações registradas pelo acelerômetro.

Em uma simulação o valor médio serve de indexador à *lookup table*. Os valores obtidos pela indexação serão enviados pela serial RS232 para o computador, os quais serão plotados em tempo real.

### Leitura angular do quadril da plataforma bípede

Foram realizados testes, com tempo de 20 s, semelhantes a simulação da seção 4.1.4 com a finalidade de comparar com os dados teóricos da simulação. As Figuras 6.9, 6.10 e 6.11 representam a inclinação lateral direita do bípede, das pernas direita e esquerda e o levantamento da perna esquerda, respectivamente.

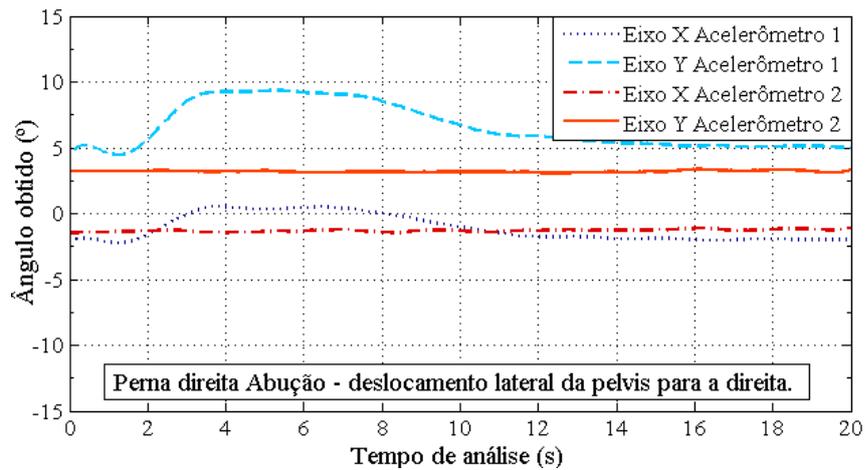


Figura 6.9: Movimento angular do quadril, no plano frontal para a direita - perna direita.

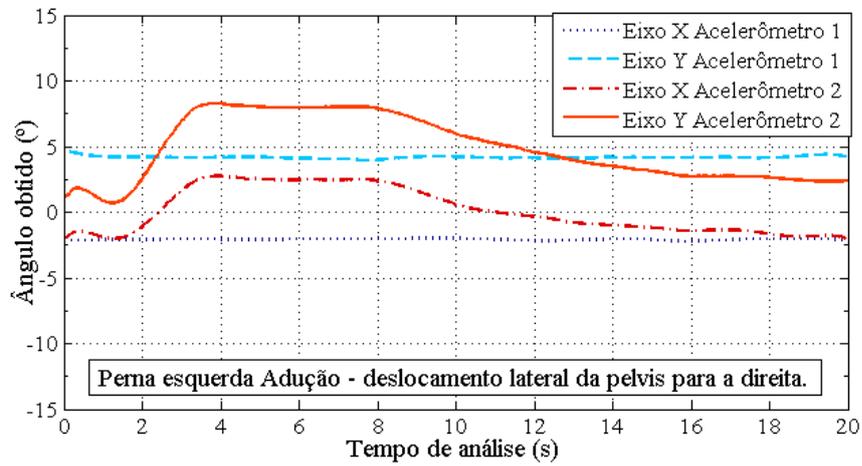


Figura 6.10: Movimento angular do quadril, no plano frontal pra a direita - perna esquerda.

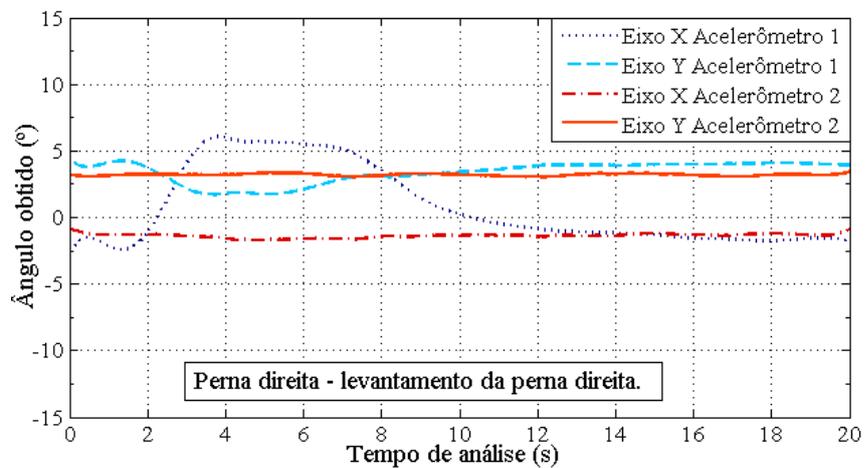


Figura 6.11: Movimento angular do quadril, no plano sagital - levantamento da perna direita.

Tabela 6.3: Resultado comparativo da simulação teórica e prática.

Movimento da perna	simulação		simulação		Erro (%)	
	Variação max. de $\theta_1$ (°)		Variação max. de $\theta_2$ (°)		$\theta_1$	$\theta_2$
	Teórica	Prática	Teórica	Prática		
Direita adução	2,9	2,78	5	4,97	-4,3	-0,6
Esquerda abdução	2,9	2,77	5	4,79	-4,48	-4,24
Esquerda levantamento	2,5	2,79	7,3	9,17	7,6	19,4

Nas condições realizada dos testes, de movimentação das pernas via atuadores SMA, para o andar bípede na plataforma construída, foram obtidas dados necessários para efetuar uma comparação dos resultados da simulação computacional realizada na Seção 4.1.4, mostrando a viabilidade da utilização do robô bípede (vide Tabela 6.3).

## 6.2 O problema de controle

Montar um modelo de um sistema mecânico que simule a movimentação do caminhar requer uma visão geral estrutural da locomoção. É ilustrado na Figura 6.12 um diagrama em blocos estrutural do sistema de controle do movimento humano que contém os principais elementos/sinais da perna humana necessários ao movimento do corpo. Cada um dos blocos do diagrama representa uma parte fisiológica identificável do sistema [WOLKOTTE, 2003].

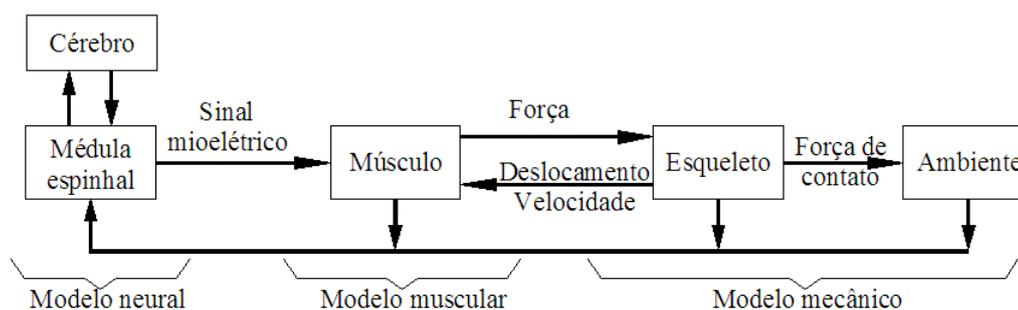


Figura 6.12: Diagrama estrutural do sistema de controle do movimento.

Subdividindo o sistema de controle em três partes onde, a parte do modelo neural contém o sistema encarregado de comandar os movimentos necessários a locomoção por meio de sinais mioelétricos. O modelo muscular é composto pelo bloco músculo, ou atuador, que é conectado ao esqueleto por meio dos tendões e é onde está contida a dinâmica de atuação. A parte do modelo mecânico contém todos os sistemas que caracterizam os parâmetros mecânicos tais como a massa, o centro de gravidade, posição e a inércia. O modelo mecânico contém o bloco Esqueleto e o bloco Ambiente, onde o primeiro é com-

posto pelo esqueleto e cartilagem, aqui será tratado como um corpo rígido e está descrito com mais detalhes na Seção 3.1.3 de antropometria, já o segundo bloco é a interação entre o humano e o ambiente.

A modelagem do sistema natural de locomoção é importante para obter um parâmetro de analogia de um andar bípede humanóide. Em tal caso tipos de sistemas devem ser selecionados e formulados modelos de controle que possam prover uma retroalimentação da posição e da força para o controle de sistemas de atuadores. Então, um bloco contendo o modelo muscular e o mecânico, o bloco robô da Figura 6.13, constitui a planta do sistema a ser controlado.

Modelar um robô bípede muitas coisas diferentes tem que ser levado em consideração para alcançar um modelo suficientemente preciso. A precisão necessária do modelo depende do propósito do modelo, ou seja, se o modelo é usado para o propósito de simulação ou controle. As duas principais partes do modelo é a dinâmica e a cinemática. O modelo dinâmico preocupa-se com o comportamento dinâmico do robô pela entrada do momento de torção em cada articulação e então determina-se as acelerações, velocidades e posições das articulações. A parte cinemática relaciona a aceleração, velocidade e a posição dos ângulos articulares dentro das coordenadas cartesianas para cada centro de massa (CoM) dos vínculos.

O modelo completo está ilustrado na Figura 6.13 e os diferentes sub-modelos está listados e descritos em seguida.

A cinemática preocupa-se com as relações entre as diferentes articulações no robô e a posição dos vínculos individualmente. Isto é realizado pelo bloco modelo cinemático onde é feita a transformação do espaço de articulações para o espaço cartesiano. Essa transformação é necessária para calcular as posições do CoM dos vínculos, a partir de uma dada rotação das articulações. Uma vez que as articulações do robô bípede não são acionados diretamente no eixo, mas por meio de um atuador SMA, a transformação do espaço do atuador para o espaço de articulação é necessária. Ou seja, ao atuar haverá alterações nas posições, velocidades e acelerações angulares das articulações,  $\theta$ ,  $\dot{\theta}$  e  $\ddot{\theta}$ , estas são transformadas em posições do CoM em cada vínculo,  $\vec{x}$ ,  $\vec{y}$  e  $\vec{z}$ , dadas em alguma coordenada cartesiana global. Os dados do CoM serão usados posteriormente pela modelagem dinâmica. Neste projeto o modelo cinemático tem como saída o vetor de coordenadas generalizadas, definido como sendo as posições de todos os ângulos articulares:  $q = [x y z \theta]^T$ . O modelo cinemático também tem como saída os vetores generalizados da velocidade e da aceleração,  $\dot{q}$  e  $\ddot{q}$  respectivamente. A entradas e saídas do bloco modelo

cinemático estão ilustrados na Figura 6.13.

