

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE AUTOMAÇÃO
E SISTEMAS**

Gustavo Sobral Toscano

**ANÁLISE CINEMÁTICA E GERAÇÃO DE
TRAJETÓRIAS ESTÁVEIS PARA UM ROBÔ BÍPEDE
ANTROPOMÓRFICO**

Florianópolis

2011

Gustavo Sobral Toscano

**ANÁLISE CINEMÁTICA E GERAÇÃO DE
TRAJETÓRIAS ESTÁVEIS PARA UM ROBÔ BÍPEDE
ANTROPOMÓRFICO**

Dissertação submetida ao Programa
de Pós-Graduação em Engenharia de
Automação e Sistemas para a obten-
ção do Grau de Mestre.

Orientador: Prof. Eugênio de Bona
Castelan Neto, Dr.

Co-orientador: Prof. Henrique Simas,
Dr. Eng.

Florianópolis

2011

Catálogo na fonte pela Biblioteca Universitária
da
Universidade Federal de Santa Catarina

T713a Toscano, Gustavo Sobral

Análise cinemática e geração de trajetórias estáveis para um robô bípede antropomórfico [dissertação] / Gustavo Sobral Toscano ; orientador, Eugênio de Bona Castelan Neto, co-orientador, Henrique Simas. - Florianópolis, SC, 2011.

121 p.: il., grafs., tabs.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Automação e Sistemas.

Inclui referências

1. Engenharia de sistemas. 2. Robótica. 3. Superfícies - Modelos. 4. Geradores - Programas de computador. I. Castelan Neto, Eugenio de Bona. II. Simas, Henrique. III. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Automação e Sistemas. IV. Título.

CDU 621.3-231.2(021)

Gustavo Sobral Toscano

**ANÁLISE CINEMÁTICA E GERAÇÃO DE
TRAJETÓRIAS ESTÁVEIS PARA UM ROBÔ BÍPEDE
ANTROPOMÓRFICO**

Esta Dissertação foi julgada aprovada para a obtenção do Título de Mestre, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Automação e Sistemas.

Florianópolis, 13 de Setembro 2011.

Prof. José Eduardo Ribeiro Cury, Dr.

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Automação e Sistemas

Banca Examinadora:

Prof. Eugênio de Bona Castelan Neto, Dr.
Orientador

Prof. Henrique Simas, Dr. Eng.
Co-orientador

Prof. Altamir Dias, Dr. Eng.

Prof. Edson Roberto De Pieri, Dr.

Eng. Guilherme Vianna Raffo, Dr.

Ao meu pai, Zeló, que, de algum lugar,
zela por mim e à minha mãe, Lalinha.

AGRADECIMENTOS

Agradeço, antes de tudo, aos meus pais, José Luiz Frago Toscano e Maria Eulália Sobral Toscano. É difícil determinar como cada qual contribuiu para minha formação, mas tenho certeza que sem eles, eu não seria ninguém. Aprendi com eles valores com os quais viverei por toda a minha vida, o que é um amor incondicional e o valor da família. A eles, meus profundos e mais sinceros agradecimentos. Sou uma pessoa de extrema sorte por ter tido eles como pai e mãe. Muito obrigado.

A meu orientador, Eugênio de Bona Castelan Neto, e a meu co-orientador, Henrique Simas, obrigado por terem me dado a chance de ser aprendiz. Obrigado por me permitirem dividir uma experiência de trabalho e a chance de poder desenvolver esta pesquisa com vocês. Obrigado por aceitarem minha orientação e tenham certeza que a minha formação e o viver da pesquisa científica não seriam possíveis se não fossem vocês dois, dos quais ainda tenho muito a aprender.

Agradeço, também, à UFSC, ao DAS, ao CNPq e à CAPES pela infraestrutura e apoio financeiro.

Aos colegas, Douglas Bertol e Victor Barasuol, por sempre estarem disponíveis para discutirem questões acerca da pesquisa e do desenvolvimento deste trabalho.

Às minhas famílias Sobral e Toscano por sempre serem meus portos seguros.

O mais complicado quando se decide respirar outros ares para investimento profissional é estar longe da família, e ela faz muita falta. Nesse momento, é muito importante que se estabeleçam novos vínculos para se formar uma nova família. Essa nova família não é consaguínea, mas aquela que se conquista através da amizade. Por isso, agradeço aos amigos Andrés Codas, Bruno de Bem, Cassiano Tartari, Cleber Ganzaroli, Edvandro Reckziegel, Elmer Peñaloza, Felipe Gürgel, Felipe Oliveira, Gustavo Comerllato, João Victor, Michael Klug, Ríad Nassiffe, Tales Imbiriba, Thiago Veiga e Tiago Schmitz.

Também, é importante que não esqueçamos de nossas origens e, por isso, agradeço aos professores José Augusto Lima Barreiros e José Augusto Furtado Real, ambos da UFPA, por terem me iniciado na pesquisa acadêmica.

À todos, muito obrigado.

O robô não é só uma máquina. Um robô é uma máquina fabricada para imitar o melhor do homem.

Isaac Asimov

A vida é que nem andar de bicicleta. Para manter o equilíbrio, tem que se manter em movimento.

Albert Einstein

RESUMO

Este trabalho tem por objetivo o desenvolvimento de um gerador de trajetórias quase-estáticas estáveis, segundo o critério do *Zero-Moment Point* (ZMP), a partir do modelamento cinemático de robôs bípedes antropomórficos (RBA), utilizando o conceito de base flutuante. Para atingir esse objetivo, primeiramente, foi construído o modelo 3D de um RBA para se fazer o levantamento dos parâmetros físicos e estruturais do bípede, por intermédio de uma ferramenta CAD. A base flutuante consiste em uma técnica na qual aloca-se um sistema referencial local em uma estrutura, a qual pode se movimentar livremente no espaço com quaisquer orientação e posição em relação a um referencial inercial considerado. Tal conceito teve sua origem em sistemas aéreos - também utilizado em manipuladores acoplados a uma espaçonave - pela a necessidade de se determinar referenciais para o movimento sem que o sistema fosse fixo no sistema inercial considerado. O conceito base flutuante foi aplicado ao RBA e obteve-se o modelo cinemático do robô. Através dos modelos 3D e cinemático, foram determinadas as restrições da locomoção bípede, bem como a parametrização do gerador de trajetórias espaciais quase-estáticas proposto neste trabalho. Ao final, as trajetórias geradas são validadas, através de simulação espacial, pelo critério do ZMP tridimensional. Portanto, o gerador é parametrizado de tal forma que possibilita a geração de trajetórias com características diferentes a partir da alteração de seus parâmetros. Outra contribuição desta pesquisa é a utilização do método geométrico com restrições para o desenvolvimento do gerador de trajetórias, a partir do modelo de um RBA, utilizando o conceito da base flutuante; a estrutura antropomórfica é composta por braços, pernas e tronco, os quais foram considerados na geração da locomoção bípede.

Palavras-chave: Robô Bípede Antropomórfico, Base Flutuante, ZMP, Gerador de Trajetória.

ABSTRACT

This work aims at developing a generator of quasi-static stable trajectories, according to the ZMP criterion, based on the kinematic model of biped anthropomorphic robots (BAR), using the concept of floating base. In order to achieve this objective, firstly, it was constructed the 3D model of a BAR to obtain the physical and structural parameters of the biped robot by using a CAD software. The floating base consists of a technique that allocates a local reference frame in a structure which can move freely in space relative to the inertial frame considered. This concept had its origin in aircraft systems - also used in a manipulator coupled in a spaceship - by the need to establish references to the movements of the considered system with respect to the inertial frame. The floating base concept was applied to a BAR and the kinematic model of the robot was obtained. By using the 3D and kinematic models, the constraints of the biped movement were determined as well as the parameterization of the generator of quasi-static spatial trajectories proposed in this work. The generated trajectories were validated through simulations and by the ZMP criterion. The trajectory generator is parameterized to allow the generation of trajectories with different characteristics by modifying its parameters. Another contribution of this work is the use of the geometric constraints method for the development of the trajectory generator, based on the model of a BAR, using the floating base concept; the anthropomorphic structure is made up of arms, legs, and torso, which were considered in the generation of the biped movement.

Keywords: Anthropomorphic Biped Robot, Floating Base, ZMP, Trajectory Generator.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1	Determinação dos parâmetros de DH em uma cadeia cinemática	31
Figura 2	Representação em máquina de estados do chaveamento entre os dois modelos do RBA	32
Figura 3	Base flutuante alocada no centro de massa de uma aeronave	33
Figura 4	Manipulador de n -graus de liberdade acoplado a uma base flutuante	34
Figura 5	RBA com a determinação da origem do sistema de coordenadas Σ_0	36
Figura 6	Posição da mão esquerda do RBA em relação ao referencial Σ_0	37
Figura 7	Determinação do vetor p_a^0	38
Figura 8	Indicação dos ângulos de Euler em seus respectivos eixos de rotação	40
Figura 9	Duas formas de se compreender a matriz de rotação ...	41
Figura 10	Alocação dos sistemas referenciais inercial Σ_0 e do ombro Σ_s	42
Figura 11	Alocação dos sistemas referenciais do ombro Σ_s e do cotovelo Σ_{co} no braço esquerdo	45
Figura 12	Representação do produto vetorial	47
Figura 13	Rotação do vetor de velocidade angular w , velocidade linear v e da posição p pela matriz R	48
Figura 14	Posição e orientação de um sólido no espaço	52
Figura 15	Forças e momentos agindo em um pé rígido com sola plana e totalmente apoiado no chão	59
Figura 16	Ação dos momentos M_{A_z} e M_{p_z} no ponto A	60
Figura 17	Modelo esquemático 2D de um bípede sem braços e o ponto p	64
Figura 18	Modelo 3D do Bioloid Tipo A	69
Figura 19	Componentes do BTA: tronco e coxas	70
Figura 20	Componentes do BTA: braços superiores e antebraços ..	70
Figura 21	Componentes do BTA: panturrilhas e pés	70
Figura 22	Representação esquemática do BTA	71

Figura 23	Dimensões dos pés.	73
Figura 24	Posição e orientação relativas e absolutas de dois elos. .	76
Figura 25	Determinação de T_c^0 , T_{pe}^0 e T_{pe}^c em uma das pernas do BTA.	79
Figura 26	Parâmetros geométricos das pernas.	80
Figura 27	Determinação do ângulo φ das pernas.	81
Figura 28	Movimento lateral das pernas.	82
Figura 29	Determinação de T_c^0 , T_m^0 , T_s^c e T_m^s em um dos braços do BTA.	83
Figura 30	Representação esquemática do braço direito do BTA. .	84
Figura 31	Determinação dos Jacobianos que caracterizam as cadeias cinemáticas do RBA.	85
Figura 32	Esquema da marcha projetada.	93
Figura 33	Trajatória de z_{md} e z_{me}	95
Figura 34	Trajatória de x_{md} e x_{me}	96
Figura 35	Trajatória de θ_{ped} e θ_{pee}	97
Figura 36	Trajatória de x_{ped} e x_{pee}	98
Figura 37	Trajatória de z_{ped} e z_{pee}	99
Figura 38	Trajatória da cintura em relação ao eixo z_c	100
Figura 39	Polígonos de sustentação no intervalo $[kT_c, (k + 2)T_c]$. .	102
Figura 40	Trajatória em x_0 do GCoM.	103
Figura 41	Trajatória em y_0 do GCoM.	104
Figura 42	Trajatória do ZMP no eixo x_0	105
Figura 43	Trajatória do ZMP no eixo y_0	105
Figura 44	Diferença de posicionamento entre o ZMP e o GCoM no eixo x_0	106
Figura 45	Diferença de posicionamento entre o ZMP e o GCoM no eixo y_0	106
Figura 46	Trajetórias das articulações das pernas.	107
Figura 47	Trajatória do ZMP e os polígonos de sustentação considerados no intervalo de tempo de 0 a 1,92 s.	108
Figura 48	Trajatória do ZMP e os polígonos de sustentação considerados no intervalo de tempo de 1.92 a 3,69 s.	109
Figura 49	Trajatória do ZMP e os polígonos de sustentação considerados no intervalo de tempo de 3.69 a 5,6 s.	110

LISTA DE TABELAS

Tabela 1	Massa dos componentes do BTA.....	70
Tabela 2	Momentos de Inércia dos componentes do BTA em relação ao eixo de rotação de cada componente obtidos através da ferramenta CAD.....	71
Tabela 3	Posição relativa das juntas e das extremidades das cadeias que compõem o BTA.....	72
Tabela 4	Posição relativa dos centros de massa dos componentes do BTA.....	72
Tabela 5	Parâmetros dos pés.....	73
Tabela 6	Determinação dos eixos de rotação das juntas.....	73
Tabela 7	Parâmetros de configuração das trajetórias.....	94

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

BTA Bioloid Tipo A.

CoM Centro de massa (do inglês: *center of mass*).

DH Denavit-Hartenberg.

DSP Fase de duplo suporte (do inglês: *double support phase*).

GCoM Projeção no solo do centro de massa (do inglês: *ground center of mass*).

RBA Robô Bípede Antropomórfico.

SSP Fase de suporte único (do inglês: *single support phase*).

ZMP Ponto de Momento Zero (do inglês: *Zero-Moment Point*).

LISTA DE SÍMBOLOS

Σ_0	Referencial inercial/global do sistema.
Σ_i	Referencial local i .
\vee	Operador que determina vetores de ordem (3×1) de matrizes antissimétricas de ordem (3×3) .
\wedge	Operador que determina matrizes antissimétricas de ordem (3×3) de posto completo a partir de vetores de ordem (3×1) .
a	Vetor unitário que indica o eixo de rotação de um objeto.
\tilde{a}	Representação de a após rotação pela matriz R .
a_i	Vetor unitário que indica o eixo de rotação da junta i .
c	Identificação da cintura.
D_s	Comprimento do passo.
$e^{\hat{w}t}$	Matriz exponencial.
F_A	Força resultante que o robô exerce no chão.
F_p	Força de reação do solo no robô.
F_T	Força resultante da soma das forças F_A e F_p .
\mathbf{g}	Vetor da aceleração gravitacional.
h_{gs}	Altura do solo à frente do dorso do robô.
h_{ge}	Altura do solo atrás do dorso do robô.
\mathbf{H}	Quantidade de movimento angular.
I_i	Inércia do elo i .
J	Junta.
\mathbf{J}	Jacobiano.
k	Número do passo por perna.
M_A	Momento resultante do robô.
M_p	Momento resultante do solo.
m_i	Massa do elo i .
p	Um ponto qualquer no espaço cartesiano.
\tilde{p}	Nova representação do ponto p após sofrer uma rotação.
\bar{p}	Representação de p em um sistema de coordenadas local.
p_i^j	Posição de Σ_i em relação a Σ_j .
p_m^i	Posição da mão em relação a Σ_i .
p_{c_i}	Posição do centro de massa do elo i em relação a Σ_0 .

P	Quantidade de movimento linear.
p_{CoM}	Ponto do centro de massa do robô.
p_{zmp}	Ponto do ZMP.
q_i	Deslocamento angular da junta i .
q	Variáveis generalizadas.
q_b	Ângulo do pé com o qual o robô retira o pé do chão.
q_f	Ângulo do pé com o qual o robô encosta o pé no chão.
R	Matriz de rotação genérica.
R_i^j	Matriz de rotação de Σ_i em relação a Σ_j .
T_i^j	Matriz de transformação homogênea de Σ_i em relação a Σ_j .
T_c	Período do passo por perna.
T_m	Tempo em que o pé do robô atinge Z_{\max} .
T_r	Tempo de duplo suporte.
v	Vetor velocidade linear em mm/s .
\tilde{v}	Representação de v após rotação pela matriz R .
v_i^j	Velocidade linear de Σ_i em relação a Σ_j .
$v_i^{j,0}$	Velocidade linear de Σ_i em relação a Σ_j representada em Σ_0 .
w	Vetor de velocidade angular.
\tilde{w}	Representação de w após rotação pela matriz R .
ω	Escalar que quantifica a velocidade de rotação em rad/s .
w_i^j	Velocidade angular de Σ_i em relação a Σ_j .
$w_i^{j,0}$	Velocidade angular de Σ_i em relação a Σ_j representada em Σ_0 .
w_i	Velocidade angular do elo i em relação a Σ_0 .
Z_{\max}	Altura máxima atingida pelo pé.
Z_{\min}	Varição mínima da altura da cintura do robô.