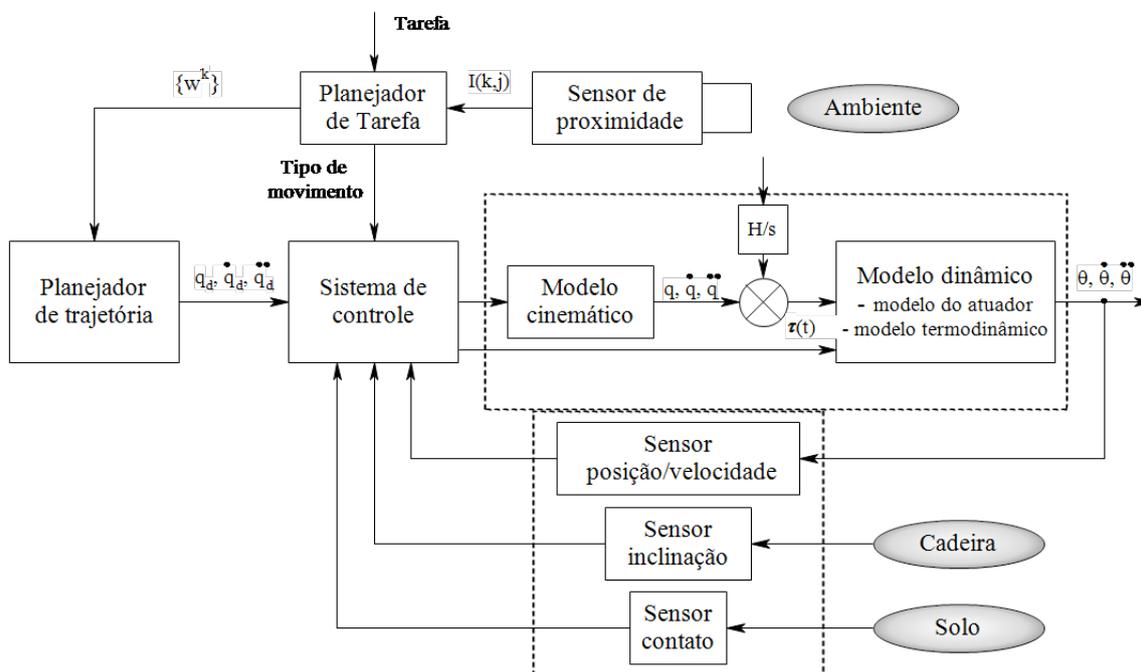


Figura 6.13: Diagrama de Blocos do controle bípede.

O propósito do modelo dinâmico é determinar a aceleração angular,  $\ddot{\theta}$ , das articulações individualmente. Integrando  $\ddot{\theta}$ , será possível obter  $\dot{\theta}$  e  $\theta$ , que serão utilizados para conhecer o comportamento do robô e poder determinar o ZPM e o consumo de energia. O bloco do modelo dinâmico tem como entrada a posição dos CoMs em coordenadas globais e o momento de torção em cada articulação e como saída o ângulo, velocidade e aceleração angular de cada articulação. O modelo do atuador tem o propósito de transformar o movimento linear da atuação da SMA em movimento rotacional entre vínculos. O sinal de entrada é o torque aplicado pelo atuador SMA e como saída o torque resultante em cada articulação. O modelo do contato com o solo é uma parte do modelo dinâmico e é usado para calcular as forças e momentos que o solo exerce sobre o pé. O modelo do contato também inclui o efeito de amortecimento quando o pé entra em contato com o solo. O bloco do modelo de contato tem saídas para o bloco dinâmico e cinemático.

O modelo da cinemática inversa é responsável pela determinação do ângulo da articulação que resulta em uma posição específica dos membros no espaço cartesiano. As entradas do bloco do modelo da cinemática inversa são todas as posições e orientações das pernas  $\vec{P}_{rf}$ ,  $\vec{O}_{rf}$ ,  $\vec{P}_{lf}$  e  $\vec{O}_{lf}$  e a orientação da cadeira  $O_w$ , como ilustra-se na Figura 6.13. A cinemática inversa não é realmente uma parte do modelo do robô, mas é usado na geração das trajetórias das articulações.

A entrada para o planejador de tarefa é uma tarefa especificada pelo usuário. Planejar os movimentos necessários para realizar a trajetória a ser executada (tarefa), o planejador de tarefa usa um modelo de palavra interno do seu ambiente mais as informações coletadas dos sensores, especialmente o de proximidade. Uma vez que o movimento é planejado sob a forma de uma ferramenta de configuração de trajetória discreta  $\{w^k\}$ , esta informação é enviada para o planejador de trajetória. O planejador de trajetória usa técnicas de interpolação e as equações da cinemática inversa para converter  $\{w^k\}$ , para cada articulação, uma equivalente trajetória, calculando o ângulo, a primeira e a segunda derivada deste. a trajetória do espaço-articulação então, serve como entrada ao sistema de controle, o qual contém um regulador de torque que produz o perfil do torque solicitado  $\tau(t)$  para as articulações do robô. Pode haver também um sensor de força e de momento montado na tornozelo e sensor de contato montado no pé. Os dados de retroalimentação desses sensores podem ser utilizados pelo controlador do sistema para implementar o movimento salvo e compatível, conforme solicitado.

Tão logo o modelo completo do robô tenha sido determinado, será capaz de simular o comportamento do robô no suporte simples e duplo. O propósito do sistema de controle é acompanhar a trajetória que assegura a marcha equilibrada. O sistema de controle é a parte principal do sistema com o objectivo de controlar a posição angular de cada articulação para que seja atingido uma marcha satisfatória. Isto é feito usando os ângulos articulares como sinais de referência e as correntes de atuador como sinais de controle que são proporcionais ao momento de torção na articulação. Poderá ser utilizado estimadores de fase de andar bem como de ZMP para o controle do balanço durante a marcha.

### 6.2.1 Projeto do Controlador

Segundo Hurmuzlua, Génot e Brogliato [HURMUZLUA; GÉNOT; BROGLIATO, 2004], em 2004, um robô bípede que executa uma caminhada inspirando-se no movimento humano, nada mais é do que um manipulador robótico com a base destacável, ou seja, ao final de cada passo a base do robô (o pé de apoio) é redefinida. Desta forma, técnicas de controle aplicadas a manipuladores podem ser adaptadas ao controle do caminhar de robôs bípede.

Na abordagem linear, procura-se aproximar as não-linearidades por termos lineares, restringindo o sistema a uma estreita faixa de operação. Aplica-se então uma lei de controle realimentado projetada para controlar esse sistema linearizado.

Ao se tratar de robôs manipuladores, as não-linearidades não podem ser apropriada-

mente compensadas, e o sistema perde em precisão no seguimento de trajetória [SLOTINE; LI, 1991]. Como o modelo linear aproximado tem validade apenas próximo ao ponto de operação, no caso de robôs bípedes apenas passos muito curtos são facultados ao sistema, bem como pequenas velocidades, uma vez que as forças centrípetas e de Coriolis variam numa relação quadrática com a velocidade.

A modelagem de sistemas normalmente é imprecisa. Essas imprecisões são denominadas de incertezas, e podem ser basicamente de dois tipos: incertezas paramétricas (estruturadas) e dinâmicas não modeladas.

As incertezas paramétricas ocorrem quando se conhece a estrutura do sistema, porém não precisamente a magnitude dos parâmetros dentro dessa estrutura. No robô bípede, as incertezas paramétricas envolvem parâmetros como massa, momento de inércia, comprimento dos elos, que não são exatamente conhecidos, mas estão dentro de uma certa faixa de valores dada pela precisão da medida. Dinâmicas não modeladas advêm do desconhecimento da estrutura completa do sistema, ou então propositadamente, para fins de simplificação da estrutura. Neste trabalho são consideradas apenas as incertezas paramétricas, e o controle projetado deverá ser robusto às variações paramétricas, ou seja, deverá ser capaz de conduzir o robô a um caminhar estável a despeito das incertezas.

A partir do modelo não-linear do sistema e de um perfil de trajetórias desejado (referência) para os ângulos das juntas atuadas do robô, o problema do controle no espaço das juntas consiste em encontrar uma relação matemática que forneça às juntas os torques necessários para que, a partir de um estado inicial, a diferença entre suas posições com relação àquelas especificadas na referência tendam a zero, a despeito das variações paramétricas.

### 6.2.2 Diagrama de ação do atuador

O uso de atuadores SMA denota a necessidade de um controle não-linear complexo. Teorias de controle mais encontradas na literatura para acionamento das ligas com memória de forma são: estrutura de controle *fuzzy neural*, dissipatividade, controle de estrutura variável e controle binário segmentado [MOSLEY; MAVROIDIS, 2000; DELAURENTIS et al., 2002; GORBET; WANG, 1998; SREEKUMAR et al., 2007]. A abordagem do controle apresentada neste documento baseia-se na hipótese de haver uma diminuição na resistência elétrica do atuador durante a contração (aquecimento) e uma certa dimensão do atuador tem uma resistência reprodutível proporcional. Com base nisso, a resistência elétrica pode ser usada como um sensor de posição linear ou angular. Assim, poderá não

haver a necessidade de sensores de posição externa. A resistência elétrica também pode ser usada para obter um ótimo aquecimento e além disso para evitar o superaquecimento e, conseqüentemente, danificar permanentemente do atuador [GORBET; WANG, 1998; TEH; FEATHERSTONE, 2004; TEH; FEATHERSTONE, 2007].