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	25
1.1 JUSTIFICATIVA	26
1.2 OBJETIVOS	28
1.3 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO	28
2 TÉCNICAS DE MODELAGEM	31
2.1 BASE FLUTUANTE	32
2.2 CINEMÁTICA	35
2.2.1 Referencial Inercial (Global)	36
2.2.2 Posição e Orientação de um Corpo Rígido no Espaço	37
2.2.3 Matriz de Rotação	38
2.2.3.1 Ângulos de Euler	39
2.2.4 Referencial Local e Transformações Homogêneas ...	42
2.2.5 Transformação entre Sistemas Referenciais	44
2.3 CINEMÁTICA DIFERENCIAL	46
2.3.1 Vetor de Velocidade Angular	47
2.3.2 Matriz de Rotação e Vetor de Velocidade Angular .	49
2.3.3 Integração do Vetor de Velocidade Angular	51
2.3.4 Velocidade Espacial	52
2.4 CONCLUSÃO	55
3 CRITÉRIO DE MARCHA ESTÁVEL PARA ROBÔS BÍPEDES	57
3.1 ZERO-MOMENT POINT (ZMP)	58
3.2 DETERMINAÇÃO DO ZMP	62
3.3 CONCLUSÃO	65
4 MODELAMENTO CINEMÁTICO E DIMENSIONAL PARA O ROBÔ BIOLOID TIPO A	67
4.1 BIOLOID TIPO A	68
4.1.1 Modelo 3D do Bioloid Tipo A	68
4.1.2 Determinação das Massas e dos Momentos de Inércia dos Componentes do BTA	69
4.1.3 Localização das Juntas e dos Centros de Massa do BTA	69
4.2 CINEMÁTICA DE ROBÔS HUMANOIDES	74
4.2.1 Determinação da Matriz de Transformação Homogênea da Base Flutuante	74
4.2.2 Cinemática Direta	75
4.2.2.1 Cinemática Direta das Pernas	76

4.2.2.2 Cinemática Direta dos Braços	77
4.2.3 Cinemática Inversa	78
4.2.3.1 Cinemática Inversa das Pernas	78
4.2.3.2 Cinemática Inversa dos Braços	83
4.2.4 Cinemática Diferencial	85
4.2.5 Determinação do Jacobiano pela Orientação e Po- sição do Final de uma Cadeia Cinemática	86
4.2.6 Cinemática Diferencial Direta	87
4.2.7 Cinemática Diferencial Inversa	88
4.3 CONCLUSÃO	89
5 GERADOR DE TRAJETÓRIAS	91
5.1 PARÂMETROS	92
5.2 TRAJETÓRIA DOS BRAÇOS	94
5.3 TRAJETÓRIA DOS PÉS	95
5.4 TRAJETÓRIA DA CINTURA	99
5.5 TRAJETÓRIA DO GCOM	101
5.6 ANÁLISE DO GERADOR DE TRAJETÓRIAS PROPOSTO	103
5.7 CONCLUSÃO	111
6 CONCLUSÃO	113
6.1 PERSPECTIVA DE TRABALHOS FUTUROS	115
6.2 PUBLICAÇÃO	116
REFERÊNCIAS	117

1 INTRODUÇÃO

Inicialmente, a pesquisa e o desenvolvimento de robôs teve como objetivo principal suas aplicações no setor industrial. Nesse contexto, houve um grande desenvolvimento de modelos de robôs manipuladores e a criação de diversas técnicas de controle para adequação dos robôs aos requisitos das tarefas que deveriam cumprir. A inserção de manipuladores robóticos na cadeia produtiva pode ser justificada por razões como: não colocar em risco a vida e o bem-estar dos trabalhadores em tarefas perigosas e insalubres, a exclusão do erro humano da produção, a dinamização de processos e a diminuição dos custos de fabricação de produtos industriais.

Dado o sucesso desses equipamentos e a mimetização dos movimentos do braço humano, no caso dos manipuladores antropomórficos, pesquisadores ao redor do mundo iniciaram um novo paradigma dentro da robótica: imitação do deslocamento humano. As pesquisas sobre o deslocamento humano executado por máquinas se justificam a partir do momento que o tipo de locomoção bípede consegue acessar quase todos os tipos de terrenos existentes (WESTERVELT et al., 2007).

Diante desse novo paradigma, novas estruturas mecânicas foram propostas para o estudo do caminhar bípede se centrando em estruturas simples compostas de três a cinco elos (sem a utilização de estruturas análogas aos pés) para análise, controle e com deslocamento estável desses mecanismos no plano sagital (DOUAT, 2008) (MU; WU, 2003) (RAIBERT; TZAFESTAS; TZAFESTAS, 1993) e no espaço (GOSWAMI, 2008).

Pela busca de maior mimetismo das características humanas em sistemas mecânicos, uma nova classe de robôs bípedes foi proposta com características antropomórficas, sendo chamados de robôs bípedes antropomórficos (RBAs). Esse tipo de robô não é mais restrito apenas ao setor industrial porque, através de suas características antropomórficas, possui maior interação e integração com os aspectos físicos e sociais do ambiente humano (LIM; ISHII; TAKANISHI, 2004) (DUFFY, 2003).

A forma humanoide tem sido vista pelos pesquisadores na área de robótica como uma estratégia óbvia para a integração de robôs no ambiente social humano e, por isso, afirmam que sua meta final é a construção de uma forma antropomórfica sintética humana completa (DUFFY, 2003). Dentro dessa perspectiva, surge o conceito do robô social, o qual é definido como uma entidade física dentro de um ambiente complexo, dinâmico e social, e habilitado para se comportar de forma favorável aos seus objetivos e os de sua comunidade (DUFFY, 2003).

Nesse contexto, o estudo e a análise da estrutura bípede antropomórfica são necessários para que se explore cada vez mais as potencialidades desse tipo de robô no que tange a métodos mais eficientes para seus modelamentos e para a geração de trajetórias estáveis que mimetizem a locomoção humana.

1.1 JUSTIFICATIVA

Os movimentos de caminhada para RBAs necessitam de estratégias específicas de geração de trajetórias. O referencial teórico de soluções para esse problema é apresentado em uma série de trabalhos de pesquisas.

Para geração de trajetórias, (HOONSUWAN et al., 2009) propõe um método por captura do movimento humano. Neste trabalho, a marcha de uma pessoa é capturada em vídeo para determinação dos deslocamentos dos pontos de interesse e das deflexões angulares das juntas do corpo humano. Então, após algumas modificações de parâmetros para adequação desse movimento a um robô bípede, a trajetória é criada e o movimento estável no espaço é alcançado.

Kajita, por outro lado, simplifica o modelo de robôs bípedes antropomórficos de acordo com os modelos do pêndulo inverso 3D e do “carro sobre a mesa” (*cart-table model*) e, portanto, gera uma trajetória estável no espaço cartesiano a partir do movimento pendular e translacional do centro de massa do robô (KAJITA et al., 2003).

Dau também utiliza a simplificação do pêndulo inverso proposta por (KAJITA et al., 2003), porém, para o plano. O autor também determina a trajetória para os pontos de interesse e utiliza um parâmetro para modificação e ajuste da dinâmica do pêndulo inverso de modo que as perturbações causadas pelas dinâmicas não modeladas das pernas e dos braços sejam compensadas ou minimizadas (DAU; CHEW; POO, 2010).

O método geométrico com restrição é o mais utilizado para geração de trajetória estáveis para robôs bípedes, pois, além de ser intuitivo (YANFEI; WEIBING; NA, 2009), possibilita o projeto de trajetórias diferentes a partir das restrições que se utilizem. Trabalhos que utilizam esse método podem ser divididos em dois grupos: os que projetam seus robôs e suas trajetórias no plano sagital (CHEVALLEREAU; DJOUDI; GRIZZLE, 2008) (MOOSAVIAN; ALGHOONEH; TAKHMAR, 2007) (ROSTAMI; BESSONNET, 2001) e os que utilizam robôs espaciais e, portanto, trajetórias no espaço (FERREIRA; CRISOSTOMO; COIMBRA, 2006)

(ZHU et al., 2004) (HUANG et al., 2001).

Entretanto, apesar dos autores supracitados terem atingido a estabilidade segundo o ZMP (ponto de momento zero, do inglês *Zero-Moment Point*) das trajetórias de RBAs tanto no plano sagital quanto no espaço, observou-se que, por utilizarem a parametrização de Denavit-Hartenberg ou puramente analítica para modelamento espacial de seus respectivos robôs, consideram o pé de suporte (pé de apoio enquanto o RBA realiza o movimento de caminhada) como o referencial inercial de seus sistemas.

Tal fixação do referencial inercial dos robôs em seus pés de suporte faz com que haja a necessidade de se ter duas representações espaciais para caracterização de uma mesma estrutura antropomórfica: uma para cada pé de apoio. Assim, para gerar suas trajetórias, uma estrutura de chaveamento é necessária para a troca de modelos quando o robô troca de pé de apoio, como pode ser visto em trabalhos como (DOUAT, 2008), (WESTERVELT et al., 2007), (MOOSAVIAN; ALGHOONEH; TAKHMAR, 2007) e (MU; WU, 2003).

Sistemas humanoides diferem de manipuladores de base fixa e móvel na medida que são suportados, através de seus pés, pelo solo e têm a necessidade de manter a estabilidade do equilíbrio (SENTIS, 2007). Para representação das restrições de contato com o solo, o autor representa os RBAs através do conceito da base flutuante, a qual é caracterizada por ter seis graus de liberdade passivos, referentes às juntas atuadas, em relação a um referencial inercial considerado (UMETANI; YOSHIDA, 1989) (PAPADOPOULOS; DUBOWSKY, 1991) (HUANG; XU; LIANG, 2005).

Aplicando a base flutuante em RBAs, o robô passa a ter apenas uma representação espacial a qual pode ter quaisquer orientação e posição em relação ao ponto de referência inercial (SENTIS, 2007). Assim, tanto para a elaboração quanto para a execução da trajetória gerada, não é necessária a utilização de uma estrutura de chaveamento para a escolha entre as representações do pé direito ou esquerdo sendo a referência inercial do sistema.

Portanto, abre-se um novo campo de possibilidades para propor métodos ou utilizar os já existentes para gerar trajetórias para RBAs modelados a partir do conceito de base flutuante.

1.2 OBJETIVOS

Este trabalho tem por objetivo a análise cinemática de um RBA através do viés da base flutuante e desenvolvimento de um gerador de trajetória quase-estática baseado no método geométrico com restrições para RBAs modelados a partir da base flutuante. Para a trajetória gerada, deve-se obedecer as restrições impostas pelas características da cadeia antropomórfica e da trajetória que se queira gerar.

Objetiva-se, também, parametrizar o gerador de forma que seja capaz de possibilitar a geração de diferentes trajetórias a partir da alteração de seus parâmetros. A validação da trajetória gerada será feita segundo o critério ZMP.

- Objetivo Geral

Desenvolvimento de um gerador de trajetórias quase-estáticas estáveis, segundo o critério ZMP, a partir do modelamento cinemático de robôs bípedes antropomórficos utilizando o conceito de base flutuante.

- Objetivos Específicos

- Construir o modelo 3D do RBA em uma ferramenta CAD.
- Desenvolvimento do modelo cinemático utilizando o conceito de base flutuante.
- Análise e desenvolvimento de um gerador de trajetórias para RBAs:
 - Levantamento de restrições;
 - Parametrização
- Validação, via critério ZMP, do gerador proposto em um modelo de simulação 3D.

1.3 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

No capítulo 2, o conceito de base flutuante é apresentado bem como suas características em relação a manipuladores robóticos de base fixa e porque de seu uso para modelamento espacial de um RBA. Ainda neste capítulo, é abordado as ferramentas matemáticas utilizadas no desenvolvimento do modelo cinemático a partir do momento que é utilizada uma metodologia diferente da parametrização Denavit-Hartenberg.

No capítulo 3, o conceito ZMP é apresentado e interpretado de acordo com seu significado físico. Da mesma forma, são apresentados os equacionamentos necessários para a determinação do ZMP de uma estrutura bípede durante sua trajetória.

No capítulo 4, o modelo 3D do RBA Bioloid Tipo A (BTA) é apresentado, da mesma forma que são identificados as partes que compõem a estrutura antropomórfica. A partir de uma ferramenta CAD, alguns parâmetros físicos e dimensionais do BTA são determinados e é apresentado a metodologia de desenvolvimento do modelo cinemático do robô.

No capítulo 5, é apresentada a metodologia de desenvolvimento do gerador de trajetória quase-estática, pelo método geométrico com restrição, para um RBA modelado cinematicamente a partir do conceito da base flutuante. Apresenta-se também no mesmo capítulo, a validação da trajetória gerada a partir do critério do ZMP de acordo com seu posicionamento na área de contato entre o(s) pé(s) de suporte e o plano onde o robô se desloca.

E, por fim, no capítulo 6, é feita uma síntese do trabalho desenvolvido. São discutidas as principais contribuições deste trabalho bem como as perspectivas de trabalhos futuros. Finalizando, é apresentada a publicação que este trabalho gerou.

2 TÉCNICAS DE MODELAGEM

A movimentação por pernas possibilita aos robôs bípedes antropomórficos (RBAs) se locomoverem em todos os ambientes nos quais a locomoção por pernas é possível. Uma das principais diferenças entre RBAs e manipuladores robóticos é que o primeiro não possui um sistema de coordenadas fixo no referencial inercial alocado em sua estrutura, o que permite ao humanoide se deslocar livremente no espaço sobre uma superfície de apoio (MISTRY et al., 2008). Dessa forma, os movimentos do robô não são apenas determinados pelas posições angulares das juntas, como no caso dos manipuladores, mas, também, pela posição e orientação do corpo em relação ao sistema de coordenadas fixos no referencial inercial (SENTIS, 2007).

A modelagem de sistemas robóticos na grande maioria dos trabalhos utilizam-se da parametrização Denavit-Hartenberg (DH) (SICILIANO et al., 2009) (CRAIG, 1989) por esse ser um conceito bastante difundido e bem consolidado na literatura sobre manipuladores robóticos. Tal abordagem sugere a fixação de eixos de coordenadas na base - referencial inercial - do manipulador, nas demais juntas e no efetuador final. Em seguida, determinam-se os parâmetros a_i (distância entre O_i e $O_{i'}$), α_i (ângulo entre z_{i-1} e z_i em relação ao eixo x_i), d_i (distância entre O_{i-1} e $O_{i'}$ em relação ao eixo z_i) e θ_i (diferença angular entre x_{i-1} e x_i em relação ao eixo z_i) do manipulador conforme a figura 1 (SICILIANO et al., 2009) (CRAIG, 1989). E, por fim, determinam-se as matrizes de transformação homogênea para determinação do modelo do robô.

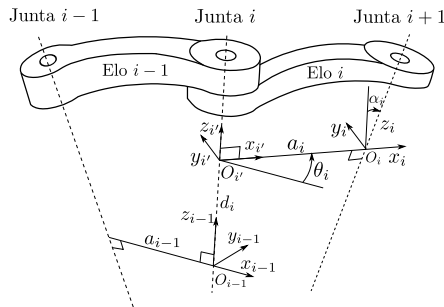


Figura 1 – Determinação dos parâmetros de DH em uma cadeia cinemática

Entretanto, modelar RBAs por DH acarreta de imediato na necessidade de se ter dois modelos para a representação de uma mesma estrutura mecânica. Tal situação pode ser compreendida pela necessidade da abordagem ter, em seu sistema de coordenadas referencial, a fixação da estrutura bípede (MU; WU, 2003) (MOOSAVIAN; ALGHOO-NEH; TAKHMAR, 2007). Em (WESTERVELT et al., 2007), os dois modelos da estrutura bípede são caracterizados através de uma máquina de estados finitos composta por dois nódulos, como ilustrado na figura 2: cada nódulo representa o sistema quando o pé direito ou esquerdo é a base fixa do sistema. Para tanto, são determinadas condições de chaveamento, representados pelos eventos A e B da figura 2, entre os modelos durante os ciclos da marcha tal como em (WESTERVELT et al., 2007) e (DOUAT, 2008).

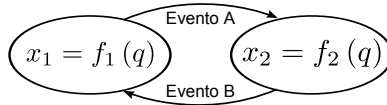


Figura 2 – Representação em máquina de estados do chaveamento entre os dois modelos do RBA

Na seção seguinte será apresentado o conceito de base flutuante (do inglês *floating base*) (MISTRY et al., 2008) para modelamento de RBAs que, diferentemente da parametrização de DH, torna desnecessário a utilização de dois modelos para a representação da mesma estrutura mecânica e, portanto, não utiliza a estrutura de chaveamento entre modelos ilustrada pela figura 2.

2.1 BASE FLUTUANTE

O conceito base flutuante é amplamente utilizado em sistemas aeronáuticos e espaciais (DUBOWSKY; PAPADOPOULOS, 1993) (CACCAVALE; SICILIANO, 2001), nos quais é fixado um sistema de coordenadas na aeronave que se desloca no espaço em relação ao referencial inercial como mostrado na figura 3. Trabalhos como (UMETANI; YOSHIDA, 1989) e (PAPADOPOULOS; DUBOWSKY, 1991) abordaram os conceitos *free-flying* e base flutuante, herdados de sistemas aeronáuticos, para modelagem e controle de uma estrutura robótica composta de um manipulador acoplado a uma aeronave como na figura 4 para, por exemplo, reparar estações espaciais e satélites artificiais.

Segundo (PAPADOPOULOS; DUBOWSKY, 1991), abordar mani-

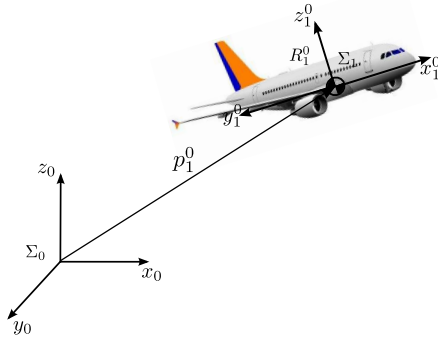


Figura 3 – Base flutuante alocada no centro de massa de uma aeronave.

puladores robóticos através dos conceitos de base fixa (do inglês *fixed-based*) e de base flutuante se diferenciam - no caso do manipulador acoplado a uma aeronave -, basicamente, em três pontos específicos: seus Jacobianos, os pontos de singularidades e o mapeamento de pontos desejados no espaço de trabalho.