A quantidade de corrente necessária para contrair o atuador e do tempo necessário fornecerá as informações sobre a força de tração. Cargas mais elevadas precisam de mais energia e, portanto, uma corrente mais elevada para a contração.

Na Figura 6.14 ilustra-se o diagrama de do sistema de controle incorporado o mecanismo limitador de corrente. Usando um sinal desejado,  $x_d$ , e sinais da posição atual de um ou mais sensores de movimento, o controlador de movimento determina um sinal de saída. Este sinal pode ser interpretado como a corrente elétrica de aquecimento desejada,  $I_d$ , para um elemento de SMA em particular. Existindo mais do que um elemento de SMA, o controlador de movimento calculará um sinal de saída para cada elemento, mas apenas um sinal é ilustrado na Figura 6.14. O sinal de entrada no regulador de corrente é a corrente de aquecimento real  $I_h$ , a qual passará pelo elemento de SMA.

A tensão e a corrente elétrica real que passa pelo elemento de SMA são medidas e enviadas para o limitador de corrente, então a resistência elétrica do elemento de SMA pode ser calculada. Se o regulador de corrente é suficientemente preciso, a retroalimentação da real corrente do SMA não será necessária.

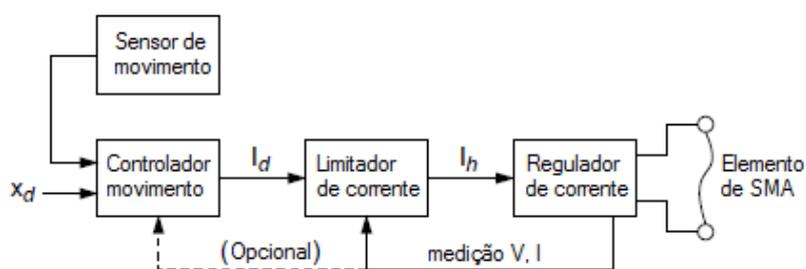


Figura 6.14: Sistema de controle de movimento com limitador de corrente.

## 6.3 Considerações finais

Neste capítulo apresentou-se em linhas gerais um projeto proposto de implementação da instrumentação eletrônica, que cumpre o objetivo estabelecido para este projeto de engenharia ao desenvolvimento de um robô bípede. A completa implantação prática deste capítulo, com certeza, se dará em trabalhos futuros.

Os resultados da simulação computacional foram comparados com os resultados dos obtidos no prototipo construído, mostrando a viabilidade da utilização do robô bípede.

## Conclusões

NESTA tese, foram descritos vários trabalhos sobre robôs, que apresentam uma complexa cadeia mecânica de acionamento, utilizando servomotores acoplados a redutores de engrenagens ou polias, tornando-os pesados, com mais atrito e vibração, tendo como consequência a necessidade de atuadores mais robustos, resultando em um ciclo de reavaliação da massa, da eletrônica e mecânica a ser implementada, além de reduzir a eficiência operacional. Seguindo essa linha verifica-se a necessidade da utilização específica de novas tecnologias em aplicações robóticas, encontradas em atuadores não convencionais. Destes, as ligas com memória de forma apresentam características que as tornam escolhas atraentes para usar em atuadores devido suas propriedades como a alta densidade energética, a atuação suave e silenciosa e reduzidas partes mecânicas se comparados às alternativas de atuadores convencionais.

Elaborou-se um mecanismo na forma de uma plataforma robótica móvel bípede com seis graus de liberdade, composto por uma sucessão de elos rígidos interconectados por articulações, que permitem movimentos no espaço tridimensional, com a utilização de atuadores lineares composto de fios de ligas com memória de forma.

Com o conhecimento das condições de contorno do projeto foi possível estabelecer os graus de liberdade imposta ao sistema, projetando as articulações do quadril e do joelho, bem como do tornozelo, adequou-se os atuadores de ação linear na conformação mecânica imitando de certa forma as formas biológicas existentes, assim obteve-se matematicamente o sistema articular comparado com o deslocamento de trajetória linear do atuador para descrever a trajetória impostas para acompanhar os vetores angulares de cada articulação.

Realizou-se simulações do sistema mecânico, na ferramenta *Dynamic Simulation* do *Inventor*, onde foram obtidos os esforços e movimentos angulares da articulação do qua-

dril quando impostos movimentos semelhantes aos atuadores SMA (de trajetória linear), tanto no plano sagital como frontal. Aplicando-se as leis constitutivas, cinéticas e da termodinâmica para as ligas com memória de forma para um estímulo térmico por meio de uma corrente elétrica constante, calculou-se e determinou-se os valores dinâmicos da liga com memória de forma e comparou-se com os obtidos na simulação, que foram necessários para determinar a utilização de dois fio de diâmetro nominal de 0,29 mm em cada atuador.

No projeto de um atuador de memória de forma é necessário tratamento térmico com o objetivo de se obter a fase responsável pelo efeito de memória de forma e seguido do treinamento do material para que ele atinja o nível de contração desejado e estabilidade para adquirir características de memória de forma e superelasticidade.

Foi construído um protótipo para analisar os resultados da simulação computacional, mostrando a viabilidade da utilização do robo bípede. O projeto contemplou uma estrutura totalmente modular permitindo, além da expansão para construção de robôs com mais pares de pernas, pode ser aplicável para outros mecanismos de movimentação.

## 7.1 **Trabalhos Futuros**

Apesar deste trabalho não contemplar estratégias de controle que podem melhorar a velocidade de resposta e precisão de atuadores SMA, existem várias direções futuras pesquisas que podem ser seguidas. São geralmente em termos modelagem e caracterização de ligas com memória de forma, sistemas de controle e melhorias e inovações no projeto da plataforma de teste.

Os vários modelos propostos na presente tese serão relevantes no projeto e simulação de sistemas de controle, embora houve discrepâncias entre a simulação e os resultados experimentais. O principal problema está na subestimação das taxas de resfriamento do SMA. As diferenças entre os esforços calculados no simulador e aqueles medidos no protótipo podem ser explicadas pelo atrito, defeitos de execução/montagem, material não isotrópico e componentes como arruelas e porcas não inclusas no simulado. Mais trabalho poderia ser feito para obter melhores aproximações do fio SMA taxas sob diferentes condições de esforços ou deformação.

Nesta tese é proposto e apresentado um sensor de inclinação, mas é vislumbrado a implementação de uma instrumentação eletrônica mais completa, no desenvolvimento de um robô bípede. A completa implantação prática, se dará em trabalhos futuros.

## Referências Bibliográficas

- SILVA, M. F. dos S.; MACHADO, J. A. T. Sistemas robóticos de locomoção - estado da arte. *Ingenium*, v. 2<sup>a</sup> Série, n. 62, p. 74 – 83, October 2001.
- RAIBERT, M. H. Robotics science. In: \_\_\_\_\_. [S.l.]: Massachusetts Institute of Technology, 1989. (System development foundation), cap. 16 - Legged Robots, p. 563 – 595.
- HERMINI, H. A.; BALTHAZAR, J. M. Sistemas biocibernéticos para a reabilitação humana. um estado da arte. In: CAMPUS DE ILHA SOLTEIRA. *Anais do 3<sup>o</sup> congresso temático de dinâmica e controle da SBMAC*. São Paulo: UNESP, 2004.
- SAKAGAMI, Y. et al. The intelligent asimo: system overview and integration. *Intelligent Robots and System, 2002. IEEE/RSJ International Conference on*, v. 3, p. 2478–2483 vol.3, 2002.
- ISHIDA, T. Development of a small biped entertainment robot qrio. *Micro-Nanomechatronics and Human Science, 2004 and The Fourth Symposium Micro-Nanomechatronics for Information-Based Society, 2004. Proceedings of the 2004 International Symposium on*, p. 23–28, Oct.-3 Nov. 2004.
- TU, K.-Y. et al. Design of fuzzy walking pattern (fwp) for a shape memory alloy (sma) biped robot. *Systems, Man, and Cybernetics, 1998. 1998 IEEE International Conference on*, v. 4, p. 3266–3271 vol.4, Oct 1998.
- NISHIDA, M.; TANAKA, K.; WANG, H. Development and control of a micro biped walking robot using shape memory alloys. *Robotics and Automation, 2006. ICRA 2006. Proceedings 2006 IEEE International Conference on*, p. 1604–1609, 15-19, 2006. ISSN 1050-4729.
- WOLKOTTE, P. T. *Modelling Human Locomotion*. [S.l.], january 2003. 67 p. Denmark.
- PFEIFFER, C.; DELAURENTIS, K.; MAVROIDIS, C. Shape memory alloy actuated robot prostheses: initial experiments. *Robotics and Automation, 1999. Proceedings. 1999 IEEE International Conference on*, v. 3, p. 2385–2391 vol.3, 1999.
- MAVROIDIS, C. Development of advanced actuators using shape memory alloys and electrorheological fluids. *Springer-Verlag New York Inc.*, v. 14, p. 1–32, 20 February 2002. DOI 10.1007 s00164-001-0018-6.

- HUANG, M. W. On the selection of shape memory alloys for actuators. *Materials & Design*, v. 23, p. 11–19, 2002.
- AUTODESK. *Autodesk Inventor Simulation 2010 - Getting Started*. San Rafael, CA 94903, USA, january 2009.
- ANGELES, J. *Fundamentals of Robotic Mechanical Systems: Theory, Methods, and Algorithms*. 3rd ed. ed. [S.l.]: Springer Science+Business Media, LLC, 2007. (Mechanical Engineering Series). ISBN 978-0-387-29412-4.
- SIEGWART, R.; NOURBAKHSI, I. R. *Introduction to autonomous mobile robots*. [S.l.]: A Bradford book The MIT Press, 2004. (Intelligent Robotics and Autonomous Agents). ISBN 0-262-19502-X.
- SICILIANO, B. et al. *Robotics: Modelling, Planning and Control*. [S.l.]: Springer Publishing Company, Incorporated, 2009. ISBN 1846286417.
- MENNITTO, G.; BUEHLER, M. Carl: A compliant articulated robot leg for dynamic locomotion. *Journal of Robotics and Autonomous Systems*, Volume 8, p. 337–344, 1996.
- PRATT, J.; PRATT, G. Intuitive control of a planar bipedal walking robot. *Proceedings of the International Conference on Robotics and Automation - ICRA '98*, 1998.
- PRATT, J. *Exploiting Inherent Robustness and Natural Dynamics in the Control of Bipedal Walking Robots*. Tese (Doctor of Philosophy) — Massachusetts Institute of Technology, June 2000.
- ESPIAU, B.; BIP, T. Bip: a joint project for the development of an anthropomorphic biped robot. In: INRIA RHÔNE-ALPES. *Advanced Robotics, 1997. ICAR '97. 8th International Conference on Proceedings*. [S.l.], 1997. p. 267 – 272.
- SARDAIN, P.; ROSTAMI, M.; BESSONNET, G. An anthropomorphic biped robot: Dynamic concepts and technological design. *IEEE transactions on Systems, Man and Cybernetics-Part A: Systems and Humans*, v. 28, n. 6, p. 823–838, november 1998.
- AZEVEDO, C. On the interaction between the human and the robot in bipedal walking. In: BERNS, K.; DILLMANN, R. (Ed.). *Proceedings of the Fourth International Conference on Climbing and Walking Robots - CLAWAR 2001*. [S.l.]: Professional Engineering Publishing - FZI, 2001. (From Biology to Industrial Applications), p. 33 – 38. The Montpellier Laboratory of Computer Science, Robotics, and Micro-electronics.
- SANTANA, R. E. S. *Projeto de um Robô Bípede para a Reprodução da Marcha Humana*. Dissertação (Dissertação Engenharia Mecânica) — Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2005.
- TSUSAKA, Y.; OTA, Y. Wire-driven bipedal robot. *Proceedings of the 2006 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, v. 15, p. 3958 – 3963, october 2006.
- TSUSAKA, Y. *patent Application publication*. january 2009. US 2009/0001919 A1.

- NISHIDA, M.; WANG, H. O.; TANAKA, K. Development and control of a small biped walking robot using shape memory alloys. *Journal of Robotics and Mechatronics*, v. 20, n. 5, p. 793–800, 2008.
- MOLNÁR, A.; VÁMOSSY, Z. Experimental biped robot (silent1) with sma actuators. In: BERNIS, K.; DILLMANN, R. (Ed.). *Proceedings of the Fourth International Conference on Climbing and Walking Robots, CLAWAR 20001*. [S.l.]: Bury St Edmunds [u.a.] : Professional Engineering Publ., 2001. (Technology & Engineering), p. 811 – 818.
- KRATZ, R. et al. Control approach for a novel high power-to-weight ratio sma muscle scalable in force and length. In: *IEEE/ASME Intl. Conf. on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*. Zürich, CH: [s.n.], 2007. p. to appear.
- KRATZ, R. et al. Biologically inspired reflex based stabilization control of a humanoid robot with artificial sma muscles. *IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics*, IEEE Computer Society, Los Alamitos, CA, USA, v. 0, p. 1089–1094, 2006.
- KRATZ, R. *The Lara Project - G1 and G2*. 2007. Url. Disponível em: <<http://www.lara-robot.de/>>. Acesso em: 9 março 2010.
- MOGHADDAM, M. M. et al. Design, modeling, and prototyping of a simple semi-modular biped actuated by shape memory alloys. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, v. 22, n. 13, p. 1489 – 1499, September 2011.
- OHKATA, I.; SUZUKI, Y. Shape memory materials. In: \_\_\_\_\_. [S.l.]: Cambridge University Press, 1999. cap. 11 The design of shape memory alloy actuators and their applications, p. 240 – 266.
- JENKINS, P. P.; LANDIS, G. A. A rotating arm using shape-memory alloy. In: *NASA Johnson Space Center, The 29th Aerospace Mechanisms Symposium (SEE N95-27260 09-15)*. [s.n.], 1995. p. 167–171. Disponível em: <<http://adsabs.harvard.edu/abs/1995aeme.symp..167J>>.
- REDINIOTIS, O. K.; LAGOUDAS, D. C. Fixed and flapping wing aerodynamics for micro air vehicles. In: \_\_\_\_\_. [S.l.]: American Institute of Aeronautics and Astronautics, 2001. (Progress in Aeronautics and Astronautics, v. 195), cap. Shape Memory Alloy Actuators As Locomotor Muscles, p. 483 – 500.
- SREEKUMAR, M. et al. Recent advances in nonlinear control technologies for shape memory alloy actuators. *Journal of Zhejiang University Science A*, v. 8, n. 5, p. 818 – 829, 2007. Literature review. Disponível em: <<http://www.springerlink.com/content/v32l424632092783/fulltext.pdf>>.
- MOSLEY, M. J.; MAVROIDIS, C. Design and control of a shape memory alloy wire bundle actuator. In: ASME (Ed.). *Proceedings of DETC00: 26th Biennial Mechanisms and Robotics Conference*. Baltimore, Maryland: [s.n.], 2000. v. 10, n. 13, p. 8 pp.
- MOSLEY, M. J.; MAVROIDIS, C.; PFEIFFER, C. Design and dynamics of a shape memory alloy wire bundle actuator. *Proc. Of the ANS Topical Meeting on Robotics and remote Systems*, n. 8th, 1999. Pittsburgh, PA.

- MOSLEY, M. J.; MAVROIDIS, C. Experimental non-linear dynamics of a shape memory alloy wire bundle actuator. In: ASME. *Proc. of the 1999 ASME IMECE, Dyn., Meas. and Control Division*. Nashville, TE, 1999. DSC-12B-1, p. 9 pp.
- MAVROIDIS, C.; PFEIFFER, C.; MOSLEY, M. Conventional actuators, shape memory alloys and electrorheological fluids. In: BAR-COHEN, Y. (Ed.). *Invited Chapter in Automation, Miniature Robotics and Sensors for Non-Destructive Testing and Evaluation*. [s.n.], 1999. Disponível em: <<http://cronos.rutgers.edu/~mavro/papers/ch5-1-dinosactuators3.PDF>>.
- MONDO-TRONICS, I. *BioMetal Silent Arm Demo*. <http://www.MuscleWires.com>, 2008. Disponível em: <<http://www.musclewires.com/support.shtml>>. Acesso em: Consultado em 15 de março de 2010.
- SALLÉ, D. Design of a robotic arm, actuated by shape memory alloys. *Proceedings of the 1999 IEEE Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering*, v. 9, n. 12 pages = 1437 - 1442, month = May, note = Shaw Conference Center, Edmonton, Alberta, Canada, abstract = , keywords = , source = ,, 1999.
- ASHRAFIUON, H.; ESHRAGHI, M.; ELAHINIA, M. H. Position control of a three-link shape memory alloy actuated robot. *Journal of Intelligent Material systems and Structures*, v. 17, p. 381–392, may 2006.
- FUNAKUBO, H. *Shape Memory Alloy*. [S.l.]: Gordon and Breach Science Publishers, 1987. 275 p.
- PRICE, A. et al. A study on the thermomechanical properties of shape memory alloys-based actuators used in artificial muscles. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, v. 18, p. 11 – 18, January 2007.
- VALENZUELA, W. A. V. *Sistema de articulação inteligente por meio da liga com memória de forma*. Tese (Dissertação) — Universidade Federal de Campina Grande, 2005.
- GOBERT, R. A. R. R. B. A novel differential shape memory alloy actuator for position control. *Robotica, Cambridge University Press*, v. 13, p. 423–430, 1995.
- GORBET, R.; WANG, D. A dissipativity approach to stability of a shape memory alloy position control system. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, v. 6, n. 4, p. 554–562, 1998.
- AKIHIKO, K.; PAUL, H.; MICHAEL, K. Neuro-fuzzy model based feedback controller for shape memory alloy actuators. In: ENGINEERS, S. of P.-O. I. (Ed.). *Conference: Mathematics and control in smart structures*. Newport Beach, USA: SPIE, 2000. (SPIE proceedings series, v. 3984), p. 291 – 299.
- DELAURENTIS, K. J. et al. Optimal design of shape memory alloy wire bundle actuators. In: *Proceedings of the 2002 IEEE: International Conference on Robotics & Automation*. Washington, DC: [s.n.], 2002. v. 3, p. 2363 – 2368.
- SCHUBERT, O. J. *Distributed Control Of A Segmented And Shape Memory Alloy Actuated Biologically Inspired Robot*. Dissertação (Master of Science) — Montana State University, Bozeman, Montana, July 2005.