Os Jacobianos de manipuladores acoplados a uma base flutuante, além de dependerem da variação angular das juntas do braço robótico, também dependem da posição e orientação da base flutuante em relação ao referencial inercial considerado. Em relação às posições de singularidades da estrutura, pontos no espaço de trabalho cartesiano podem ser singulares ou não dependendo das trajetórias escolhidas para alcançá-los: esses pontos singulares representam limitações físicas e devem ser evitadas. E, por fim, o mapeamento de pontos desejados no espaço de trabalho cartesiano a partir de um conjunto único composto pelas variáveis das juntas não é possível porque, para cada posição e orientação da base flutuante, um novo conjunto das variáveis das juntas é determinado (PAPADOPOULOS; DUBOWSKY, 1991).

Em se tratando de robôs humanoides, sua principal característica é a liberdade de se movimentar livremente pelo espaço sobre uma superfície de sustentação (MISTRY et al., 2008) da mesma forma que o manipulador acoplado em uma aeronave (PAPADOPOULOS; DUBOWSKY, 1991) se movimenta pelo espaço. O fato do RBA ser “livre” no espaço possibilita que se aborde este tipo de sistema através do conceito base flutuante (MISTRY et al., 2008) (MISTRY; BUCHLI; SCHAAL, 2010) (KAJITA; YOKOI, 2009) (CACCAVALE; SICILIANO, 2001).

Portanto, para descrever o movimento do RBA no espaço cartesiano, é definido em um ponto da estrutura robótica um sistema de

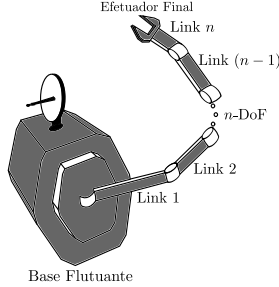


Figura 4 – Manipulador de n -graus de liberdade acoplado a uma base flutuante.

coordenadas fixo, o qual pode se locomover arbitrariamente no espaço com posição e orientação relativas ao referencial inercial desejado do sistema (MISTRY et al., 2008). A utilização do conceito de base flutuante para modelamento do RBA torna desnecessário a utilização de dois modelos para representação do mesmo sistema robótico a partir do momento que nenhuma estrutura do bípede - seus pés - é o referencial inercial do sistema.

Dessa forma, determina-se que a base flutuante do robô é a sua cintura identificada na figura 5 pelo ponto c (o RBA utilizado na figura 5 e 6 será apresentado no capítulo 4 deste trabalho). Portanto, a posição e orientação do robô no espaço são determinadas a partir da posição e orientação de sua cintura em relação ao referencial inercial pelo vetor

$$x_c = \begin{bmatrix} x_{c,p} \\ x_{c,r} \end{bmatrix}, \quad (2.1)$$

no qual $x_{c,p} = [x_c \ y_c \ z_c]^T$ e $x_{c,r} = [\psi_c \ \theta_c \ \phi_c]^T$ representam, respectivamente, a posição, em coordenadas cartesianas, e a orientação, de acordo com os ângulos de Euler com orientação *Roll-Pitch-Yaw* (RPY) (SICILIANO et al., 2009), da cintura do robô em relação ao referencial inercial considerado. Da mesma forma, a velocidade espacial da cintura em relação ao referencial inercial é dada pelo vetor

$$\vartheta_c = \begin{bmatrix} v_c \\ w_c \end{bmatrix},$$

em que v_c e w_c são vetores (3×1) e expressam as velocidades linear e angular da cintura, respectivamente.

Utilizando o conceito de base flutuante, a posição e a orientação de um robô no espaço e a posição de suas juntas passam a ser completamente descritas através do conjunto (SENTIS, 2007)

$$\{ x_c \ q_i \} = \{ x_{c,p} \ x_{c,r} \ q_1 \ q_2 \ \dots \ q_n \},$$

no qual q_i é o deslocamento angular da junta i . Definindo

$$q = [x_{c,p} \ x_{c,r} \ q_1 \ q_2 \ \dots \ q_n]^T$$

como vetor de variáveis generalizadas do sistema, então, a representação espacial do robô é descrita por apenas uma função cinemática (WESTERVELT et al., 2007)

$$x = f(q), \quad (2.2)$$

na qual x é a representação espacial do robô e $f(q)$ é uma função da cinemática (WESTERVELT et al., 2007).

Entretanto, utilizando a notação de DH para a representação no espaço do robô, seriam necessárias duas relações tais como (figura 2)

$$x_1 = f_1(\tilde{q}) \quad (2.3)$$

e

$$x_2 = f_2(\tilde{q}), \quad (2.4)$$

nas quais x_1 e x_2 são a representação espacial do robô quando pé direito ou esquerdo, respectivamente, é a base fixa da estrutura bípede, $f_1(\tilde{q})$ e $f_2(\tilde{q})$ são funções da cinemática quando o pé direito ou o esquerdo, respectivamente, é o referencial inercial do sistema, e \tilde{q} é um vetor ($n \times 1$) das juntas atuadas da estrutura.

2.2 CINEMÁTICA

A teoria que analisa a relação entre a posição e orientação de uma estrutura robótica no espaço e os valores angulares de suas juntas é chamada de cinemática. A cinemática é a base da representação do movimento de um robô da mesma forma que é utilizada para representação gráfica computacional do mesmo (KAJITA; YOKOI, 2009).

2.2.1 Referencial Inercial (Global)

Para se determinar os movimentos de um robô, um ponto fundamental é a definição precisa da posição e da orientação de cada segmento da estrutura robótica (KAJITA; YOKOI, 2009). Para tanto, é necessário que se defina arbitrariamente o referencial inercial do sistema para melhor adequação às atividades que se queira que o robô desempenhe. Dessa forma, a partir da posição do robô inicial, como pode ser vista na figura 5, define-se o referencial inercial/global Σ_0 do sistema humanoide.

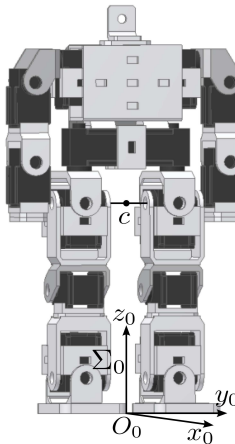


Figura 5 – RBA com a determinação da origem do sistema de coordenadas Σ_0 e da localização de sua cintura identificada com c .

Determina-se a origem do sistema Σ_0 no ponto O_0 sobre a superfície na qual o robô se apoia e entre os pés de forma a dar uma simetria bilateral à estrutura bípede, conforme ilustrado na figura 5. Define-se o eixo z_0 na direção vertical, x_0 na direção do movimento frontal e o eixo y_0 é determinado de forma que a regra da mão direita seja atendida e que os eixos sejam ortogonais entre si (SICILIANO et al., 2009). A utilização de um referencial global comum para a descrição do robô e dos objetos facilita a interação do primeiro com os diferentes objetos no espaço e o desvio de obstáculos (KAJITA; YOKOI, 2009).

Portanto, utilizando o sistema de coordenadas do referencial inercial, determina-se a posição da mão do robô na configuração, conforme

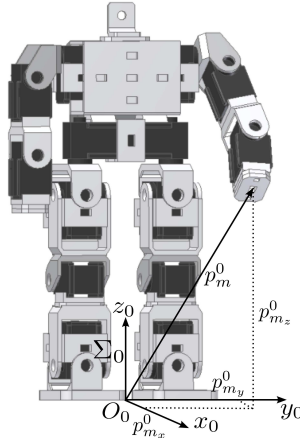


Figura 6 – Posição da mão esquerda do RBA em relação ao referencial Σ_0

mostrado na figura 6, como

$$p_m^0 = \begin{bmatrix} p_{m_x}^0 \\ p_{m_y}^0 \\ p_{m_z}^0 \end{bmatrix},$$

onde o índice sobrescrito 0 indica que o ponto p_m^0 está sendo representado no sistema global de coordenadas, ou seja, em Σ_0 e p_m^0 assume a notação $p_{m_d}^0$ se é o braço direito e $p_{m_e}^0$ se é o braço esquerdo.

2.2.2 Posição e Orientação de um Corpo Rígido no Espaço

Um corpo rígido é completamente descrito no espaço através de suas posição e orientação em relação a um sistema referencial dado (SICILIANO et al., 2009). A figura 7 apresenta o sistema referencial como sendo Σ_0 com origem no ponto O_0 e com os eixos determinados a partir dos vetores unitários x_0 , y_0 e z_0 .

Um segundo sistema, local, de coordenadas, Σ_a , é determinado relativo a Σ_0 com origem em O_a^0 e com eixos determinados a partir dos vetores unitários x_a^0 , y_a^0 e z_a^0 . A posição da origem O_a^0 do sistema Σ_a

em relação ao Σ_0 é determinada pela relação

$$p_a^0 = p_{a_x}^0 x_0 + p_{a_y}^0 y_0 + p_{a_z}^0 z_0,$$

na qual $p_{a_x}^0$, $p_{a_y}^0$ e $p_{a_z}^0$ são as componentes do vetor $p_a^0 \in \mathbb{R}^3$. A posição

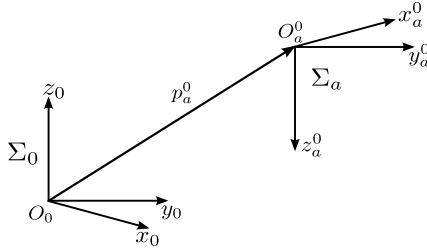


Figura 7 – Determinação do vetor p_a^0 que relaciona a origem do sistema Σ_a em relação a Σ_0

de O_a^0 pode ser escrita de forma compacta pelo vetor (3×1)

$$p_a^0 = \begin{bmatrix} p_{a_x}^0 \\ p_{a_y}^0 \\ p_{a_z}^0 \end{bmatrix}.$$

A fim de descrever a orientação de um corpo rígido, é conveniente considerar que o mesmo possui um sistema local de coordenadas ortogonais alocado a ele e expressar os vetores unitários do sistema alocado em relação a um sistema referencial global dado (KAJITA; YOKOI, 2009). A partir da figura 7, o sistema de coordenadas Σ_a possui origem no ponto O_a^0 e com eixos representados pelos vetores unitários x_a^0 , y_a^0 e z_a^0 . Tais vetores podem ser expressos no sistema de referência Σ_0 pelas equações

$$\begin{aligned} x_a^0 &= x_{a_x}^0 x_0 + x_{a_y}^0 y_0 + x_{a_z}^0 z_0 \\ y_a^0 &= y_{a_x}^0 x_0 + y_{a_y}^0 y_0 + y_{a_z}^0 z_0 \\ z_a^0 &= z_{a_x}^0 x_0 + z_{a_y}^0 y_0 + z_{a_z}^0 z_0. \end{aligned} \quad (2.5)$$

2.2.3 Matriz de Rotação

Ao adotar a notação compacta, os três vetores unitários de (2.5) que descrevem a orientação de Σ_a em relação ao Σ_0 podem ser agrupa-

dos em uma única matriz (3×3) como

$$R = \begin{bmatrix} x_{a_x}^0 & y_{a_x}^0 & z_{a_x}^0 \\ x_{a_y}^0 & y_{a_y}^0 & z_{a_y}^0 \\ x_{a_z}^0 & y_{a_z}^0 & z_{a_z}^0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (x_a^0)^T x_0 & (y_a^0)^T x_0 & (z_a^0)^T x_0 \\ (x_a^0)^T y_0 & (y_a^0)^T y_0 & (z_a^0)^T y_0 \\ (x_a^0)^T z_0 & (y_a^0)^T z_0 & (z_a^0)^T z_0 \end{bmatrix},$$

a qual é denominada de matrix de rotação (KAJITA; YOKOI, 2009) (SICILIANO et al., 2009).

2.2.3.1 Ângulos de Euler

Matrizes de rotação descrevem de forma redundante a orientação de um sistema de coordenadas, pois são caracterizadas por nove elementos dependentes entre si, porém, relacionados por seis restrições devido às condições de ortogonalidade expressa pela equação (KAJITA; YOKOI, 2009)

$$R^T R = I_{3 \times 3}.$$

As restrições implicam na possibilidade de descrever a orientação de um corpo rígido no espaço com apenas três parâmetros independentes. A representação da orientação de um sistema de coordenadas em termos dos três parâmetros independentes constitui uma representação mínima (SICILIANO et al., 2009).

A representação mínima para a orientação de um corpo rígido no espaço pode ser obtida através de três ângulos: ϕ , θ e ψ . Considerando uma matriz de rotação que expressa uma rotação elementar em um único eixo do sistema local de coordenadas e sendo a mesma em função de um único ângulo, então, uma matriz de rotação genérica pode ser obtida através da composição de uma seqüência adequada de três rotações elementares segundo os ângulos de Euler (KAJITA; YOKOI, 2009).

A orientação RPY originou-se na representação da orientação de sistemas aeronáuticos (SICILIANO et al., 2009) para descrever o movimento de dispositivos aéreos. Neste caso, os ângulos ϕ , θ e ψ representam, respectivamente, as rotações nos eixos x , y e z do sistema local de coordenadas alocado em uma estrutura conforme figura 8.

Para a descrição da orientação de um sólido no espaço segundo os ângulos de Euler com orientação RPY, utilizam-se três matrizes de rotação as quais, cada uma, representam uma rotação elementar (KAJITA; YOKOI, 2009). Dessa forma, definem-se as matrizes de rotação

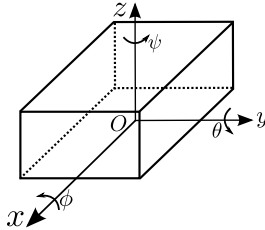


Figura 8 – Indicação dos ângulos de Euler em seus respectivos eixos de rotação

elementar como

$$R_x(\phi) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\phi) & -\text{sen}(\phi) \\ 0 & \text{sen}(\phi) & \cos(\phi) \end{bmatrix}, \quad (2.6)$$

$$R_y(\theta) = \begin{bmatrix} \cos(\theta) & 0 & \text{sen}(\theta) \\ 0 & 1 & 0 \\ -\text{sen}(\theta) & 0 & \cos(\theta) \end{bmatrix} \quad (2.7)$$

e

$$R_z(\psi) = \begin{bmatrix} \cos(\psi) & -\text{sen}(\psi) & 0 \\ \text{sen}(\psi) & \cos(\psi) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (2.8)$$

Se um determinado ponto p for submetido a rotações a partir dos ângulos ϕ , θ e ψ com orientação RPY em torno de sua origem, então, o novo ponto p' gerado é calculado conforme

$$p' = R_z(\psi) R_y(\theta) R_x(\phi) p = R_{rpy}(\phi, \theta, \psi) p,$$

na qual a matriz R_{rpy} agrupa as três rotações elementares descritas em (2.6), (2.7) e (2.8), de tal forma que

$$\begin{aligned} R_{RPY}(\phi, \theta, \psi) &\equiv R_z(\psi) R_y(\theta) R_x(\phi) \\ &= \begin{bmatrix} c_\psi c_\theta & -s_\psi c_\theta + c_\psi s_\theta s_\phi & s_\psi s_\theta + c_\psi s_\theta c_\phi \\ s_\psi c_\theta & c_\psi c_\theta + s_\psi s_\theta s_\phi & -c_\psi s_\theta + s_\psi s_\theta c_\phi \\ -s_\theta & c_\theta s_\phi & c_\theta c_\phi \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (2.9)$$

na qual c_i e s_i representam, respectivamente, $\cos(i)$ e $\text{sen}(i)$ para $i = \{ \phi \ \theta \ \psi \}$.

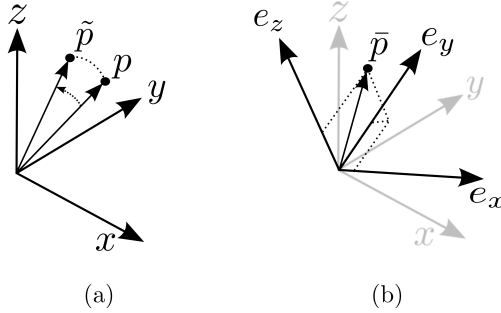


Figura 9 – Duas formas de se compreender a matriz de rotação

Interpretações das Matrizes de Rotação

Há duas maneiras de se interpretar uma matriz de rotação. A primeira é compreendê-la como um operador que possibilita a rotação de vetores (SICILIANO et al., 2009). A partir desse ponto de vista, como mostrado na figura 9a, o ponto \tilde{p} é o resultado da rotação do vetor p , logo,

$$\tilde{p} = Rp, \quad (2.10)$$

na qual p e \tilde{p} são referenciados no mesmo sistemas de coordenadas e R representa uma matriz de rotação genérica.

A segunda maneira é interpretar a matriz R , ilustrada pela figura 9b, como um sistema referencial local de coordenadas (KAJITA; YOKOI, 2009). Neste caso, tem-se

$$R \equiv [e_x \quad e_y \quad e_z]$$

e

$$p = R\bar{p}, \quad (2.11)$$

na qual p é a representação de \bar{p} no referencial global.