- IKUTA, K.; TSUKUMOTO, M.; HIROSE, S. Sape memory alloy servo actuator system with electric resistance feedback and application for active endoscope. *Proc. IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation*, p. 427 – 430, 1988.
- TEH, Y. H.; FEATHERSTONE, R. A new control system for fast motion control of sma actuator wires. *Shape Memory And Related Technologies - SMART'04*, p. 24 – 26, November 2004. Singapore.
- TEH, Y. H. *A Control System For Achieving Rapid Controlled Motions From Shape Memory Alloy (SMA) Actuator Wires*. Dissertação (Thesis of the degree of Bachelor of Engineering) — Australian National University, Australia, june 2003.
- TEH, Y. H.; FEATHERSTONE, R. Frequency response analysis of shape memory alloy actuators. *International Conference on Smart Materials and Nanotechnology in Engineering - SMN'07*, p. 1 – 4, July 2007. Singapore.
- GRANT, D.; HAYWARD, V. Design of shape memory alloy actuator with high strain and variable structure control. *IEEE international onference on Robotics and Automation*, p. 2305 – 2312, 1995.
- GRANT, D.; HAYWARD, V. Variable structure control of shape memory alloy actuators. *IEEE Systems and Control Magazine*, v. 17, n. 3, p. 80 – 88, 1997.
- GRANT, D.; HAYWARD, V. Constrained force control of shape memory alloy actuators. *Proc. of the IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation*, p. 1320 – 1314, April 2000. San Francisco, CA.
- CHO, K.-J.; ASADA, H. Multi-axis sma actuator array for driving anthropomorphic robot hand. In: IEEE (Ed.). *Proceedings of the 2005 IEEE International Conference on Robotics and Automation*. Barcelona, Spain: [s.n.], 2005. p. 1356 – 1361.
- VALENZUELA, W. A. V. *Modelagem e Simulação de um Atuador de Liga Metálica com Memória de Forma*. Campina Grande, Pb, Maio 2007. Projeto de Pesquisa submetida à Coordenação do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Campina Grande.
- VALENZUELA, W. A. V. *Modelagem e Simulação de um Sistema de Locomoção Humanóide Baseada em uma Liga Metálica com Memória de Forma*. Campina Grande, Pb, Outubro 2008. Projeto de Pesquisa submetida à Coordenação do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Campina Grande.
- VALENZUELA, W. A. V. *Simulação dinâmica de atuadores lineares em um Sistema Mecânico de Articulações*. Campina Grande, Pb, Dezembro 2009. Projeto de Pesquisa submetida à Coordenação do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Campina Grande.
- VAUGHAN, C. L.; DAVIS, B. L.; O'CONNOR, J. C. *Dynamics of Human Gait*. [S.l.]: Kiboho Publishers, 01 de julho de 2007 2000. Url. Champaign, IL.
- CSIZMADIA, G. K. B. Mechanical analysis and applied model of human knee joint. *22nd DANUBIA-ADRIA Symposium on Experimental Methods in Solid Mechanics*, p. 2, 2005.

- MUSCULOGRAPHICS, I. *Products-SIMM Software Suite*. [S.l.], 2008. Disponível em: <<http://www.musculographics.com/products/products.html>>. Acesso em: Consultado em 25 de março de 2008.
- CONEXÕES, T. I. e comércio de terminais e. Terminais de barra. <Http://www.termicom.com.br/home.html>. março 2010.
- LTDA., I. I. e C. *Junta Universal*. R. Alexandre Dumas, 1209/1213 - CEP 04717-902 - São Paulo - SP - Brasil.
- DUPONT. Teflon® ptfe. *html*, Germany, maio 2009. Seção Dupont eflon fluoropolymer resins. Disponível em: <[http://www2.dupont.com/Teflon\\_Industrial/en\\_US/products/product\\_by\\_name/teflon\\_ptfe/index.html](http://www2.dupont.com/Teflon_Industrial/en_US/products/product_by_name/teflon_ptfe/index.html)>. Acesso em: 11 de maio de 2009.
- PAUL, R. P. *Robot manipulators: Mathematics, programming, and control*. 6. ed. Cambridge, Massachusetts: [s.n.], 1981. ISBN 0-262-16082-X.
- CRAIG, J. J. *Introduction to robotics: mechanics and control*. 2. ed. [S.l.]: Addison Wesley Publishing Company, 1989. ISBN 0-201-09528-9.
- SPONG, M. W.; M., V. *Robot dynamics and control*. [S.l.]: John Wiley & Sons, Inc., 1989. ISBN 0-471-61243-X.
- SCHILLING, R. J. *Fundamentals of Robotics: Analysis and Control*. [S.l.]: Prentice Hall, 1990. ISBN 0-13-344433-3.
- SLOTINE, J.-J. E.; ASADA, H. *Robot Analysis and Control*. New York, NY, USA: John Wiley & Sons, Inc., 1986. ISBN 0471830291.
- CRAIG, J. J. *Robótica*. 3th. ed. México: Pearson Education, Inc., 2006. ISBN 0201543613 970-26-0772-8.
- SIMINOVITCH, D. J. Rotations in nmr: Part i. euler - rodrigues parameters and quaternions. *John Wiley & Sons, Inc*, n. 9, p. 141 – 171, 1997.
- CHOSSET, H. et al. Principles of robot motion: Theory, algorithms, and implementations. In: \_\_\_\_\_. [S.l.]: Massachusetts Institute of Technology, 2005. (M II Series), cap. E Representations of Orientations, p. 489–498.
- BRUNEAU, O.; QUEZDOU, F. B. Compliant contact of walking robot feet. *Proc. of the third ECPD International Conference on Advanced Robotics, Intelligent Automation an Active Systems*, p. 26–28, September 1997. Bremen, Germany.
- YASUTAKA, F. *Study on Biped Walking Robot with Environmental Force Interaction*. Tese (Doctoral Thesis) — Yokohama National University, Division of Electrical and Computer Engineering, Japan, March 1998.
- MATHWORKS, I. T. *SimMechanics User's Guide*. [S.l.], 2007. Disponível em: <<http://www.mathworks.com>>. Acesso em: Consultado em 30 de julho de 2007.
- VISSIM. A graphical language for simulation and model-based embedded development. *html*, USA, março 2010. Modeling the Future. Disponível em: <<http://www.vissim.com/>>. Acesso em: 25 de março de 2010.

- THREEDIMSIM. Threedimsim mechanics simulator. *html*, nl, março 2010. Havinga Software. Disponível em: <<http://www.havingasoftware.nl/>>. Acesso em: 25 de março de 2010.
- DUTTA, S. M.; GHORBEL, F. H. Differential hysteresis modeling of a shape memory alloy wire actuator. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, v. 10, n. 2, p. 189–197, abril 2005.
- LIANG, C.; ROGERS, C. A. Design of shape memory alloy actuators. *Journal of Mechanical Design*, v. 114, p. 223–230, june 1992.
- DUERING, T.; ZADNO, G. R. Engineering aspects of shape memory alloys. In: \_\_\_\_\_. An engineering perspective of pseudoelasticity. London: T.W. Duering and K.N. Melton and D.Stöckel and C. M. Wayman, 1990. p. 369–364.
- STALMANS, R.; HUMBEECK, J. V.; DELAEY, L. Training and the two way memory effect in copper based shape memory alloys. *Journal de Physique IV. Colloque*, v. 1, p. C4.403–C4.408, 1991.
- GUILEMANY, J.; FERNANDEZ, J. On the mechanism of two way shape memory effect obtained by stabilized stress induced martensite. *Scripta Metallurgica et Materialia*, v. 30, n. 3, p. 319–323, 1994.
- GUILEMANY, J. et al. Ciencia y tecnología de materiales con memoria de forma: propiedades y aplicaciones. *Técnica metalúrgica Barcelona*, p. 25–37, 1987.
- MAYER, A. G.; SCHERNGELL, H.; KNEISSL, A. C. Investigation of degradation effects in shape memory alloys. *Zeitschrift zum Metallkunde*, v. 90, p. 562–568, 1999.
- SCHERNGELL, H.; KNEISSL, A. Generation, development and degradation of the intrinsic two-way shape memory effect in different alloy systems. *Acta Materialia, Volume 50*, v. 50, n. 2, p. 327–341(15), January 2002.
- SRINIVASAN, A. V.; MCFARLAND, D. M. Shape memory alloy. In: PRESS, C. U. (Ed.). *Smart Structures Analysis and Design*. New York: Syndicate of the University of Cambridge, 2001. p. 227.
- DYNALLOY, I. *FLEXINOL Technical and Design Data*. [www.dynalloy.com](http://www.dynalloy.com), 2010. Disponível em: <<http://www.dynalloy.com/TechData.html>>. Acesso em: Consultado em 20 de abril de 2010.
- TANAKA, K. A thermomechanical sketch of shape memory effect: one-dimensional tensile behaviour. *Res. Mechanica*, v. 18, n. 3, p. 251 – 263, 1986.
- LIANG, C. *Constitutive modelling of shape memory alloys*. Tese (Phdthesis) — Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg. Virginia, 1990.
- LIANG, C.; ROGERS, C. A. One-dimensional thermomechanical constitutive relations for shape memory materials. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, v. 1, n. 2, p. 207–234, 1990.

BRINSON, L. C. One dimensional constitutive behavior of shape memory alloys: thermo-mechanical derivation with non-constant material functions. *Journal of Intelligent Material Systems & Structures*, v. 4, n. 2, p. 229–242, 1993.

DYE, T. E. *An experimental investigation of the behaviour of nitinol*. Dissertação (Masterthesis) — Dep. Of Mechanical Engineering. Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg. Virginia., 1990.

LEO, D. J. *Engineering Analysis of Smart Material Systems*. [S.l.]: John Wiley & Sons Inc., 2007. ISBN 978-0-471-68477-0.

VARADAN, V. K.; VINOY, K. J.; GOPALAKRISHNAN, S. *Smart Material Systems and MEMS*. [S.l.]: John Wiley & Sons ltd, 2006. ISBN 978-0-470-09361-0.

MEMORY-METALLE, G. Selected properties of niti-based alloys. *pdf*, Germany, maio 2009. Seção Info-Sheets n.04. Disponível em: <"http://www.memory-metalle.de/html-/01\_start/index\_outer\_frame.html">. Acesso em: 11 de maio de 2009.

GONÇALVES, J. B. *Desenvolvimento de um Sistema de Controle Adaptativo e Integrado para Locomoção de um Robô Bípede com Tronco*. Tese (Tese (doutorado)) — Unicamp - Faculdade de Engenharia Mecânica, dezembro 2004. Área de Concentração Mecânica dos Sólidos e Projeto Mecânico 255 páginas.

VUKOBRATOVIC, M.; BOROVIAC, B. Zero-moment point - thirty five years of its life. *International Journal of Humanoid Robotics*, v. 1, n. 1, p. 157–173, 2004.

GOSWAMI, A. Postural stability of biped robots and the foot rotation indicator (fri) point. *University of Pennsylvania*, 1999.

MATHWORKS, I. T. *Creating SimMechanics Models*. [S.l.], 2007. Disponível em: <http://www.mathworks.com>. Acesso em: Consultado em 30 de julho de 2007.

STMICROELECTRONICS. *LIS302DL - MEMS digital output motion sensor*. www.st.com, june 2009. Disponível em: <http://www.st.com/internet/com/>. Acesso em: 15 de novembro de 2011.

HURMUZLUA, Y.; GÉNOT, F.; BROGLIATO, B. Modeling, stability and control of biped robots-a general framework. *Automatica*, v. 40, n. 10, p. 1647 – 1664, 2004.

SLOTINE, J.-J. E.; LI, W. *Applied nonlinear control*. Englewood Cliffs, New Jersey 07632: Prentice Hall, 1991. ISBN 0-13-040890-5.

DYNALLOY, I. *Flexible solutions*. www.dynalloy.com, 2006. Disponível em: <http://www.dynalloy.com/>. Acesso em: Consultado em 31 de outubro de 2007.

LÓPEZ, S. d. l. F. *Simulación numérica y correlación experimental de las propiedades mecánicas en las aleaciones con memoria de forma*. Tese (Doutorado) — Universitat Politècnica de Catalunya - UPC, 2005. ISBN 84-689-3161-6.

ESFAHANI, E.; ELAHINIA, M. Stable walking pattern for an sma-actuated biped. *Mechatronics, IEEE/ASME Transactions on*, v. 12, n. 5, p. 534–541, Oct. 2007. ISSN 1083-4435.

- LAFONTAINE, S.; HUNTER, I. W. Nickel-titanium shape memory alloy actuators for home automation. *Sensors and Actuators*, 1998.
- EDELSTEIN, J. E. *Avaliação e Manejo Protético*. 2. ed. São Paulo: O Sullivan e Susan B., 1993. Pp 465-489.
- OTTOBOCK. Portadores de deficiência física. São Paulo, may 2004. Disponível em: <<http://www.ottobock.com.br>>. Acesso em: 19 may 2004.
- GORBET, R. B. *A Study of the Stability and Design of Shape Memory Alloy Actuators*. Dissertação (Electrical Engineering) — University of Waterloo, 1996.
- IKUTA, K. Micro/miniature shape memory alloy actuator. *Robotics and Automation, 1990. Proceedings., 1990 IEEE International Conference on*, vol.3, p. 2156–2161, May 1990.
- APARICIO, A. et al. Prototipo de prótese para mano utilizando músculos de alambre (nitinol) para la generación de movimiento. p. 1–8, 2004.
- IYER, S. S.; HADDAD, Y. M. Intelligent materials—an overview. *J. Pres. Vest & Piping*, v. 58, p. 335–344, 1994.
- REYNAERTS, D.; BRUSSEL, H. V. Design aspects of the shape memory actuators. *Mechatronics*, v. 8, p. 635–656, 1998.
- DELAURENTIS, K. J.; MAVROIDIS, C. Mechanical design of a shape memory alloy actuated prosthetic hand. *Technology and Health Care*, v. 10, n. 2, p. 91–106, 2002.
- ASHLEY, S. Artificial muscles. *Scientific American*, São Paulo, Outubro 2003.
- FURUYA, Y.; SHIMADA, H. Shape memory actuators for robotic applications. In: \_\_\_\_\_. *Engineering Aspects of Shape Memory Alloys*. London: Butterworth-Heinemann, 1990. p. 338–355.
- WEBB G., W. L. L. D. R. O. Adaptive control of shape memory alloy actuators for underwater biomimetic applications. *AIAA Journal*, February 2000.
- YAMAKITA, M. et al. Development of an artificial muscle linear actuator using ionic polymer-metal composites. *Advanced Robotics*, v. 18, n. 4, p. 383–399, 2004.
- HUMBEECK, J. V.; STALMANS, R. Shape memory alloys types and functionalities. In: WILEY-INTERSCIENCE (Ed.). *Encyclopedia of smart materials*. N Y: John Wiley and Sons Inc, 2002. p. 954–955.
- GÓMEZ, A.; RESTREPO, C. A. Cables musculares. *Revista EIA - Publicación semestral de carácter técnico-científico*, v. 4, p. p 103–111, Novembro 2005. Disponível em: <<http://revista.eia.edu.co/revista4.htm>>.
- BRAGA, N. C. Robotics, mechatronics, and artificial intelligence: experimental circuit blocks for designers. In: \_\_\_\_\_. *Solenoids, servomotors, and shape memory alloys*. Boston, Massachusetts: Butterworth Heinemann, 2002. cap. 7, p. 119–137.
- KATO, I.; SADAMOTO, K. *Mechanical hands illustrated*. rev. Washington: Hemisphere Pub. Corp., 1987. P 3-55. ISBN 0891163743.

DAVERMAN, R. D. *A Novel Binary Actuator Using Shape Memory Alloy*. Dissertação (Master of Science in Mechanical Engineering) — Massachusetts Institute of Technology, June 2005.

STALMANS, R.; HUMBEECK, J. V. *Smart Materials and Technologies - Sensors, Control Systems and Regulators*. [S.l.]: Department MTM, 1996. Shape Memory Alloys: Functional and Smart p.

SREEKUMAR, M. et al. Critical review of current trends in shape memory alloy actuators for intelligent robots. *Emerald Industrial Robot An International Journal*, v. 34, n. 4, p. 285 – 294, 2007. Literature review.

LUO, Y. et al. A shape memory alloy actuator using peltier modules and r-phase transition. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, v. 11, n. 7, p. 503–511, July 2000.

DYNALLOY, I. *Nitinol devises, components and online shop*. [S.l.]: Dynalloy inc., november 2006. Url.

# *APÊNDICE A*

## *Dispositivo de Atuação*

### **A.1 Atuadores SMA**

MUITOS sistemas, incluindo a manufatura, automóveis, máquinas e instalações dependem de atuadores como mecanismo motriz. Esses atuadores usam princípios elétricos, hidráulicos e pneumáticos. As aplicações tornam-se mais diversificadas e compactas, assim, novas formas ou tipos de atuadores são necessários para fazer funcionar essas idéias. Estas novas tecnologias abrem caminho para novos atuadores, tais como ligas de memória de forma, piezoelétricos e nanomáquinas. As Ligas com memória de forma (*Shape Memory Alloys - SMAs*) são uma das novas tecnologias que oferecem muitas vantagens e usos como atuadores de trajetória linear. Algumas de suas propriedades estão na alta força alcançada em relação ao peso, pequeno tamanho e volume, bem como o seu baixo custo em relação aos atuadores convencionais.

No entanto, SMAs não estão isentos de inconvenientes, como a não-linearidade e histerese que estão presentes nas transições de fase, a sua limitada deformação e largura de banda. O potencial das SMAs e sua viabilidade em robótica ou outras aplicações comerciais ainda estão sendo exploradas. De acordo com a literatura técnica prevê-se que muitas aplicações na engenharia, no futuro próximo usarão as SMAs [DYNALLOY, 2006; FUNAKUBO, 1987; ASHRAFIUON; ESHRAGHI; ELAHINIA, 2006; LÓPEZ, 2005; ESFAHANI; ELAHINIA, 2007; LAFONTAINE; HUNTER, 1998].

Uma das ligas com memória de forma usada em atuadores mais comum é a liga de níquel-titânio (NiTi). As vantagens de níquel-titânio, em comparação com outros SMAs são a de alcançar maior deformação na forma, a estabilidade térmica, maior ductilidade e excelente resistência à corrosão. Fios de Flexinol, que é o nome comercial para os fios para atuadores de NiTi, fabricados por Dynalloy Inc. [DYNALLOY, 2006], são fabricados para

ser como os músculos quando aquecidos eletricamente e podem ser facilmente estendidos e recuperam sua forma ao ser resfriados.

O aparelho locomotor humano tem como atuador natural os músculos, que são usados para promover movimentos coordenados nas articulações dos membros. Diversos tipos de atuadores artificiais já foram desenvolvidos na tentativa de reproduzir o comportamento do aparelho atuador natural, como solenóides, motores elétricos, músculo pneumático e ligas com memória de forma [LAFONTAINE; HUNTER, 1998; EDELSTEIN, 1993; OTTOBOCK, 2004].

As ligas com memória de forma, em particular a de níquel titânio, têm sido usadas em articulações como atuadores artificiais quando há limitações de espaço ou necessidade de diminuir o peso e volume, reduzindo a quantidade de acoplamentos e transmissões mecânicas no arranjo dos atuadores [LAFONTAINE; HUNTER, 1998; MEMORY-METALLE, 2009; GORBET, 1996; IKUTA, 1990]. Essa liga tem a capacidade de ser deformada (em torno de 8% do seu comprimento) e, ao ser aplicado um estímulo térmico, recupera sua forma anterior ao cessar esse estímulo, sem apresentar deformações plásticas [LAFONTAINE; HUNTER, 1998; MEMORY-METALLE, 2009; GORBET, 1996; IKUTA, 1990; APARICIO et al., 2004; IYER; HADDAD, 1994; REYNAERTS; BRUSSEL, 1998; DELAURENTIS; MAVROIDIS, 2002].

As aplicações das ligas de SMA em sistemas articulados tratam principalmente de atuadores dos membros superiores humanos (braços e mãos) [DELAURENTIS; MAVROIDIS, 2002; ASHLEY, 2003; FURUYA; SHIMADA, 1990; WEBB G., 2000; YAMAKITA et al., 2004] e, de modo geral, não tratam da aplicabilidade em atuadores de maior porte, como, por exemplo, nas articulações dos membros inferiores ou em aparelhos de reeducação motora destes, onde os esforços são mais elevados. Na biomedicina, o SMA é aplicado na substituição de músculos naturais e próteses por causa de propriedades do material, como o baixo nível de toxicidade e a biocompatibilidade [APARICIO et al., 2004; DELAURENTIS; MAVROIDIS, 2002; ASHLEY, 2003].