A principal diferença entre as duas interpretações da matriz de rotação é que, na segunda, o ponto considerado não efetua qualquer tipo de movimento; apenas sua representação em relação a um sistema de coordenada referencial é alterada.

2.2.4 Referencial Local e Transformações Homogêneas

A posição da mão em Σ_0 , figura 6, pode ser alterada a partir da rotação da articulação do ombro do robô. Pela observação da figura 10a, pode-se ver que a posição do ombro é definida pelo vetor p_s^0 (s de *shoulder* para facilitação da notação) e o vetor b descreve a posição da mão do robô em relação ao seu ombro. Então, descreve-se a posição da mão do robô em relação ao referencial inercial considerando a articulação do ombro como

$$p_m^0 = p_s^0 + b. \quad (2.12)$$

Da mesma forma, na figura 10b, a posição da mão em relação ao ombro do robô é agora definida pelo vetor b' . Portanto, a representação da posição da mão na nova configuração do braço observada na figura 10b é dada como

$$p_m^0 = p_s^0 + b'. \quad (2.13)$$

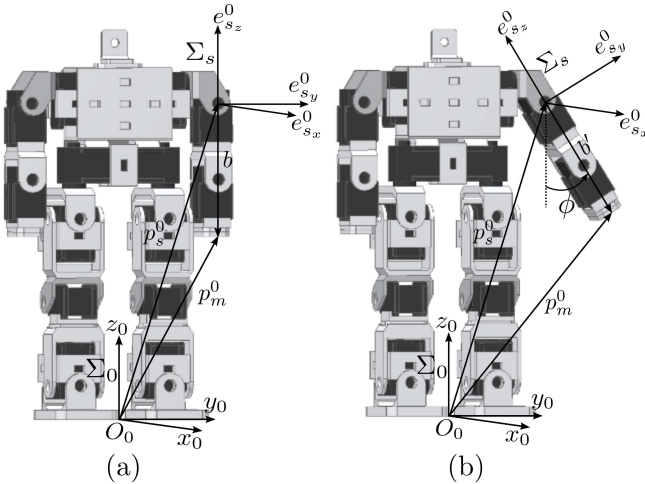


Figura 10 – Alocação dos sistemas referenciais inercial Σ_0 e do ombro Σ_s : (a) Sem variação angular em relação ao eixo $e_{s_x}^0$; (b) Com variação de ϕ graus em relação ao eixo $e_{s_x}^0$.

O vetor p_s^0 , que define a posição do ombro no referencial global, é o mesmo nas equações (2.12) e (2.13). Entretanto, o vetor que define a posição da mão em relação ao ombro do robô, após a variação angular

da articulação do ombro, passou a ser b' . Para determinação da rotação ocorrida no ombro, é fixado nele um sistema de coordenadas local Σ_s como mostrado na figura 10. O sistema Σ_s é alocado na origem do ombro e os vetores unitário $e_{s_x}^0$, $e_{s_y}^0$ e $e_{s_z}^0$ são definidos a partir dos vetores x_0 , y_0 e z_0 ; na configuração descrita pela figura 10a, os vetores unitários do sistema Σ_s são paralelos aos do Σ_0 .

Quando o robô levanta o braço, figura 10b, o sistema Σ_s sofre uma rotação em relação ao eixo $e_{s_x}^0$ em ϕ graus. A relação entre ϕ , ângulo de rotação do braço, e o sistema de coordenadas Σ_s é descrita pelas equações:

$$e_{s_x}^0 = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}, \quad e_{s_y}^0 = \begin{bmatrix} 0 \\ \cos(\phi) \\ \sin(\phi) \end{bmatrix} \quad \text{e} \quad e_{s_z}^0 = \begin{bmatrix} 0 \\ -\sin(\phi) \\ \cos(\phi) \end{bmatrix}. \quad (2.14)$$

As equações (2.14) expressam uma rotação no eixo $e_{s_x}^0$: os eixos $e_{s_y}^0$ e $e_{s_z}^0$ são modificados pelo movimento, porém, $e_{s_x}^0$ se mantém paralelo ao x_0 . A rotação pode ser expressa a partir da matriz (3×3)

$$R_s^0 = \begin{bmatrix} e_{s_x}^0 & e_{s_y}^0 & e_{s_z}^0 \end{bmatrix}. \quad (2.15)$$

Dessa forma, pode-se determinar a relação entre b e b' através da matriz de rotação R_s^0 como

$$b' = R_s^0 b. \quad (2.16)$$

Em outros termos, a multiplicação pela matriz R_s^0 permite obter as coordenadas no referencial inercial do vetor b' após sua rotação.

Portanto, a posição da mão do robô em relação ao seu ombro é descrita pelo vetor p_m^s , ou seja, a posição da mão no referencial Σ_s . Assim, a partir da figura 10a, obtém-se

$$p_m^s = b. \quad (2.17)$$

Como o sistema de coordenada Σ_s e o braço esquerdo (ou direito) formam um único bloco (KAJITA; YOKOI, 2009), de acordo com a figura 10, então, o vetor p_m^s , em relação ao referencial local Σ_s , é constante.

Para se descrever a posição da mão esquerda em relação ao referencial inercial Σ_0 , considera-se os vetores p_m^0 e p_m^s . A partir das equações (2.13), (2.16) e (2.17), determina-se a relação entre p_m^0 e p_m^s como

$$p_m^0 = p_m^s + R_s^0 p_m^s, \quad (2.18)$$

que na forma matricial é representada como

$$\begin{bmatrix} p_m^0 \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s^0 & p_s^0 \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} p_m^s \\ 1 \end{bmatrix}. \quad (2.19)$$

Os 0's e 1's da equação (2.19) garantem a homogeneidade de dimensão em relação a equação (2.18) (KAJITA; YOKOI, 2009). A matriz de dimensão (4×4) do membro a direita da equação (2.19), denotada como

$$T_s^0 \equiv \begin{bmatrix} R_s^0 & p_s^0 \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix},$$

é composta pelo vetor da posição do ombro em relação a Σ_0 , p_s^0 , e pela matriz R_s^0 , matriz de rotação de Σ_s em relação a Σ_0 . A matriz T_s^0 é chamada de matriz de transformação homogênea (SICILIANO et al., 2009) (KAJITA; YOKOI, 2009) e transforma, no caso da figura 10, uma representação no referencial Σ_s para o Σ_0 , ou seja, para o referencial global. Dessa forma, a equação (2.19) pode ser representada como

$$\begin{bmatrix} p^0 \\ 1 \end{bmatrix} = T_s^0 \begin{bmatrix} p^s \\ 1 \end{bmatrix},$$

na qual p^s representa qualquer ponto do braço esquerdo em relação a Σ_s , p^0 é a representação de p^s no referencial global, Σ_0 , e a matriz T_s^0 é composta pela posição e orientação do ombro em questão, ou seja, a matriz T_s^0 é uma transformação homogênea entre o sistema de coordenadas local, Σ_s , e o inercial, Σ_0 , e compreende uma descrição da posição e orientação do braço como um todo (KAJITA; YOKOI, 2009).

2.2.5 Transformação entre Sistemas Referenciais

Com a mesma notação da seção anterior, é possível definir um sistema de coordenadas que se movimenta em relação a outro sistema também móvel em relação ao referencial inercial (KAJITA; YOKOI, 2009). Como mostrado na figura 11, é determinado um sistema local de coordenadas, Σ_{co} , no cotovelo do robô que se movimenta em relação ao sistema Σ_s . O sistema Σ_{co} é determinado de forma que seus eixos estejam sobrepostos aos eixos do sistema de coordenadas Σ_s quando o braço estiver esticado (KAJITA; YOKOI, 2009).

Seja θ o ângulo de rotação entre Σ_s e Σ_{co} e $e_{co_x}^s$, $e_{co_y}^s$ e $e_{co_z}^s$ os três vetores unitários que compõem Σ_{co} em relação a Σ_s . Da mesma

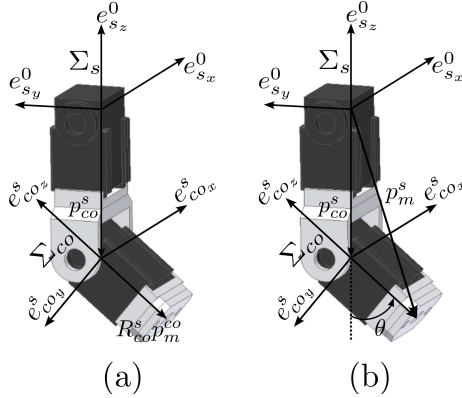


Figura 11 – Alocação dos sistemas referenciais do ombro Σ_s e do cotovelo Σ_{co} no braço esquerdo.

forma que anteriormente abordado, a relação entre θ , ângulo de rotação do cotovelo, e o sistema de coordenadas Σ_{co} é descrito pelas equações:

$$e^s_{co_x} = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}, \quad e^s_{co_y} = \begin{bmatrix} 0 \\ \cos(\phi) \\ \sin(\phi) \end{bmatrix} \quad \text{e} \quad e^s_{co_z} = \begin{bmatrix} 0 \\ -\sin(\phi) \\ \cos(\phi) \end{bmatrix}.$$

O eixo de rotação do sistema Σ_{co} é o $e^o_{co_x}$ e, portanto, apenas os valores de $e^s_{co_y}$ e $e^s_{co_z}$ sofrem alteração quando Σ_{co} sofre uma rotação de ϕ graus na direção x . Da mesma forma que se definiu R^0_s em (2.15) a partir de (2.14), então, determina-se a matriz R^s_{co} como

$$R^s_{co} \equiv \begin{bmatrix} e^s_{co_x} & e^s_{co_y} & e^s_{co_z} \end{bmatrix}. \quad (2.20)$$

Então, a representação da transformação na qual o vetor p^co_m (figura 11a), expresso no sistema Σ_{co} , é representado no sistema Σ_s (figura 11b) pode ser escrita como

$$\begin{bmatrix} p^s_m \\ 1 \end{bmatrix} = T^s_{co} \begin{bmatrix} p^co_m \\ 1 \end{bmatrix}, \quad (2.21)$$

na qual a matriz T^s_{co} é a transformação homogênea do sistema Σ_{co} ao

Σ_s e é determinada como

$$T_{co}^s \equiv \begin{bmatrix} R_{co}^s & p_{co}^s \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix},$$

em que R_{co}^s é uma matriz (3×3) que expressa a rotação do sistema Σ_{co} em relação ao Σ_s e p_{co}^s é um vetor (3×1) que indica a origem do sistema Σ_{co} em relação ao Σ_s .

A partir das equações (2.19) e (2.21) é possível a determinação de uma relação capaz de transformar a posição de um ponto determinado no referencial Σ_c para o referencial Σ_0 . Desta forma, substituindo (2.19) em (2.21), tem-se

$$\begin{bmatrix} p_m^0 \\ 1 \end{bmatrix} = T_s^0 T_{co}^s \begin{bmatrix} p_m^{co} \\ 1 \end{bmatrix}. \quad (2.22)$$

O produto entre as matrizes de transformação homogênea do termo a direita da equação (2.22) demonstra uma relação entre matrizes de transformação homogênea tal como

$$T_{co}^0 \equiv T_s^0 T_{co}^s,$$

em que: T_s^0 representa a posição e a orientação do ombro em relação a Σ_0 e T_{co}^s determina a posição e orientação do cotovelo, Σ_{co} , em relação ao ombro Σ_s . Portanto, a matriz T_{co}^0 é uma matriz de transformação homogênea que representa a posição e orientação do braço em relação ao referencial Σ_0 , referencial global.

2.3 CINEMÁTICA DIFERENCIAL

Da mesma forma que a cinemática determina a relação entre a posição e orientação do final de uma cadeia cinemática e os valores angulares das juntas da estrutura, a cinemática diferencial relaciona as velocidades linear e angular da extremidade de uma cadeia cinemática com as velocidades angulares das juntas da estrutura robótica (SICILIANO et al., 2009). Este mapeamento é descrito pela matriz Jacobiana, a qual depende da configuração da cadeia cinemática considerada.

2.3.1 Vetor de Velocidade Angular

Seja um cilindro que rotaciona em torno do eixo z a uma velocidade de 1 rad/s . A velocidade do cilindro é descrita pelo vetor

$$w = [0 \quad 0 \quad 1]^T,$$

no qual w é denominado de vetor de velocidade angular e quantifica, em rad/s , a velocidade de rotação em torno dos eixos x , y e z .

O vetor w pode ser calculado pelo produto entre um vetor unitário e uma grandeza escalar. Seja a o vetor unitário que indica o eixo de rotação de um objeto e ω o escalar que quantifica a velocidade de rotação, então, o vetor da velocidade angular pode ser determinado como

$$w = a\omega \quad (2.23)$$

e é o mesmo para todos os pontos que compõem o objeto em rotação (KAJITA; YOKOI, 2009).

Para determinação da velocidade linear v de um ponto, seja o vetor p , posição de um ponto sobre a superfície de um objeto em rotação, figura 12, com origem em qualquer ponto do eixo de rotação do objeto. A velocidade linear do ponto descrito pelo vetor p pode ser determinada a partir de

$$v = w \times p = \begin{bmatrix} w_x \\ w_y \\ w_z \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} p_x \\ p_y \\ p_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} w_y p_z - w_z p_y \\ w_z p_x - w_x p_z \\ w_x p_y - w_y p_x \end{bmatrix}, \quad (2.24)$$

na qual o operador \times é o produto vetorial.

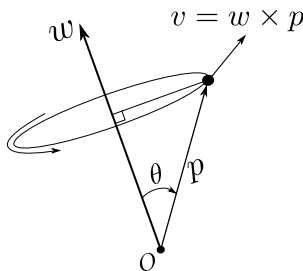


Figura 12 – Representação do produto vetorial.

Da mesma forma que um ponto pode sofrer uma rotação tal como

descrito na equação (2.10), a velocidade angular w também pode ser rotacionada a partir de uma matriz de rotação R , conforme ilustra a figura 13. Dessa forma, multiplicando ambos os lados da equação (2.23) pela matriz de rotação R , tem-se

$$Rw = Raw. \quad (2.25)$$

Definindo \tilde{w} e \tilde{a} como

$$\tilde{w} = Rw \quad (2.26)$$

e

$$\tilde{a} = Ra, \quad (2.27)$$

onde \tilde{w} e \tilde{a} são os vetores velocidade angular e de indicação de eixo de rotação, respectivamente, rotacionados por R , então, a equação (2.25) pode ser reescrita como

$$\tilde{w} = \tilde{a}\omega. \quad (2.28)$$

A equação (2.28) se encaixa na definição dada pela equação (2.10), então, pode-se dizer que \tilde{w} é o novo vetor de velocidade angular de acordo com o eixo de rotação descrito por \tilde{a} .

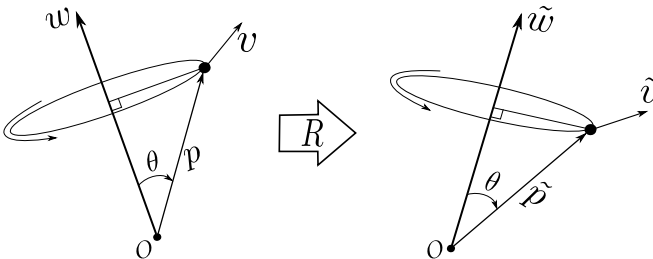


Figura 13 – Rotação do vetor de velocidade angular w , velocidade linear v e da posição p pela matriz R .