É necessário demonstrar melhor as aplicações comerciais dos atuadores avançados sobre os convencionais. Avanços em informações tecnológicas, nanotecnologia e biotecnologia requerem o desenvolvimento de novos dispositivos com razoável relação força por peso, para atender a demanda de novos atuadores em indústrias tradicionais como a militar, de entretenimento, a médica e de manufatura. Portanto, existe um aumento na necessidade do desenvolvimento de dispositivos de pequeno volume e leves, capazes de aplicar grandes forças, desenvolver altas velocidades, alcançar grandes deslocamentos, boa eficiência ener-

gética e de baixo custo. Melhorias na robustez e na confiabilidade do atuador associados a eficiência da energia e a um conjunto compacto podem conduzir a dispositivos eficazes que são significativamente mais capazes e confiáveis a um custo menor.

Os atuadores convencionais, tais como os motores elétricos e os cilindros hidráulicos e pneumáticos, produzem grandes limitações nos manipuladores robóticos, ou não robóticos, tais como grandes reduções no peso e na complexidade do sistema [HUMBEECK; STALMANS, 2002]. Os motores elétricos são pesados, funcionam em velocidades elevadas e produzem torques baixos, então, requerem adaptações como um sistema de engrenagens de redução para produzir os torques necessários, que são compatíveis com o movimento da maioria dos dispositivos mecânicos. Este fator aumenta o peso e a complexidade para configurar o sistema, adicionando a desvantagem de elevar a fricção e o ruído. Os atuadores hidráulicos e pneumáticos são mais leves que os elétricos para a mesma capacidade, porém requerem complexos sistemas de bombas, cabines pressurizadas, tubos e válvulas para reter o fluido de trabalho. Estes sistemas são normalmente ruidosos e tendem a apresentar fugas e sujidade incômodas e ainda trabalham com velocidades de operação baixas.

Uma descrição mais detalhada sobre esses atuadores pode ser obtida em Mavroidis, Pfeiffer e Mosley, em 1999, Gómez e Restrepo [apud BRAGA, 2002, p.119] e Gómez e Restrepo [apud KATO; SADAMOTO, 1987, p.3-55]. Na Figura A.1 apresenta-se um gráfico comparativo da densidade energética versus a massa, apresentado por Mavroidis, em 2002, que ilustra a faixa de atuação dos atuadores convencionais, atuadores SMAs, motores baseados em fluidos eletrorreológicos chamados de atuadores de rigidez e força controlados eletricamente (ECFS). Os atuadores hidráulicos podem aplicar grandes forças, mas são pesados, os motores DC são os mais fracos dos comparados, com massa de pequena a moderada, os atuadores SMA são bastante fortes e pequenos, já os atuadores pneumáticos e ECFS podem aplicar forças moderadas. Na comparação gráfica ilustrada na Figura A.1 é observado que os atuadores baseados em SMA podem ser de reduzido tamanho pelo menos duas ou três vezes em magnitude ao manter a mesma saída da força e peso.

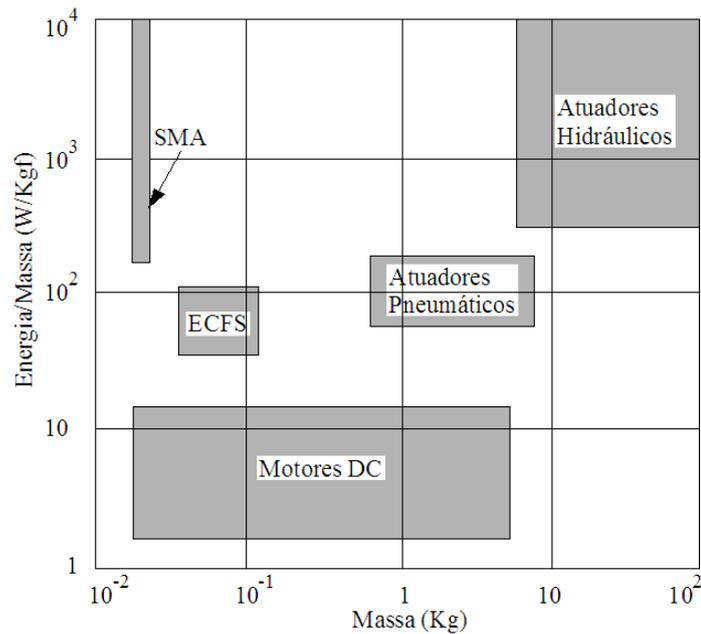


Figura A.1: Gráfico comparativo entre os atuadores segundo Mavroidis.

Um resumo comparativo dos atuadores convencionais enfocando-se os aspectos físicos e as características operacionais, respectivamente, estão apresentadas nas Tabelas A.1 e A.2 e em seguida confronta-se com as características do atuador SMA, na Tabela A.3.

Os formatos do atuador SMA mais utilizados são em forma de mola helicoidal e linear, este pode produzir um movimento com uma deformação linear que alcançar até 8 % do seu comprimento, produzindo uma tensão mecânica de atuação de 500 MPa e pode mover no um peso de 78.000 vezes seu peso [MAVROIDIS; PFEIFFER; MOSLEY, 1999; DYNALLOY, 2006], gerando uma alta relação força por unidade de massa. SMA gera forças cerca de 150 vezes mais alta do que atuadores hidráulicos e 400 vezes maior que atuadores magnéticos do mesmo volume [MAVROIDIS, 2002].

O SMA tem uma densidade energética ( $>5000 \text{ kJ/m}^3$ ) que é mais do que 1.000 vezes maior do que convencionais atuadores electromagnéticos ( $<10 \text{ kJ/m}^3$ ) o que significa que um atuador SMA pode fornecer a mesma força de atuação em um mecanismo muito menor [DAVERMAN, 2005].

Atuadores SMA têm como princípio de funcionamento o calor e podem ser aquecidos de diferentes maneiras, radiação ou condução (atuadores térmicos) e por aquecimento indutivo ou resistivo (atuadores elétricos). Para uma resposta rápida e homogênea o aquecimento resistivo oferece a solução mais atrativa. A velocidade de resposta é limitada

Tabela A.1: Comparação entre os métodos de atuação convencionais enfocando-se os aspectos físicos. Adaptado de Mavroidis, Pfeiffer e Mosley [MAVROIDIS; PFEIFFER; MOSLEY, 1999].

Fator	Elétrico	Hidráulico	Pneumático
Sistema básico	Lógica de estado sólido, amplificador de força, motores DC ou AC, redutores, ventilador.	Bomba, dreno, filtro, regulador (pressão, temp. e fluxo), trocador de calor, válvulas servo, motores, atuadores, acumuladores.	Compressor, refrigerador inter-estágios, controle de Pressão, Filtro, secadores, silenciadores, Válvulas, Atuadores, retentores.
Princípio de funcionamento	Eletricidade.	Óleo aditivado, soluções a base de água, fluídos sintéticos.	Ar, Nitrogênio, produtos de combustão.
Eficiência	Acima de 90% para sistemas grandes.	Raramente mais de 60%.	Raramente mais de 30%.
Relação massa x Força	Pobre: cada sub-sistema contém motor e engrenagens. Menor massa por força.	Excelente: Alta força por massa.	Moderado: leve, mas pressões baixas produzem uma força intermediária por massa.
Faixa de atuação	24 - 460 Volts	0,34 - 34,47 MPa	0,34 - 3,44 MPa
Rigidez do sistema	Rigidez razoável depende dos conceitos de redução e velocidade.	Maior rigidez, o sistema mais receptivo para cargas pesadas.	Sistema de pouca rigidez (o hidráulico é 400 vezes mais rígido)

principalmente pela capacidade de resfriamento. Na conversão de calor em trabalho mecânico a eficiência real é pelo menos uma ordem menor que o valor de Carnot, alcançando sua maior ordem entre a temperatura críticas onde a transformação da martensita está completa ( $M_f$ ) e onde a austenita está completa ( $A_f$ ) na ordem de 10 % [STALMANS; HUMBEECK, 1996; SREEKUMAR et al., 2007].

O atuador quando posto em funcionamento é ausente de atrito não há produção de partículas ocasionando uma baixa susceptividade a contaminação, além de ter excelente resistência a corrosão e biocompatibilidade.

Como os atuadores SMAs não utilizam chaves elétricas ou altas voltagens podem trabalhar sem faíscas, permitindo operar em ambientes altamente inflamáveis, tendo uma ótima segurança de operação.

O atuador SMA atinge sua melhor eficiência de atuação na fase onde ocorre a transformação por tensão mecânica ou por aquecimento, nestes casos ocorrerá o maior curso da deformação aproveitável com pouca variação de tensão mecânica. A faixa de temperatura de atuação, para as várias composições de ligas com memória de forma existentes é de -200 a 110 °C [DYNALLOY, 2006].

Tabela A.2: Comparação entre os métodos de atuação convencionais enfocando-se os aspectos operacionais. Adaptado de Mavroidis, Pfeiffer e Mosley [MAVROIDIS; PFEIFFER; MOSLEY, 1999].

Fator	Elétrico	Hidráulico	Pneumático
Susceptibilidade a contaminação	Baixo: ruído da linha elétrica ( $\pm 10\%$ ), RFI controlável, ruído controlado por filtros e blindagem.	Alto: filtros requerem controle especial durante a manutenção. Importantes procedimentos de limpeza. Válvulas servo se danificam facilmente.	Intermediário: menores problemas do que a óleo. Partículas são retiradas por filtros de linha. Umidade e corrosão são problemas.
Segurança de operação	Devem ser considerados o perigo de choque elétrico do sistema e aterramento.	Perigo com vazamento de fluidos inflamáveis, jatos do fluido podem perfurar a pele, toxemia e possível Inflamações dos olhos.	Perigo com partículas soltas. Possíveis explosões quando óleos voláteis estão presentes (nitrogênio não-explos.).
Susceptibilidade a variação de carga	Atrito seco na saída dos motores causa pequeno a médio erro no estado estacionário próximo do nulo.	Atrito seco na saída pode causar pequeno erro no estado estacionário em torno de nulo.	Sérios erros no estado estacionário pode ocorrer em torno da posição nula devido ao atrito seco na saída do eixo.
Sensibilidade da temperatura e remoção do calor	Baixa sensibilidade à temperatura na faixa operacional, mas pobre na dissipação de calor comparado ao hidráulico.	Alta sensibilidade à temperatura, relativo a mudança da viscosidade. Expansão térmica causa mau funcionamento. Boa remoção do calor em trocadores de calor.	Baixa sensibilidade à temperatura. Expansão térmica causa mau funcionamento. Remoção do calor não é problema desde que o sistema expele-o para a atmosfera.

Alta sensibilidade à temperatura e remoção do calor, mas pobre na dissipação de calor comparado ao hidráulico. Além disso, a transformação martensítica é exotérmica (15 - 22 J/g), significa que a emissão de calor tem que ser removida durante resfriamento. As formas para aumentar a limitada velocidade de resfriamento são:

- (i) o uso de tiras lisas retangulares, melhor que os de seção circular;
- (ii) resfriamento forçado por líquido; e
- (iii) miniaturização dos elementos SMA.

Existem diferentes módulos de elasticidade nas fases austenita e martensita causando mudança na rigidez de um sistema mecânico. A faixa dos módulos de elasticidade variam para as ligas existentes, segundo os fabricante consultados a austenita varia de aproximadamente 70 a 83 GPa e a martensita de aproximadamente 28 a 41 GPa [MEMORY-

METALLE, 2009; DYNALLOY, 2006]. Um resumo das principais características dos atuadores SMA constam na Tabela A.3.

Tabela A.3: Características do atuador SMA.

Fator	SMA
Sistema básico	Elemento de SMA (mola ou linear), acionamento elétrico, não requer redutor de engrenagens.
Princípio de funcionamento	Térmico.
Eficiência	Do ciclo Carnot entre $A_f$ e $M_f$ é da ordem de 10 %.
Susceptividade a contaminação	Baixa.
Relação massa x Força	Excelente.
Segurança de operação	Ótima.
Susceptibilidade a variação de carga	Pouca variação de tensão mecânica e grande variação na deformação, na fase de transformação.
Faixa de atuação	De -200 a 110 °C.
Sensibilidade da temperatura e remoção do calor	Alta.
Rigidez do sistema	Diferentes módulos de elasticidade nas fases austenita e martensita.
Degradação e fadiga	Depende de seu desempenho global de vida.

A confiabilidade de dispositivos com memória de forma depende de seu desempenho global de vida. Tempo, temperatura, tensão mecânica, deformação e o aumento nos ciclos de acionamento são importantes parâmetros externos da fadiga e degradação. Os parâmetros internos que influenciam na vida do atuador são: composição da liga, tratamento térmico e usinagem. Geralmente o máximo efeito de memória de forma (SME), deformação e/ou tensão mecânica são selecionados dependendo da quantidade de ciclos projetados. A Tabela A.4 apresentada por Duering e Zadno [apud STALMANS; HUM-BEECK, 1996, p.2-3], Memory-Metalle e Humbeeck e Stalmans, pode ser utilizada como guia dos ciclos de vida para ligas de NiTi:

Tabela A.4: Tabela apresentada por Stöckel, para o desempenho global de vida .

Ciclos	Deform. Máx	Tensão Máx.
1	8 %	500 MPa
100	4 %	275 MPa
10000	2 %	140 MPa
100000+	1 %	70 MPa

Deve ser observado porém que tratamentos especiais e ligas ternárias, como Ni-Ti-Cu, podem resultar em valores muito mais altos de deformações e tensões máximas. Autores, como Mavroidis [MAVROIDIS, 2002], relatam que a fadiga e a degradação do SME do atuador tem sido reduzido pelo treinamento ou condicionamento e a fadiga tem alcançado cerca de 107 ciclos.

Pelo estudo comparativo dos tipos de atuadores convencionais com o atuador SMA, conclui-se que as vantagens deste podem ser sumarizadas como segue [??]:

1. Grande curso na razão entre comprimento/massa;
2. Grande força produzida por unidade de massa;
3. Flexibilidade no projeto da direção do movimento do atuador;
4. Movimento rápido na temperatura de transformação de fase, com pouca alteração da força aplicada;
5. Insensível à largas variedades de condições ambientais;
6. Pode ser projetado para ser usado onde o grau de limpeza é crítica;
7. Operação silenciosa; e
8. Biocompatibilidade.

As desvantagens que devem ser consideradas são:

1. Baixa eficiência;
2. Baixa frequência cíclica devido ao resfriamento.

Em aplicações robóticas, fatores como velocidade, controlabilidade e a capacidade para ter movimentos contínuos são muito importantes. Por esta razão atuadores SMA são normalmente arrançados em pares antagônicos. São aquecidos pelo efeito Joule, se faz passando uma corrente através do elemento, e resfriado pela transferência de calor para o ambiente. Então, o que determina a velocidade de resposta dos atuadores baseados em SMA é o regime de aquecimento e resfriamento [SREEKUMAR et al., 2007].

Várias pesquisas tem sido conduzidas para investigar os atuadores SMAs em aplicações em controle do movimento preciso e rápido [TEH; FEATHERSTONE, 2004; TEH; FEATHERSTONE, 2007]. Para aumentar a velocidade dos atuadores aumentando a taxa

de resfriamento por meio de módulos Peltier [MAVROIDIS; PFEIFFER; MOSLEY, 1999; LUO et al., 2000], resfriamento por ar forçado, resfriamento por água ou usando outras formas de seção transversal do elemento SMA aumentando a área superficial de convecção [??]. Para aumentar a taxa de aquecimento o único método é aumentar o valor da corrente que passa no elemento. Porém, deve-se ter o cuidado de não danificar o elemento de SMA com altas correntes, para isso existem valores seguros que podem ser obtidos em especificações técnicas da SMA [DYNALLOY, 2006; MEMORY-METALLE, 2009].

Entre os materiais citados para confecção de atuadores não convencionais incluem-se também os os polímeros eletroativos, as cerâmicas piezoelétricas, materiais magnetostrictivos e fluidos eletrorheológicos estão ainda no estágio de protótipos ou em pequenas aplicações se comparados com os materiais baseados em SMA.

## A.2 Considerações finais

Neste capítulo foi apresentado os vários tipos de atuadores bem como os materiais que podem ser utilizados como atuadores devido seu comportamento após ser estimulado. O foco do capítulo é o material composto por uma liga metálica de níquel e titânio, que após um tratamento mecânico e treinamento pode ser utilizados como um atuador de ação linear. Conhecido por Nitinol ou comercialmente por Flexinol. Apresentou-se as vantagens e desvantagens da liga.

O estudo realizado neste capítulo, sobre atuadores, leva a crer que os materiais para atuadores lineares baseados em SMA têm conformabilidade e densidade energética requerida para um acionamento qualitativo de articulações robóticas. Além disso, o custo dos materiais de SMA é suficientemente baixo (100 m do fio de 0,254 mm tem preço de US\$ 81,00 [DYNALLOY, 2006]), se comparados com os atuadores convencionais e ainda são biocompatíveis, se utilizado em aplicações biomédicas. Por este motivo, as ligas com memória de forma são materiais atrativos e adequada para uso em atuadores para as articulações de robôs, próteses, órteses ou equipamentos terapêuticos.

## ***ANEXO A***

### ***Propriedades do Nitinol e Flexinol***

SE FIO atuador Flexinol é usado dentro das norma de procedimento, então obter um movimento repetitivo do fio de dezenas de milhões de ciclos é razoável. Se mais tensões ou deformações são impostas, então a deformação da memória provavelmente diminuirá lentamente e o movimento a ser obtido será de apenas algumas centenas ou alguns milhares de ciclos. A deformação permanente, que ocorre no fio durante o ciclo, está intimamente relacionada a tensão aplicada e a temperatura em que o fio atuador está sendo operado. O fio de Flexinol foi especialmente tratados para minimizar essas tensões, mas se a tensão mecânica é muito grande ou a temperatura é muito alta alguma deformação permanente irá ocorrer. Uma vez que a temperatura está diretamente relacionada com a quantidade de corrente que passa pelo fio, deve-se ter cuidado para não superaquecer o fio atuador. A tabela A.1 fornece de forma aproximada dados técnicos sobre quanta corrente elétrica e força pode-se obter com diferentes diâmetros de fios comercialmente disponíveis por Dynalloy Inc [DYNALLOY, 2010].

Nitinol é o nome utilizado para classificar o metal conhecido como *Shape Memory Alloys*. Nitinol foi desenvolvido pela *Naval Ordnance Laboratory*. O nome vem da sua composição e da equipe de pesquisa que primeiro reconheceu o potencial desta liga (níquel / titânio / *Naval Ordnance Laboratory*). As ligas de Nitinol são normalmente feitas de 55 % - 56 % de níquel e 44 % - 45 % de titânio. Flexinol é a marca registrada de atuadores da liga com memória de forma da Dynalloy, Inc.

Diâmetro		Resistência		Força máxima (g)	Corrente aproximada a temperatura ambiente (mA)	tempo de contração (s)	Tempo de resfriamento para fio de 70°C (s)	Tempo de resfriamento para fio de 90°C (s)
(pol)	(mm)	(Ohms/pol)	(Ohms/m)					
0,0010	0,0245	45,0	1,143	7	20	1	0,10	0,06
0,0015	0,0381	21,0	0,5334	17	30	1	0,25	0,09
0,002	0,0508	12,0	0,3048	35	50	1	0,3	0,1
0,003	0,0762	5,0	0,127	80	100	1	0,5	0,2
0,004	0,1016	3,0	0,0762	150	180	1	0,8	0,4
0,005	0,1270	1,8	0,04572	230	250	1	1,6	0,9
0,006	0,1524	1,3	0,03302	330	400	1	2,0	1,2
0,008	0,2032	0,8	0,02032	590	610	1	3,5	2,2
0,010	0,2450	0,5	0,0127	930	1000	1	5,5	3,5
0,012	0,3048	0,33	0,008382	1250	1750	1	8,0	6,0
0,015	0,3810	0,2	0,00508	2000	2750	1	13,0	10,0
0,020	0,508	0,16	0,004064	3562	4000	1	17,0	14,0

Tabela A.1: Propriedades técnicas e dados de projeto do Flexinol.