Dessa forma, pode-se rotacionar simultaneamente, através da matriz de rotação R , todos os vetores que caracterizam o movimento de um objeto (KAJITA; YOKOI, 2009), ou seja, o vetor de velocidade angular w , o de posição p e o de velocidade linear v . Da mesma forma que se definiu \tilde{w} em (2.26) e \tilde{p} em (2.10), define-se, também, \tilde{v} como

$$\tilde{v} = Rv. \quad (2.29)$$

A partir da definição de v em (2.24), define-se \tilde{v} como

$$\tilde{v} = \tilde{w} \times \tilde{p}.$$

Portanto, a partir das equações (2.24), (2.26), (2.27), (2.29) e (2.30), deduz-se a seguinte propriedade (KAJITA; YOKOI, 2009)

$$R(w \times p) = (Rw) \times (Rp). \quad (2.30)$$

2.3.2 Matriz de Rotação e Vetor de Velocidade Angular

De acordo com a equação (2.11), demonstrou-se que a matriz R expressa uma rotação entre os sistemas local e global de coordenadas, isto é, determinando a representação do ponto \bar{p} , expresso no sistema local de coordenadas, no referencial global (KAJITA; YOKOI, 2009). Derivando (2.11) em relação ao tempo, ter-se-á a velocidade do ponto p no sistema referencial inercial. Como a posição de \bar{p} não varia em relação ao referencial local, então,

$$\dot{p} = \dot{R}\bar{p}. \quad (2.31)$$

Substituindo \bar{p} da equação (2.31) pela relação

$$\bar{p} = R^T p,$$

a qual é obtido pela pré-multiplicação por R^T de ambos os lados da equação (2.11), obtém-se

$$\dot{p} = \dot{R}R^T p. \quad (2.32)$$

A partir das equações (2.24) e (2.32), extrai-se a relação

$$w \times p = \dot{R}R^T p. \quad (2.33)$$

Portanto, o resultado do produto vetorial descrito em (2.33) pode também ser calculado pelo produto entre uma matriz antissimétrica (SICILIANO et al., 2009), de ordem (3×3) , e um vetor (3×1) como

$$w \times p = \begin{bmatrix} 0 & -w_z & w_y \\ w_z & 0 & -w_x \\ -w_y & w_x & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} p_x \\ p_y \\ p_z \end{bmatrix}. \quad (2.34)$$

Comparando as equações (2.33) e (2.34), deduz-se que o produto matricial $\dot{R}R^T$ tem como resultado uma matriz antissimétrica (KAJITA; YOKOI, 2009). Tal fato pode ser verificado a partir da propriedade da

matriz de rotação ter sua inversa igual a sua transposta (SICILIANO et al., 2009). Isto é, derivando

$$RR^T = I_{3 \times 3}$$

em relação ao tempo, tem-se

$$\begin{aligned} \dot{R}R^T + R\dot{R}^T &= 0 \\ \left(\dot{R}R^T\right)^T &= -\dot{R}R^T. \end{aligned}$$

De acordo com (KAJITA; YOKOI, 2009), utilizar-se-á neste trabalho dois operadores: \vee e \wedge . O primeiro determina vetores de ordem (3×1) de matrizes antissimétricas de ordem (3×3) de forma que

$$\begin{bmatrix} 0 & -w_z & w_y \\ w_z & 0 & -w_x \\ -w_y & w_x & 0 \end{bmatrix}^{\vee} = \begin{bmatrix} w_x \\ w_y \\ w_z \end{bmatrix}. \quad (2.35)$$

Em contrapartida, o segundo operador determina matrizes antissimétricas de ordem (3×3) de posto completo a partir de vetores de ordem (3×1) tal como

$$\begin{bmatrix} w_x \\ w_y \\ w_z \end{bmatrix}^{\wedge} = \begin{bmatrix} 0 & -w_z & w_y \\ w_z & 0 & -w_x \\ -w_y & w_x & 0 \end{bmatrix}. \quad (2.36)$$

Dessa forma, o produto vetorial pode ser representado com a seguinte relação:

$$w \times p = (w^{\wedge})p.$$

Para facilitação de notação, utilizar-se-á a igualdade $(w^{\wedge}) = \hat{w}$.

Através da notação determinadas em (2.35) e (2.36), pode-se expressar a relação entre a matriz de rotação R e o vetor de velocidade angular w da equação (2.33) como

$$\hat{w} = \dot{R}R^T \quad (2.37)$$

ou

$$w = \left(\dot{R}R^T\right)^{\vee}. \quad (2.38)$$

2.3.3 Integração do Vetor de Velocidade Angular

Através da integração do vetor de velocidade angular w é possível a obtenção da matriz de rotação R (KAJITA; YOKOI, 2009). Para tanto, primeiro multiplica-se à direita ambos os lados da equação (2.37) por R obtendo

$$\dot{R} = \hat{w}R, \quad (2.39)$$

a qual expressa a relação entre vetores de velocidade angular e as matrizes de rotação e é denominada de equação fundamental do movimento de rotação (KAJITA; YOKOI, 2009).

A integração de (2.39) permite a determinação de uma expressão à matriz R a partir da condição inicial $R(0) = I_{3 \times 3}$ e de uma velocidade angular constante de tal forma que

$$\dot{R} = I_{3 \times 3} + \hat{w}t + \frac{(\hat{w}t)^2}{2!} + \frac{(\hat{w}t)^3}{3!} + \dots \quad (2.40)$$

A substituição de (2.39) em (2.40) resulta em uma expressão análoga a expansão de Taylor. Portanto, (2.40) é definida como matriz exponencial denotada como

$$e^{\hat{w}t} = I_{3 \times 3} + \hat{w}t + \frac{(\hat{w}t)^2}{2!} + \frac{(\hat{w}t)^3}{3!} + \dots \quad (2.41)$$

A expressão da matriz exponencial (2.41) pode ser simplificada a partir da decomposição de w de acordo com (2.23), $\omega \equiv ||w||$ e $||a|| = 1$ (MURRAY; LI; SASTRY, 1994).

Pela característica de $\hat{a}^3 = -\hat{a}$ (\hat{a} é antissimétrica e contém apenas 1's), todo \hat{a}^n para $n > 3$ pode ser aproximado para \hat{a}^2 (KAJITA; YOKOI, 2009) e utilizando séries de Taylor das funções senos e cossenos, obtém-se a aproximação de (2.41) como

$$e^{\hat{w}t} = I_{3 \times 3} + \hat{a}\text{sen}(wt) + \hat{a}^2(1 - \cos(wt)). \quad (2.42)$$

A equação (2.42) é chamada de Equação de Rodrigues (BROCKETT, 1984) pela qual é possível calcular a matriz de rotação a partir de um vetor de velocidade angular constante, isto é, uma rotação de wt (rad) em torno do eixo definido pelo vetor unitário a . Substituindo a velocidade de rotação pela relação $\theta \equiv wt$, obtém-se

$$e^{\hat{a}\theta} = I_{3 \times 3} + \hat{a}\text{sen}(\theta) + \hat{a}^2(1 - \cos(\theta)). \quad (2.43)$$

2.3.4 Velocidade Espacial

A posição e orientação de um sólido no espaço 3D, conforme figura 14, podem ser descritas através do vetor da posição de um ponto p_1^0 e por uma matriz de rotação R_1^0 , ambos representados no referencial inercial, isto é, em Σ_0 (KAJITA; YOKOI, 2009). Seja o ponto p_2^1 expresso no referencial Σ_1 . A representação de p_2^1 em Σ_0 , tal como equação (2.18), é dada por

$$p_2^0 = p_1^0 + R_1^0 p_2^1. \quad (2.44)$$

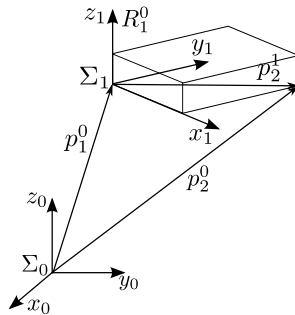


Figura 14 – Posição e orientação de um sólido no espaço.

A velocidade do ponto p_2^0 é obtida através da derivação temporal da equação (2.44), logo,

$$\begin{aligned} \dot{p}_2^0 &= \dot{p}_1^0 + \dot{R}_1^0 p_2^1 \\ &= v_1^0 + \hat{w}_1^0 R_1^0 p_2^1 \\ &= v_1^0 + w_1^0 \times (R_1^0 p_2^1), \end{aligned} \quad (2.45)$$

na qual $v_1^0 \equiv \dot{p}_1^0$ e w_1^0 é definido tal como na equação (2.38). Substituindo (2.44) em (2.45), a velocidade \dot{p}_2^0 é dada como

$$\dot{p}_2^0 = v_1^0 + w_1^0 \times (p_2^0 - p_1^0).$$

Portanto, o movimento de um corpo no espaço cartesiano é descrito por um vetor (6×1) composto pela combinação de sua velocidade linear v e angular w , tal como $\left[v_x \ v_y \ v_z \ w_x \ w_y \ w_z \right]^T$.

Considerando, agora, dois corpos no espaço em movimento livre,

suas matrizes de transformações homogêneas são determinadas como

$$T_1^0 = \begin{bmatrix} R_1^0 & p_1^0 \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}$$

e

$$T_2^1 = \begin{bmatrix} R_2^1 & p_2^1 \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix},$$

nas quais T_1^0 é a representação da posição e orientação do primeiro corpo expresso no referencial Σ_0 e T_2^1 é a representação da posição e orientação do segundo corpo, Σ_2 , expresso no referencial Σ_1 .

Utilizando o procedimento dado em (4.3), determina-se a posição e orientação do segundo corpo no referencial Σ_0 tal como

$$\begin{aligned} T_2^0 &= T_1^0 T_2^1 \\ &= \begin{bmatrix} (R_1^0 R_2^1) & (p_1^0 + R_1^0 p_2^1) \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}, \end{aligned}$$

na qual a posição e orientação do segundo corpo em relação a Σ_0 são descritas, respectivamente, pelas relações

$$p_2^0 = p_1^0 + R_1^0 p_2^1 \quad (2.46)$$

e

$$R_2^0 = R_1^0 R_2^1. \quad (2.47)$$

Para determinação da velocidade linear do segundo corpo, deriva-se no tempo a equação (2.46) como

$$v_2^0 = v_1^0 + \dot{R}_1^0 p_2^1 + R_1^0 v_2^1, \quad (2.48)$$

na qual $v_2^0 \equiv \dot{p}_2^0$, $v_1^0 \equiv \dot{p}_1^0$ e $v_2^1 \equiv \dot{p}_2^1$. Substituindo (2.39) em (2.48), obtém-se

$$v_2^0 = v_1^0 + \hat{w}_1^0 R_1^0 p_2^1 + R_1^0 v_2^1. \quad (2.49)$$

Rearranjando a equação (2.49) após a substituição de (2.46), a velocidade linear em Σ_0 do segundo corpo é determinada como

$$v_2^0 = v_1^0 + R_1^0 v_2^1 + w_1^0 \times (p_2^0 - p_1^0). \quad (2.50)$$

Da mesma forma, para determinação da velocidade angular do

segundo corpo, utiliza-se (2.37) para R_2^0 tal como

$$\widehat{w}_2^0 = \dot{R}_2^0 (R_2^0)^T, \quad (2.51)$$

a qual pode ser expressa como

$$\widehat{w}_2^0 = \frac{d}{dt} (R_1^0 R_2^1) (R_2^0)^T.$$

Da equação (2.37), sabe-se que

$$\dot{R} = \widehat{w}R, \quad (2.52)$$

então, utilizando (2.52) em (2.51), obtém-se

$$\widehat{w}_2^0 = \widehat{w}_1^0 + R_1^0 \widehat{w}_2^1 R_2^1 (R_2^0)^T (R_1^0)^T. \quad (2.53)$$

Da propriedade descrita em (2.30), tem-se

$$(Rw)^\wedge = R\widehat{w}R^T,$$

e substituindo-a em (2.53), obtém-se

$$\widehat{w}_2^0 = \widehat{w}_1^0 + (R_1^0 w_2^1)^\wedge. \quad (2.54)$$

E, por fim, aplicando o perador \vee a ambos os lados da equação (2.54), chega-se a expressão da velocidade angular do segundo corpo no referencial Σ_0 tal como

$$w_2^0 = w_1^0 + R_1^0 w_2^1. \quad (2.55)$$

Os termos $R_1^0 v_2^1$ de (2.50) e $R_1^0 w_2^1$ de (2.55) são, respectivamente, as velocidades linear e angular relativas entre os corpos um e dois expressas no referencial Σ_0 . Dessa forma, a critério de notação, define-se $v_2^{1,0} \equiv R_1^0 v_2^1$ e $w_2^{1,0} \equiv R_1^0 w_2^1$ e substituindo-as em (2.50) e (2.55), chega-se às seguintes representações das velocidades linear e angular do segundo corpo em Σ_0 como

$$v_2^0 = v_1^0 + v_2^{1,0} + w_1^0 \times (p_2^0 - p_1^0) \quad (2.56)$$

e

$$w_2^0 = w_1^0 + w_2^{1,0}. \quad (2.57)$$

2.4 CONCLUSÃO

Esse capítulo apresentou o conceito base flutuante pelo qual o modelo de um robô bípede ou robô bípede antropomórfico pode ser modelado. Foi explicado a diferença entre a abordagem base flutuante da notação Denavit-Hartenberg e que, pelo uso da primeira, não há necessidade de se ter dois modelos para representação de uma única estrutura robótica. Para determinação do modelo cinemático, foi utilizado dois operadores, \vee e \wedge , para desenvolvimento dos cálculos dos mesmos.

Para determinação das orientações das juntas foram utilizadas a notação de Euler a partir das matrizes de rotações elementares e utilizou-se a equação de Rodrigues para definir a matriz de rotação de cada junta. Para determinação dos pontos de interesse, utilizou-se uma notação vetorial para as posições relativas.

No capítulo seguinte, será introduzido o conceito do ZMP pelo qual se pode concluir acerca da estabilidade da locomoção bípedes de RBAs. O conceito será interpretado, definido e, então, os equacionamentos necessários para a sua determinação serão apresentados.

3 CRITÉRIO DE MARCHA ESTÁVEL PARA ROBÔS BÍPEDES

Os sistemas de locomoção bípede, independentemente de suas estruturas e dos graus de liberdade que os compõem, possuem características próprias tais como: a possibilidade de rotação de todo o mecanismo em relação as extremidades do pé de apoio causada por fortes perturbações, o que equivale ao aparecimento de um grau de liberdade passivo entre o pé de suporte e a superfície onde ocorre o movimento; marcha com movimentos repetitivos a partir do momento que a mesma é simétrica; e o escalonamento entre as fases de apoio simples (SSP do inglês *single support phase*) e duplo (DSP do inglês *double support phase*) (VUKOBRATOVIC; BOROVARAC, 2004).

Durante um ciclo de marcha bípede, duas situações surgem em seqüência: a DSP e a SSP. A DSP ocorre quando o robô é suportado por ambos os pés ao mesmo tempo e é estaticamente estável (VUKOBRATOVIC; BOROVARAC; SURDILOVIC, 2001) porque basta que a projeção no solo de seu centro de massa (GCoM) esteja dentro do polígono convexo de apoio formado pelos seus pés no chão, para compensar as forças estáticas agindo no robô (GOSWAMI, 1999). Já a SSP ocorre quando apenas um pé está em contato com o solo enquanto o outro executa o movimento do passo e, dessa forma, tal fase é estaticamente instável (VUKOBRATOVIC; BOROVARAC; SURDILOVIC, 2001).

Um RBA possui juntas atuadas em todas as suas articulações as quais podem ser controladas diretamente. Entretanto, a região de contato entre o pé do robô e a superfície de apoio, onde ocorre a interação entre o robô e o ambiente, é considerada como uma junta passiva - tendo como eixos de rotação ou o calcanhar ou os dedos quando os mesmos estão apoiados no chão - a partir do momento que não pode ser controlada diretamente, a não ser a partir do controle da estrutura robótica acima dela. Esta área de contato é muito importante para a realização do movimento porque a posição do robô em relação ao ambiente depende da posição e orientação da base flutuante em relação ao referencial inercial considerado (SENTIS, 2007) e a(s) posição(ões) e orientação(ões) do(s) pé(s) em relação a superfície na qual ocorre o movimento (VUKOBRATOVIC; BOROVARAC, 2004).

Como o contato do RBA com o solo é realizado através de seus pés, então, o pé da perna de suporte que está em contato direto com o solo não pode se mover em relação ao solo e nem a ele mesmo. Para a realização da marcha dinamicamente estável (VUKOBRATOVIC; BO-

ROVAC; SURDILOVIC, 2001), é necessário que todas as forças estejam em equilíbrio para que não seja produzido nenhum momento horizontal entre o contato do RBA com o solo que ocasionaria a queda do robô durante o movimento (VUKOBRATOVIC; BOROVARAC; POTKONJAK, 2006). Isto é, para uma marcha dinamicamente estável é necessário e suficiente que o ponto de atuação da força de reação do solo no pé do RBA esteja dentro do polígono convexo de sustentação formado pelo(s) pé(s). Tal ponto é denominado de ponto de momento zero (ZMP do inglês *Zero-Moment Point*) (VUKOBRATOVIC; JURICIC, 1969) (VUKOBRATOVIC; STEPANENKO, 1972) (VUKOBRATOVIC; BOROVARAC, 2004).

3.1 ZERO-MOMENT POINT (ZMP)

As noções básicas para o desenvolvimento do conceito do ZMP surgiram no trabalho de Elftman o qual elaborou um estudo baseado na biomecânica humana (ELFTMAN, 1938). Tal trabalho estudou os efeitos cinemáticos e dinâmicos que surgem no decorrer da caminhada através de uma plataforma horizontal para a medição da intensidade e do ponto de aplicação da força de reação do solo no(s) pé(s) durante a marcha humana. Baseando-se nesse trabalho, Vukobratovic e Juricic utilizaram o conceito da força de reação na locomoção humana expandindo-o para aplicação do controle de uma marcha executada por robôs com pernas (VUKOBRATOVIC; JURICIC, 1969).

Além da realização dos movimentos dos elos que compõem a cadeia da estrutura antropomórfica bípede, o ponto fundamental de um RBA é a preservação de seu equilíbrio dinâmico durante seu deslocamento o qual é atingido garantindo o contato completo entre o pé e o solo (VUKOBRATOVIC; BOROVARAC, 2004). O pé de suporte apoia-se livremente sobre o solo sendo o único contato do robô com o ambiente e é realizado através das forças vertical e de atrito da força de reação do chão exercida sobre o robô (VUKOBRATOVIC; BOROVARAC; SURDILOVIC, 2001).

Considera-se um RBA na SSP (com o pé de suporte totalmente apoiado no chão). Para simplificação da análise, toda a estrutura bípede é considerada apenas como uma força $F_A = [F_{Ax} \ F_{Ay} \ F_{Az}]^T$ e um momento $M_A = [M_{Ax} \ M_{Ay} \ M_{Az}]^T$ que atuam no ponto A na área de contato entre o pé do robô e a superfície de apoio tal como a figura 15. No ponto p atuam a força de reação $F_p = [F_{px} \ F_{py} \ F_{pz}]^T$ do solo e o momento $M_p = [M_{px} \ M_{py} \ M_{pz}]^T$ que mantêm todo

o mecanismo em equilíbrio.

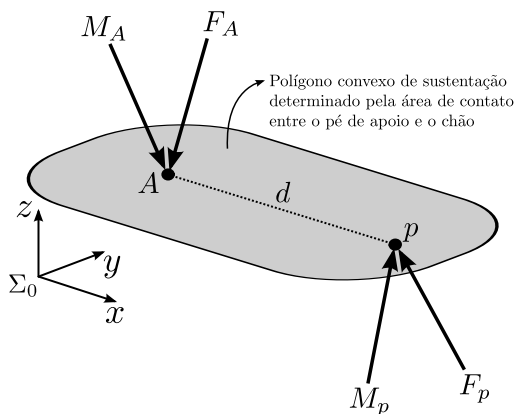


Figura 15 – Forças e momentos agindo em um pé rígido com sola plana e totalmente apoiado no chão.

A partir do momento que a força de atrito age no ponto de contato entre o pé e o chão, admitindo que o pé esteja em repouso sobre o solo, as componentes horizontais da força F_p e o momento M_{p_z} são compensadas (VUKOBRA TOVIC; BORO VAC; SURDILOVIC, 2001). Dessa forma, as forças de reação horizontais, F_{p_x} e F_{p_y} , são compensadas pelas suas correlatas da força F_A . A resultante vertical do momento M_{p_z} representa o momento da força de reação do atrito a qual compensa a ação da componente vertical do momento M_A e o momento induzido pela força F_A , conforme pode ser visualizado pela figura 16. Portanto, se a força de atrito for tal que impeça o mínimo movimento do pé em contato com o solo, a mesma compensará as componentes horizontais da força de reação, F_{p_x} e F_{p_y} , e o momento de reação M_{p_z} (VUKOBRA TOVIC; BORO VAC; SURDILOVIC, 2001). A componente vertical F_{p_z} representa a força de reação do solo que compensa as forças verticais.

Dada a natureza unidirecional da conexão entre o pé de apoio e o chão, todas as componentes horizontais dos momentos podem ser compensadas apenas com a mudança do ponto de aplicação da força F_p dentro do polígono convexo de suporte (VUKOBRA TOVIC; BORO VAC; POTKONJAK, 2006). Portanto, as componentes horizontais do momento M_A deslocarão o ponto de ação de F_p para que a situação de equilíbrio se mantenha. Assim, os momentos M_{A_x} e M_{A_y} são compensados com a mudança do ponto de ação da F_{p_z} pela distância d , como ilustra a figura 15 (DEKKER, 2009).

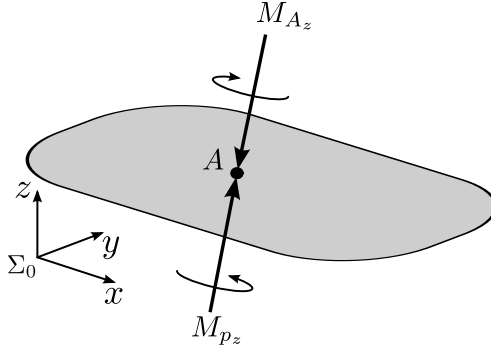


Figura 16 – Ação dos momentos M_{A_z} e M_{p_z} no ponto A .

Então, enquanto F_p tiver seu ponto de aplicação dentro do polígono convexo de suporte, o momento no ponto A será compensado pela mudança do ponto de aplicação de F_p e, assim, as componentes horizontais de M_p serão nulas, isto é,

$$\begin{aligned} M_{p_x} &= 0 \\ M_{p_y} &= 0 \end{aligned}$$

e a componente vertical, M_{p_z} , não precisa ser necessariamente nula já que a mesma é compensada pela força de atrito (VUKOBRATOVIC; BOROVARAC; POTKONJAK, 2006).

Entretanto, se o polígono convexo de suporte não for grande o suficiente para ter dentro de si o ponto de aplicação da F_p para compensação dos momentos M_{p_x} e M_{p_y} , F_p incidirá sobre a borda do pé e as componentes não compensadas de M_A e F_A ocasionarão na rotação da estrutura bípede em torno da borda na qual incide F_p , podendo levar o robô a cair no chão (VUKOBRATOVIC; BOROVARAC; POTKONJAK, 2006). Assim, todas as vezes que a força de reação do solo sobre o pé puder ser reduzida a uma força F_p e uma componente vertical de momento M_{p_z} atuando em um ponto dentro do polígono convexo de apoio, este ponto será o ZMP e o deslocamento do bípede será dinamicamente estável (VUKOBRATOVIC; BOROVARAC, 2004).

Pelo fato de todo o mecanismo bípede ser suportado por um pé na SSP, é pré-requisito para o equilíbrio que seu pé esteja em repouso e totalmente apoiado sobre o chão. Dessa forma, aplicando o conceito de equilíbrio estático para o pé de suporte, ilustrado pela figura 15,

obtém-se

$$F_p + F_A = 0$$

e

$$M_{pT} + M_{AT} = 0, \quad (3.1)$$

na qual M_{pT} e M_{AT} é a soma dos momentos atuando nos pontos p e A , respectivamente, e são definidos como

$$M_{pT} = (p \times F_p) + M_p \quad (3.2)$$

e

$$M_{AT} = (A \times F_A) + M_A. \quad (3.3)$$

Substituindo (3.2) e (3.3) em (3.1), tem-se

$$(p \times F_p) + M_p + (A \times F_A) + M_A = 0, \quad (3.4)$$

em que os pontos p e A são representados no sistema referencial inercial Σ_0 . Se se alocar a origem do sistema referencial no ponto p e projetar a equação (3.4) no eixo z , a componente vertical do momento de reação do solo (momento do atrito do solo) pode ser determinada como (VUKOBRATOVIC; BOROvac, 2004)

$$M_{p_z} = -[M_A^z + (A \times F_A)^z], \quad (3.5)$$

na qual o expoente z indica a componentes verticais de M_A e do momento gerado pela força F_A sobre o ponto A e $(p \times F_p)^z = 0$. Normalmente, M_{p_z} é diferente de zero o que não prejudica a estabilidade do robô já que a mesma é compensada pela força de atrito entre o pé e o chão (VUKOBRATOVIC; BOROvac; SURDILOVIC, 2001). Entretanto, a projeção no plano xy da equação (3.4),

$$(p \times F_p)^{xy} + M_p^{xy} + (A \times F_A)^{xy} + M_A^{xy} = 0, \quad (3.6)$$

tem que ser necessariamente igual a zero para que a locomoção do robô bípede seja estável segundo o critério ZMP.

A equação (3.6) representa a condição de equilíbrio do pé de apoio do robô e através dela pode ser calculada a posição do ponto p onde a força de reação do solo incide para que as condições do ZMP sejam atendidas. Se o ponto p calculado estiver dentro do polígono convexo de sustentação, o robô se locomove de forma dinamicamente estável (VUKOBRATOVIC; BOROvac, 2004).

Desta forma, se o ponto p determinado estiver fora do polígono

de sustentação, a força de reação F_p não poderá agir sobre o sistema e o robô não terá uma marcha dinamicamente estável já que o ponto p não é o ZMP. Isto é, considerando $F_T = F_A + F_p$ e tendo p fora do polígono de sustentação, então, $F_p = 0$ e, portanto, $F_T = F_A$: condição para queda livre (KAJITA; YOKOI, 2009). Dessa forma, conclui-se que o ZMP só existe se dentro do polígono convexo de sustentação (VUKOBRATOVIC; BOROVAC, 2004) (VUKOBRATOVIC; BOROVAC; POTKONJAK, 2006).

3.2 DETERMINAÇÃO DO ZMP

Definindo m_i como a massa de cada elo i da estrutura bípede, p_{c_i} , I_i e w_i como a posição do centro de massa, o momento de inércia e velocidade angular, respectivamente, do elo i expressos no referencial Σ_0 , como ilustrado pela figura 17, determina-se a quantidade de movimento linear total como

$$\mathbf{P} = \sum_{i=1}^n m_i \dot{p}_{c_i}. \quad (3.7)$$

De acordo com (DEKKER, 2009) e (KAJITA; YOKOI, 2009), pode-se determinar, da mesma forma, a quantidade de movimento angular total como

$$\mathbf{H} = \sum_{i=1}^n [p_{c_i} \times \mathbf{P}_i + I_i w_i]. \quad (3.8)$$

Em (KAJITA; YOKOI, 2009), é proposto uma abordagem simplificada a qual permite definir a quantidade de movimento angular total negligenciando a parcela inercial ($I_i w_i$), pois define o sistema como um conjunto de pontos de massa. De acordo com essa linha de raciocínio, a determinação da localização do ZMP não leva em consideração, portanto, os efeitos inerciais. Entretanto, com vistas à determinação mais apurada da localização do ZMP, optou-se, como em (GOSWAMI, 1999), (SARDAIN; BESSONNET, 2004) e (HOONSUWAN et al., 2009), em considerar os efeitos inerciais.

Derivando equações (3.7) e (3.8) em relação ao tempo, obtém-se (KAJITA; YOKOI, 2009) (DEKKER, 2009)

$$\dot{\mathbf{P}} = \sum_{i=1}^n m_i \ddot{p}_{c_i} \quad (3.9)$$

e

$$\dot{\mathbf{H}} = \sum_{i=1}^n \left[\dot{p}_{c_i} \times \mathbf{P}_i + p_{c_i} \times \dot{\mathbf{P}}_i + I_i \dot{w}_i \right]; \quad (3.10)$$

para simplificação, considerou-se os valores das inércias como constantes. Substituindo (3.7) e (3.9) em (3.10),

$$\dot{\mathbf{H}} = \sum_{i=1}^n \left[\dot{p}_{c_i} \times (m_i \dot{p}_{c_i}) + p_{c_i} \times (m_i \ddot{p}_{c_i}) + I_i \dot{w}_i \right].$$

Pelo fato de \dot{p}_{c_i} e $m_i \dot{p}_{c_i}$ serem paralelos, o produto vetorial ($\dot{p}_{c_i} \times m_i \dot{p}_{c_i}$) é nulo, logo,

$$\dot{\mathbf{H}} = \sum_{i=1}^n \left[p_{c_i} \times (m_i \ddot{p}_{c_i}) + I_i \dot{w}_i \right]. \quad (3.11)$$

As equações (3.9) e (3.11) representam as taxas de variação das quantidades de movimento linear e angular, respectivamente, sendo $\dot{\mathbf{P}}$ uma força e $\dot{\mathbf{H}}$ um momento (DEKKER, 2009) e, segundo (KAJITA; YOKOI, 2009), são as quantidades de movimentos linear e angular externos e também podem ser determinados como

$$\dot{\mathbf{P}} = F_p + m_T \mathbf{g} \quad (3.12)$$

e

$$\dot{\mathbf{H}} = M_{pT} + (p_{CoM} \times m_T \mathbf{g}), \quad (3.13)$$

nas quais m_T é a massa total do robô, p_{CoM} seu centro de massa descrito em Σ_0 e $\mathbf{g} = [0 \ 0 \ -g_z]^T$ é o vetor da aceleração gravitacional.

Dessa forma, através das equações (3.12) e (3.13) determinam-se

$$F_p = \dot{\mathbf{P}} - m_T \mathbf{g} \quad (3.14)$$

e

$$M_{pT} = \dot{\mathbf{H}} - (p_{CoM} \times m_T \mathbf{g}), \quad (3.15)$$

as quais, (3.14) e (3.15), são a força e momento, respectivamente, que descrevem como o chão está reagindo ao RBA (DEKKER, 2009) (POPOVIC; GOSWAMI; HERR, 2005) e são representados no referencial Σ_0 .

Portanto, para determinação do ponto p para aplicação da força F_p de acordo com o critério do ZMP, primeiro se toma a equação (3.6)

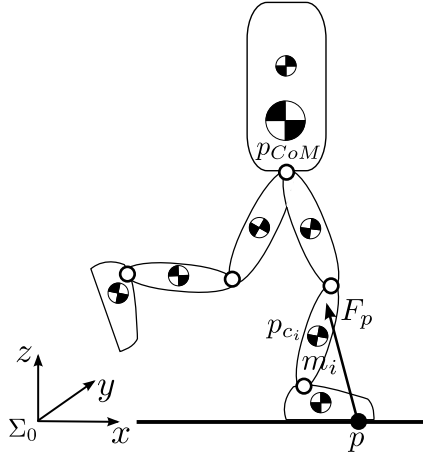


Figura 17 – Modelo esquemático 2D de um bípode sem braços e o ponto p .

na forma

$$\begin{aligned}
 M_p^{xy} &= -(p \times F_p)^{xy} - (A \times F_A)^{xy} - M_A^{xy} \\
 &= (F_p \times p)^{xy} - (A \times F_A)^{xy} - M_A^{xy} \\
 &= (F_p \times p)^{xy} - M_{AT}^{xy}.
 \end{aligned} \tag{3.16}$$

Substituindo (3.15) em (3.1) e utilizando o resultado em (3.16), obtém-se

$$M_p^{xy} = \left[(\dot{\mathbf{P}} - m_T \mathbf{g}) \times p \right]^{xy} + \left[\dot{\mathbf{H}} - p_{CoM} \times m_T \mathbf{g} \right]^{xy}. \tag{3.17}$$

Como $M_p = \begin{bmatrix} 0 & 0 & M_{p_z} \end{bmatrix}$, então, (3.17) é expandida com $p = p_{zmp}$ em

$$\begin{aligned}
 \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ M_{p_z} \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{H}}_x \\ \dot{\mathbf{H}}_y \\ \dot{\mathbf{H}}_z \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} p_{CoM_x} \\ p_{CoM_y} \\ p_{CoM_z} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -m_T \mathbf{g}_z \end{bmatrix} + \\
 &+ \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{P}}_x \\ \dot{\mathbf{P}}_y \\ \dot{\mathbf{P}}_z + m_T \mathbf{g}_z \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} p_{zmp_x} \\ p_{zmp_y} \\ p_{zmp_z} \end{bmatrix}.
 \end{aligned}$$

Efetuando as produtos vetoriais, obtém-se

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ M_{p_z} \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{H}}_x \\ \dot{\mathbf{H}}_y \\ \dot{\mathbf{H}}_z \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} -p_{CoM_y} m_T \mathbf{g}_z \\ p_{CoM_x} m_T \mathbf{g}_z \\ 0 \end{bmatrix} + \\ &+ \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{P}}_y p_{zmp_z} - \left(\dot{\mathbf{P}}_z - m_T \mathbf{g}_z \right) p_{zmp_y} \\ \left(\dot{\mathbf{P}}_z - m_T \mathbf{g}_z \right) p_{zmp_x} - \dot{\mathbf{P}}_x p_{zmp_z} \\ \dot{\mathbf{P}}_x p_{zmp_y} - \dot{\mathbf{P}}_y p_{zmp_x} \end{bmatrix}. \end{aligned} \quad (3.18)$$

A partir das duas primeiras linhas de (3.18), p_{zmp_x} e p_{zmp_y} são determinados como

$$p_{zmp_x} = \frac{p_{CoM_x} m_T \mathbf{g}_z + \dot{\mathbf{P}}_x p_{zmp_z} - \dot{\mathbf{H}}_y}{\dot{\mathbf{P}}_z + m_T \mathbf{g}_z} \quad (3.19)$$

e

$$p_{zmp_y} = \frac{p_{CoM_y} m_T \mathbf{g}_z + \dot{\mathbf{P}}_y p_{zmp_z} + \dot{\mathbf{H}}_x}{\dot{\mathbf{P}}_z + m_T \mathbf{g}_z}. \quad (3.20)$$

Considerando (3.9), (3.11), $p_{zmp_z} = 0$, $m_T = \sum_{i=1}^n m_i$ e $p_{CoM} = \frac{1}{m_T} \sum_{i=1}^n m_i p_{c_i}$, então, (3.19) e (3.20) são reescritas como (HOONSUWAN et al., 2009) (MOOSAVIAN; ALGHOONEH; TAKHMAR, 2007)

$$p_{zmp_x} = \frac{\sum_{i=1}^n \{m_i [p_{c_{ix}} (\ddot{p}_{c_{iz}} + \mathbf{g}_z) - p_{c_{iz}} \ddot{p}_{c_{ix}}] - I_{i_y} \dot{w}_{i_y}\}}{m_T \sum_{i=1}^n (\ddot{p}_{c_{iz}} + \mathbf{g}_z)} \quad (3.21)$$

e

$$p_{zmp_y} = \frac{\sum_{i=1}^n \{m_i [p_{c_{iy}} (\ddot{p}_{c_{iz}} + \mathbf{g}_z) - p_{c_{iz}} \ddot{p}_{c_{iy}}] + I_{i_x} \dot{w}_{i_x}\}}{m_T \sum_{i=1}^n (\ddot{p}_{c_{iz}} + \mathbf{g}_z)}. \quad (3.22)$$

Portanto, se o ponto determinado no plano xy através das equações (3.21) e (3.22) estiver dentro do polígono convexo de apoio formado por um ou pelos dois pés do bípede, o ZMP existe e o deslocamento do robô será dinamicamente estável.

3.3 CONCLUSÃO

Neste capítulo, foi apresentado o critério ZMP para determinação da estabilidade de uma marcha dinâmica para robôs bípedes. Primeiro,

o conceito do ZMP foi interpretado de acordo com seu significado físico e, então, foi apresentado o desenvolvimento necessário para a sua determinação. De acordo com Vukobratovic, só existe o ZMP se dentro do polígono convexo de sustentação e se o robô se desloca em um plano horizontal.

Como sua determinação depende das forças internas e externas a estrutura mecânica, o equacionamento apresentado neste capítulo para determinação do ponto do ZMP só pode ser utilizado quando o único contato do robô com o meio é feito através de seus pés. Caso o robô esteja manipulando alguma ferramenta ou objeto ou apoiando seus braços em algum ponto, a determinação do ZMP é alterada porque as forças externas ao bípede não condizem com as determinadas neste capítulo.

O capítulo subsequente apresentará o modelo 3D do bípede construído em uma ferramenta CAD, o qual possibilitou a determinação de parâmetros físicos e espaciais do RBA. Também será exposto a metodologia pela qual se determinou o modelo cinemático do RBA.

4 MODELAMENTO CINEMÁTICO E DIMENSIONAL PARA O ROBÔ BIOLOID TIPO A

Os trabalhos acerca de robôs humanoides iniciaram-se em grandes centros de pesquisas, mais precisamente em países como Japão e Estados Unidos, em função dos robôs bípedes antropomórficos serem sistemas extremamente complexos e com elevado custo de fabricação. Entretanto, em função dos avanços teóricos, dos meios produção, de materiais e equipamentos para fabricação de robôs, empresas como Robotis, Hitec, ZMP Inc. etc têm desenvolvido kits robóticos didáticos a preços acessíveis.

Os kits foram criados com a filosofia de que qualquer pessoa, independentemente de seus conhecimentos sobre robótica, possa utilizar os robôs. Para o desenvolvimento deste trabalho e os demais que seguirem a linha de robôs humanoides no Departamento de Automação e Sistemas (DAS) da Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC), foi feito um levantamento para saber qual kit robótico seria o ideal a ser adquirido. Três robôs humanoides foram selecionados: Robonova-I da fabricante Hitec, o Nuvo da ZMP Inc. e o Bioloid Premium Kit da Robotis.

Como a forma humanoide torna padrão as características anatómicas desse tipo de robô, suas únicas diferenças estruturais são em relação ao número de juntas atuadas: o Robonova-I possui 16 (5 em cada perna e 3 em cada braço) (Hitec Robotics, 2006), Nuvo possui 15 (6 em cada perna, 1 em cada braço e 1 em sua cabeça) (ZMP Inc., 2005) e o Bioloid Tipo A (BTA) possui 18 (6 em cada perna e 3 em cada braço) (ROBOTIS, 2009). Em relação as suas programações, apenas o Nuvo e o BTA podem ser programados por C++ e C para sistemas embarcados, respectivamente (ZMP Inc., 2005) (ROBOTIS, 2009). No que diz respeito aos seus hardwares, apenas o BTA possui arquitetura aberta possibilitando alteração do mesmo e a utilização de sensores diferentes dos que a fabricante dispõe (ROBOTIS, 2009).

Dessa forma, visando a realização deste e de trabalhos futuros sobre robôs humanoides, foi escolhido o BTA. Sua arquitetura de hardware aberta e a possibilidade de ser programado em C favorece o desenvolvimento de diversas pesquisas, testes e aplicações na área de robótica bípede antropomórfica no que tange na alteração de seu hardware, na utilização de diferentes sensores, na elaboração de diversos tipos de trajetórias e tarefas e nas realizações de experimentos de diferentes técnicas e tipos de movimentos. Ainda mais, o kit do BTA possibilita a

montagem de vinte e seis tipos de robôs móveis (por pernas e por rodas) e fixos e mais três configurações diferentes de bípedes antropomórficos (ROBOTIS, 2009).

4.1 BIOLOID TIPO A

O robô humanoide BTA é um robô bípede antropomórfico composto por dezoito graus de liberdade atuados, possui $1,7 \text{ Kg}$, tem $0,397 \text{ m}$ de altura e possui deslocamento omnidirecional (em qualquer direção) graça aos seis graus de liberdade em cada perna. Como atuadores de suas juntas, são utilizados servomotores DC AX-12+, também desenvolvidos pela Robotis, os quais são ligados entre si de forma serial por cada membro. Para controle da estrutura, utiliza-se o controlador CM-510 composto de um microncontrolador ATMEGA2561 e que possui onze portas de E/S: seis para leitura de sensores e cinco para os servomotores possibilitando, assim, a utilização de cinco arranjos seriais de atuadores (ROBOTIS, 2009).

4.1.1 Modelo 3D do Bioloid Tipo A

Nos últimos anos, a modelagem 3D se tornou uma ferramenta indispensável para o projeto de sistemas mecânicos porque o modelo tridimensional facilita o acesso a uma série de informações físicas da estrutura de um sistema mecânico. Em relação a esse trabalho, foi utilizada uma ferramenta CAD para a criação do modelo 3D com quatro objetivos principais:

- Determinação da massa de cada estrutura que compõe o RBA,
- Determinação dos momentos de inércia,
- Localização da posição das juntas,
- Localização dos centros de massa do robô.

Para a modelagem, primeiramente, considerou-se que todas as peças utilizadas na montagem do BTA são rígidas e as mesmas foram consideradas como sólidos, isto é, as composições de seus interiores foram negligenciadas para se considerar suas densidades igualmente distribuídas nas geometrias das peças. Então, através de uma balança de precisão em gramas, todas as peças foram pesadas. E, por fim, utilizando um paquímetro, todas as peças foram medidas para construção

de um modelo fidedigno. O resultado gráfico da modelagem pode ser visualizado na figura 18.

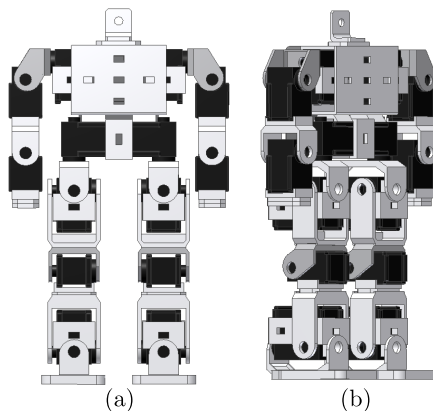


Figura 18 – Modelo 3D do Bioloid tipo A: (a) visualização no plano yz ; (b) visualização em perspectiva.

4.1.2 Determinação das Massas e dos Momentos de Inércia dos Componentes do BTA

Como toda as peças foram pesadas, então, a determinação da massa de cada estrutura do BTA foi sendo determinada conforme as estruturas foram sendo criadas no programa CAD. Dessa forma, identificou-se as estruturas do bípede (CLAUSER, 1969) conforme as figuras 19, 20 e 21 e suas massas e momentos de inércia são discriminadas nas tabelas 1 e 2 de acordo com a ferramenta CAD AutoDesk Inventor.

4.1.3 Localização das Juntas e dos Centros de Massa do BTA

Em um segundo momento, a partir do modelo 3D apresentado na figura 18, foi determinado o modelo esquemático do BTA, como se pode ver na figura 22, para a determinação da posição das juntas e das extremidades das cadeias que compõem o BTA.

As notações J_{jk} , da figura 22a, representam as juntas nas quais j indica o componente do membro e k o número da junta: b para braço, p para perna, m para “mão”, d para direita, e para esquerda e pe para

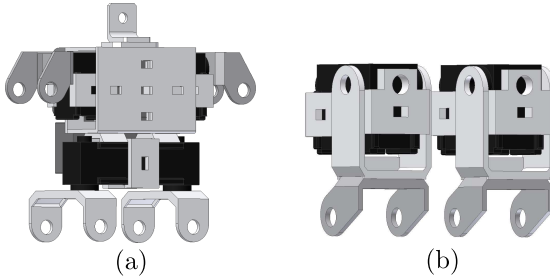


Figura 19 – Componentes do BTA: (a) tronco; (b) coxas.

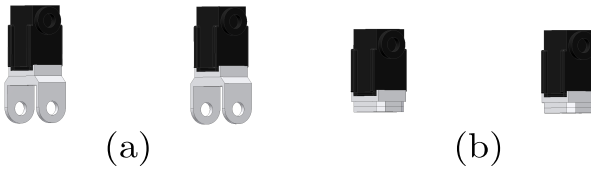


Figura 20 – Componentes do BTA: (a) braços superiores; (b) antebraços.

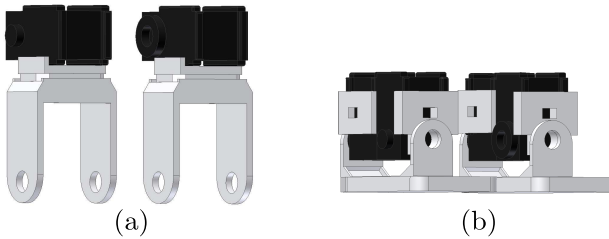


Figura 21 – Componentes do BTA: (a) panturrilhas; (b) pés.

Tabela 1 – Massa dos componentes do BTA.

Componente	Massa (<i>Kg</i>)	Qtd
Tronco	0,6748	1
Braço Superior	0,06664	2
Antebraço	0,06215	2
Coxa	0.15586	2
Panturrilha	0,19589	2
Pé	0,03206	2
Total		1,7

Tabela 2 – Momentos de Inércia dos componentes do BTA em relação ao eixo de rotação de cada componente obtidos através da ferramenta CAD.

Componente	Momento de Inércia (Kgm^2)
Tronco	$I_x = 6,2302 \times 10^{-3}$
	$I_y = 5,9427 \times 10^{-3}$
Braço Superiore	$I_x = 5,2937 \times 10^{-4}$
	$I_y = 5,3776 \times 10^{-4}$
Antebraço	$I_x = 3,7128 \times 10^{-5}$
	$I_y = 4,0213 \times 10^{-5}$
Coxa	$I_x = 4,1128 \times 10^{-3}$
	$I_y = 4,2715 \times 10^{-3}$
Panturrilha	$I_x = 9,16 \times 10^{-4}$
	$I_y = 9,9341 \times 10^{-4}$
Pé	$I_x = 8,408 \times 10^{-5}$
	$I_y = 1,7167 \times 10^{-4}$

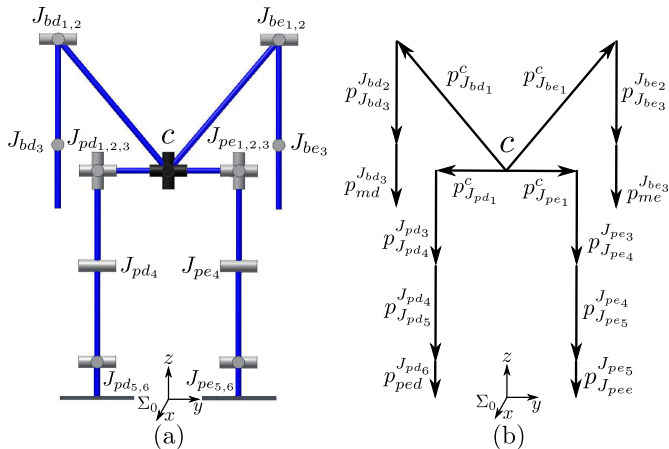


Figura 22 – Representação esquemática do BTA: (a) determinação das juntas; (b) determinação das posições das juntas e das extremidades das cadeias que compõem o BTA.

os pés. Já na figura 22b, os vetores p_x^y representam a posição de x em relação a y . Em ambos os casos, a cintura do robô é identificada com a letra c .

A partir das figuras 18 e 22 e assumindo que todas as juntas possuem orientação tal como a orientação do referencial inercial Σ_0 na posição indicada pela figura 18a, determinaram-se as posições das juntas do BTA e a posição do centro de massa de cada componente da estrutura bípede conforme pode-se ver nas tabelas 3 e 4. As dimensões dos pés (figura 23) podem ser vistas na tabela 5. Os vetores unitários a_i que indicam os eixos de rotação de cada junta estão descritos na tabela 6.

Tabela 3 – Posição relativa das juntas e das extremidades das cadeias que compõem o BTA.

Vetores	Valores (m)
$p_{J_{bd_1}}^c$	$[0 \quad -0,064646 \quad 0,121451]^T$
$p_{J_{be_1}}^c$	$[0 \quad 0,064646 \quad 0,121451]^T$
$p_{J_{bd_3}}^{J_{bd_2}}, p_{J_{be_3}}^{J_{be_2}}$	$[0 \quad 0 \quad -0,06931]^T$
$p_{md}^{J_{bd_3}}, p_{me}^{J_{be_3}}$	$[0 \quad 0 \quad -0,05178]^T$
$p_{J_{pd_1}}^c$	$[0 \quad -0,042165 \quad 0]^T$
$p_{J_{pe_1}}^c$	$[0 \quad 0,042165 \quad 0]^T$
$p_{J_{pd_4}}^{J_{pd_3}}, p_{J_{pe_4}}^{J_{pe_3}}$	$[0 \quad 0 \quad -0,0773829]^T$
$p_{J_{pd_5}}^{J_{pd_4}}, p_{J_{pe_5}}^{J_{pe_4}}$	$[0 \quad 0 \quad -0,0780929]^T$
$p_{ped}^{J_{pd_6}}, p_{pee}^{J_{pe_6}}$	$[0 \quad 0 \quad -0,030779]^T$

Tabela 4 – Posição relativa dos centros de massa dos componentes do BTA.

Vetores	Valores (m)
$p_{ctronco}^c$	$[-0,014563 \quad 0 \quad 0,086387]^T$
$p_{cJ_{bd_3}}^{J_{bd_2}}, p_{cJ_{be_3}}^{J_{be_2}}$	$[0 \quad 0 \quad -0,019166]^T$
$p_{cmd}^{J_{bd_3}}, p_{cme}^{J_{be_3}}$	$[0 \quad 0 \quad -0,016076]^T$
$p_{cJ_{pd_5}}^{J_{pd_4}}, p_{cJ_{pe_5}}^{J_{pe_4}}$	$[0,005459 \quad 0 \quad -0,043239]^T$
$p_{cped}^{J_{pd_6}}, p_{cpee}^{J_{pe_6}}$	$[-0,002129 \quad 0 \quad -0,024662]^T$

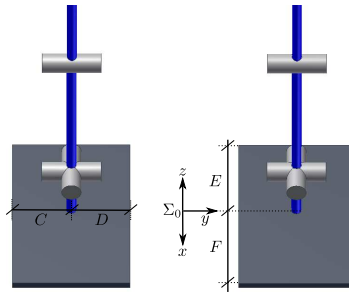


Figura 23 – Dimensões dos pés.

Tabela 5 – Parâmetros dos pés.

Parâmetro	Valores (m)
C	0,03552
D	0,02541
E	0,04708
F	0,05273

Tabela 6 – Determinação dos vetores a_i que indicam o eixo de rotação da junta i .

Vetores	Valores
a_{pd_1}, a_{pe_1}	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}^T$
a_{pd_2}, a_{pe_2}	$\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T$
a_{pd_3}, a_{pe_3}	$\begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \end{bmatrix}^T$
a_{pd_4}, a_{pe_4}	$\begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \end{bmatrix}^T$
a_{pd_5}, a_{pe_5}	$\begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \end{bmatrix}^T$
a_{pd_6}, a_{pe_6}	$\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T$
a_{bd_1}, a_{be_1}	$\begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \end{bmatrix}^T$
a_{bd_2}, a_{be_2}	$\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T$
a_{bd_3}, a_{be_3}	$\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T$

4.2 CINEMÁTICA DE ROBÔS HUMANOIDES

Para determinação do modelo cinemático do robô, definiu-se, primeiramente, a posição e orientação do referencial inercial Σ_0 . Em seguida, determinou-se as posições das origens dos sistemas referenciais locais de cada junta que compõem o bípede alocado-as em qualquer ponto colinear ao eixo de rotação de sua respectiva junta. Quando duas ou mais juntas são sobrepostas suas origens são alocadas no ponto de interseção entre eixos de rotação. Ou, ainda, na interseção entre o eixo de rotação e o elo acoplado a respectiva junta.

Convenientemente, determina-se que as orientações dos sistemas referenciais locais alocados no robô na postura descrita pela figura 22 são iguais ao sistema referencial inercial Σ_0 .

No caso da figura 24, são definidos os vetores p_a^0 , p_h^a , a_a e a_h . O vetor p_a^0 determina a posição do referencial Σ_a em relação ao Σ_0 da mesma forma que o vetor p_h^a determina a posição de Σ_h em relação a Σ_a . Os vetores a_a e a_h são vetores unitários que expressam os eixos de rotação da junta a e h e são definidos em relação a Σ_0 e Σ_a , respectivamente.

4.2.1 Determinação da Matriz de Transformação Homogênea da Base Flutuante

Como esta pesquisa aborda a modelagem de RBAs através do conceito de base flutuante, então, o primeiro passo a ser tomado para a elaboração do modelo é a determinação da transformação homogênea T_c^0 que referencia a base flutuante, alocada na cintura do BTA (Σ_c), ao referencial inercial Σ_0 considerado. Dessa forma, a posição de Σ_c em relação a Σ_0 é dada pelo vetor

$$p_c^0 = \begin{bmatrix} x_c \\ y_c \\ z_c \end{bmatrix}. \quad (4.1)$$

A orientação de Σ_c em relação a Σ_0 é determinada através da equação (2.9). Como o BTA não possui juntas em sua cintura e o deslocamento considerado neste trabalho é em um plano horizontal, então, $\psi_c = 0^\circ$, $\theta_c = 0^\circ$ e $\phi_c = 0^\circ$, logo, $R_c^0 = I_{3 \times 3}$. Portanto, a matriz de transformação

homogênea da cintura em relação a Σ_0 é dada como

$$T_c^0 = \begin{bmatrix} I_{3 \times 3} & p_c^0 \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}. \quad (4.2)$$

4.2.2 Cinemática Direta

A estrutura mecânica de uma cadeia cinemática serial é caracterizada pelo seu número de graus de liberdade que determina a configuração espacial da cadeia (SICILIANO et al., 2009). Cada grau de liberdade é normalmente associado a uma articulação e constitui a variável da junta. Dessa forma, o objetivo da cinemática direta é determinar a posição e orientação do final da cadeia cinemática serial em função das variáveis das juntas (CRAIG, 1989).

O cálculo da cinemática direta pode ser feito através do produto

$$T_n^0 = \prod_{i=1}^n T_i^{i-1} \quad (4.3)$$

e, por isso, tem a resolução sistemática para uma estrutura mecânica composta de n -graus de liberdade (KAJITA; YOKOI, 2009). A cinemática direta tem como resultado a matriz

$$T_n^0(q) = \begin{bmatrix} R_n^0(q) & p_n^0(q) \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}, \quad (4.4)$$

na qual $T_n^0(q)$ é a matriz de transformação homogênea que referencia o final da cadeia cinemática a sua base e é composta pela matriz de rotação $R_n^0(q)$, pelo vetor de posição $p_n^0(q)$ e pelo vetor $q = [q_1 \ q_2 \ \dots \ q_n]^T$ das variáveis das juntas das quais dependem a orientação e posição do efetuador final.

Para determinação das matrizes de transformação homogênea que caracterizam a cadeia serial ilustrada pela figura 24, define-se arbitrariamente o referencial inercial Σ_0 e os referenciais locais Σ_a e Σ_h com mesma orientação de Σ_0 . Determinam-se as origens dos referenciais locais nos eixos de rotação de suas respectivas juntas e as distâncias entre eles são expressas pelos vetores p_a^0 e p_h^a , respectivamente.

As variáveis das juntas são q_a e q_h e utilizando a equação (2.43), determinam-se as matrizes de rotação que caracterizam a orientação de Σ_a em relação a Σ_0 e de Σ_h em relação a Σ_a . Quando q_a e q_h possuem valores nulos, as matrizes de rotação geradas são identidades.

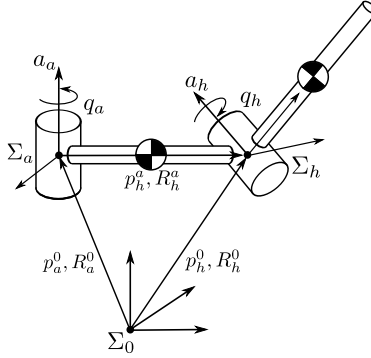


Figura 24 – Posição e orientação relativas e absolutas de dois elos.

Dessa forma, as matrizes de transformação homogênea que caracterizam a cadeia cinemática da figura 24 são determinadas como

$$T_a^0 = \begin{bmatrix} e^{\hat{a}_a q_a} & p_a^0 \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix} \quad \text{e} \quad T_h^a = \begin{bmatrix} e^{\hat{a}_h q_h} & p_h^a \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}. \quad (4.5)$$

Portanto, utilizando o a equação (4.3), determina-se a matriz de transformação homogênea que caracteriza a posição e orientação da junta h em relação a Σ_0 :

$$T_h^0 = (T_a^0) (T_h^a). \quad (4.6)$$

4.2.2.1 Cinemática Direta das Pernas

Dada simetria bilateral da estrutura bípede quando abordada com o uso da base flutuante, apenas os procedimentos para a perna direita serão abordados nesta seção.

Definindo q_{pd_i} como a variável da junta J_{pd_i} nos quais $i = 1 \dots 6$, assumindo que o robô, na postura da figura 22, possui todas as juntas com mesma orientação que Σ_0 e considerando os vetores unitários que caracterizam os eixos de rotação de cada junta (tabela 6), então, as matrizes de rotação que caracterizam os movimentos rotacionais das juntas podem ser determinadas a partir da equação (2.43). Então,

$$\begin{aligned} R_{pd_1}^c &= e^{\hat{a}_{pd_1} q_{pd_1}} & R_{pd_2}^{pd_1} &= e^{\hat{a}_{pd_2} q_{pd_2}} & R_{pd_3}^{pd_2} &= e^{\hat{a}_{pd_3} q_{pd_3}} \\ R_{pd_4}^{pd_3} &= e^{\hat{a}_{pd_4} q_{pd_4}} & R_{pd_5}^{pd_4} &= e^{\hat{a}_{pd_5} q_{pd_5}} & R_{pd_6}^{pd_5} &= e^{\hat{a}_{pd_6} q_{pd_6}}. \end{aligned} \quad (4.7)$$

Quando se acopla uma ferramenta no punho de um manipulador robótico, a ferramenta passa a ter a mesma orientação do punho por ser acoplada na última junta da cadeia cinemática manipuladora (SICILIANO et al., 2009). Analogamente, considerando a acoplagem do pé direito na última junta da respectiva perna, então, a matriz rotação $R_{ped}^{pd_6}$ é uma matriz identidade de ordem (3×3) já que a orientação do pé direito é a mesma orientação que a expressa pela matriz $R_{pd_6}^{pd_5}$.

As matrizes de transformação homogênea que caracterizam a cadeia serial da perna direita podem ser determinadas a partir da equação (2.20) com a utilização das matrizes de rotação determinadas em (4.7), a matriz $R_{ped}^{pd_6}$ e os vetores das posições relativas descritos na tabela 3. Portanto,

$$\begin{aligned}
 T_{pd_1}^c &= \begin{bmatrix} R_{pd_1}^c & p_{J_{pd_1}}^c \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix} & T_{pd_2}^{pd_1} &= \begin{bmatrix} R_{pd_2}^{pd_1} & 0_{3 \times 1} \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix} \\
 T_{pd_3}^{pd_2} &= \begin{bmatrix} R_{pd_3}^{pd_2} & 0_{3 \times 1} \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix} & T_{pd_4}^{pd_3} &= \begin{bmatrix} R_{pd_4}^{pd_3} & p_{J_{pd_4}}^{pd_3} \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix} \\
 T_{pd_5}^{pd_4} &= \begin{bmatrix} R_{pd_5}^{pd_4} & p_{J_{pd_5}}^{pd_4} \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix} & T_{pd_6}^{pd_5} &= \begin{bmatrix} R_{pd_6}^{pd_5} & 0_{3 \times 1} \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix} \\
 T_{ped}^{pd_6} &= \begin{bmatrix} R_{ped}^{pd_6} & p_{ped}^{pd_6} \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}
 \end{aligned} \tag{4.8}$$

Dessa forma, a matriz de transformação homogênea, T_{ped}^0 , que caracteriza a orientação e posição do pé direito em relação ao referencial inercial Σ_0 , utilizando a equação (4.3), é determinada como

$$T_{ped}^0 = (T_c^0)(T_{pd_1}^c)(T_{pd_2}^{pd_1})(T_{pd_3}^{pd_2})(T_{pd_4}^{pd_3})(T_{pd_5}^{pd_4})(T_{ped}^{pd_6}). \tag{4.9}$$

4.2.2.2 Cinemática Direta dos Braços

O procedimento para determinação da matriz de transformação homogênea que caracteriza a orientação e a posição da mão do braço direito em relação a Σ_0 é o mesmo que o apresentado na seção 4.2.2.1 e, dada a simetria bilateral, também aplicado ao braço esquerdo. Dessa forma, nesta seção apenas serão apresentadas as matrizes de rotação e as de transformação homogênea que caracterizam a cadeia serial do

braço direito com os dados apresentados nas tabelas 3 e 6. Então,

$$\begin{aligned} R_{bd_1}^c &= e^{\hat{a}_{bd_1} q_{bd_1}} & R_{bd_2}^{bd_1} &= e^{\hat{a}_{bd_2} q_{bd_2}} \\ R_{bd_3}^{bd_2} &= e^{\hat{a}_{bd_3} q_{bd_3}} & R_{md}^{bd_3} &= I_{3 \times 3} \end{aligned} \quad (4.10)$$

e

$$\begin{aligned} T_{bd_1}^c &= \begin{bmatrix} R_{bd_1}^c & p_{J_{bd_1}}^c \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix} & T_{bd_2}^{bd_1} &= \begin{bmatrix} R_{bd_2}^{bd_1} & 0_{3 \times 1} \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix} \\ T_{bd_3}^{bd_2} &= \begin{bmatrix} R_{bd_3}^{bd_2} & p_{J_{bd_3}^{bd_2}} \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix} & T_{md}^{bd_3} &= \begin{bmatrix} R_{md}^{bd_3} & p_{md}^{J_{bd_3}} \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}. \end{aligned} \quad (4.11)$$

4.2.3 Cinemática Inversa

Contrariamente à cinemática direta, a qual determina a posição e a orientação do final da cadeia cinemática a partir das variáveis das juntas, a cinemática inversa é o procedimento de cálculo para determinação das variáveis das juntas em função da posição e orientação do final da cadeia (SICILIANO et al., 2009).

A resolução da cinemática inversa é por vezes muito complexa, pois é um sistema composto de equações não-lineares as quais nem sempre é possível encontrar uma solução fechada da mesma forma que múltiplas e infinitas soluções podem existir e, dependendo da estrutura da cadeia cinemática considerada, pode não haver soluções admissíveis (KAJITA; YOKOI, 2009).

A cinemática inversa pode ser resolvida de forma analítica através de relações trigonométricas e será o método abordado neste trabalho.

4.2.3.1 Cinemática Inversa das Pernas

Para o cálculo da cinemática inversa é necessário que se determine, primeiramente, a matriz de transformação homogênea T_c^0 tal como em (4.2) e T_{pe}^0 que caracteriza a orientação e a posição do pé direito do robô em relação a Σ_0 . Então, T_{pe}^0 será composta pelo vetor p_{pe}^0 e pela matriz de rotação R_{pe}^0 . Como a orientação da cintura, neste trabalho, é a mesma que Σ_0 , logo, R_{pe}^0 também determina a orientação do pé em relação a cintura do robô e pode ser considerada como uma

matriz de rotação elementar dependente do ângulo θ : ângulo desejado entre o pé e o plano x_0y_0 .

A partir do momento que se deseja determinar o ângulo entre a sola do pé do robô e o chão durante a marcha e assumindo que a mesma é retilínea, então, define-se o vetor unitário $a_{pe} = [0 \ 1 \ 0]^T$ que determina o eixo de rotação da junta passiva do pé em relação ao chão e sua variável angular q_{pe} . Dessa forma, T_{pe}^0 é determinada como

$$T_{pe}^0 = \begin{bmatrix} e^{\hat{a}_{pe}q_{pe}} & p_{pe}^0 \\ 0_{3 \times 3} & 1 \end{bmatrix}. \quad (4.12)$$

A próxima etapa para a resolução da inversa é determinar a posição e orientação do pé em relação a cintura, as quais, de acordo com a figura 25, são descritas a partir da matriz

$$T_{pe}^c = (T_c^0)^{-1} (T_{pe}^0) = \begin{bmatrix} R_{pe}^c & p_{pe}^c \\ 0_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}. \quad (4.13)$$

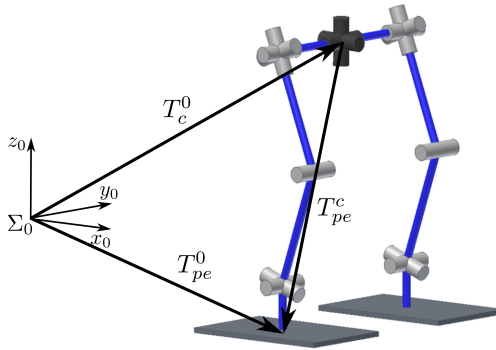


Figura 25 – Determinação de T_c^0 , T_{pe}^0 e T_{pe}^c em uma das pernas do BTA.

Como posições singulares devem ser evitadas, é de interesse que a junta do joelho do bípede sempre esteja flexionada como se observa na marcha de outros bípedes, conforme pode ser observado em robôs como, por exemplo, o NAO (ZADEH et al., 2011), o ASIMO (CHESTNUTT et al., 2005), o HRP-4 (KANEKO et al., 2004) e o SDR-4X (ISHIDA; KUROKI; YAMAGUCHI, 2003). Portanto, o procedimento de resolução da cinemática inversa das pernas sempre assume a existência do triângulo KAB

da figura 26b, no qual p_1^c é o ponto de início da coxa e

$$p_2^c = \begin{bmatrix} p_{2x}^c \\ p_{2y}^c \\ p_{2z}^c \end{bmatrix} \quad (4.14)$$

o tornozelo, ambos em relação a Σ_c . Dada a distância G (figura 26a),

$$p_1^c = \begin{bmatrix} 0 \\ lG \\ 0 \end{bmatrix}, \quad (4.15)$$

na qual l assume dois valores: -1 se a perna considerada for a direita e 1 se for a esquerda. Da mesma forma, considerando a distância H (figura 26a) e (4.13), então,

$$p_2^c = p_{pe}^c + R_{pe}^c \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ H \end{bmatrix}. \quad (4.16)$$

Portanto, determina-se K como

$$K = |p_2^c - p_1^c|. \quad (4.17)$$

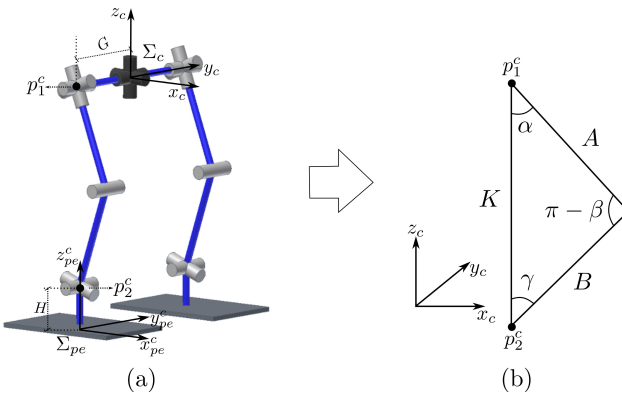


Figura 26 – Parâmetros geométricos das pernas: (a) figura esquemática das pernas; (b) triângulo formado pelos pontos p_1^c , p_2^c e o joelho.

De posse dos valores de A , B e K , determinam-se os ângulos α , β e γ do triângulo KAB (figura 26b) a partir da lei dos cossenos como,

por exemplo,

$$\alpha = \arccos \left(\frac{A^2 + K^2 - b^2}{2AK} \right). \quad (4.18)$$

Entretanto, a fim de se ter maior exatidão no cálculo dos ângulos e a nível de programação, utiliza-se a instrução *atan2* a partir das determinações dos senos e cossenos de cada ângulo do triângulo KBA considerado.

Durante a marcha do bípede, duas situações são observadas: as juntas do bípede que correspondem aos tornozelos ora estão em uma posição atrás da linha da cintura e ora à frente. Como pode-se ver na figura 27, o posicionamento do tornozelo em relação a cintura do RBA faz com que apareça uma componente angular a qual não é calculada a partir do triângulo KBA da figura 26b.

Se se considerar uma linha imaginária entre a cintura e o chão, sendo normal ao segundo, há a determinação de um ângulo, φ , formado entre a linha e K que precisa ser considerado para resolução da inversa. Então, a partir da figura 27 e das equações (4.14) e (4.15), determina-se φ como

$$\varphi = \arcsen \left(\frac{p_x^c}{K} \right); \quad (4.19)$$

a observação sobre a instrução *atan2* também é válida para esse e os demais casos.

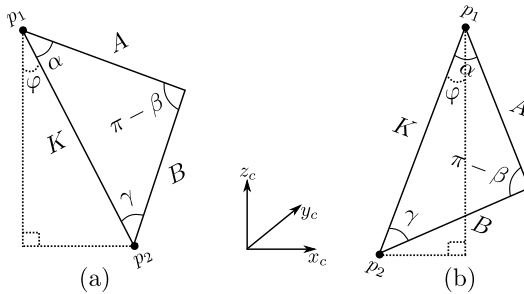


Figura 27 – Determinação do ângulo φ das pernas

Para finalizar a análise para resolução inversa, é necessário a consideração do movimento lateral das pernas conforme pode ser visto na figura 28. Da mesma forma que há a determinação do ângulo φ na figura 27, o movimento lateral da perna determina o aparecimento do

ângulo δ , o qual pode ser determinado como

$$\delta = \arcsen\left(\frac{|p_{2y}^c - lG|}{K}\right), \quad (4.20)$$

na qual l assume dois valores: -1 se a perna considerada é a direita e 1 se esquerda.

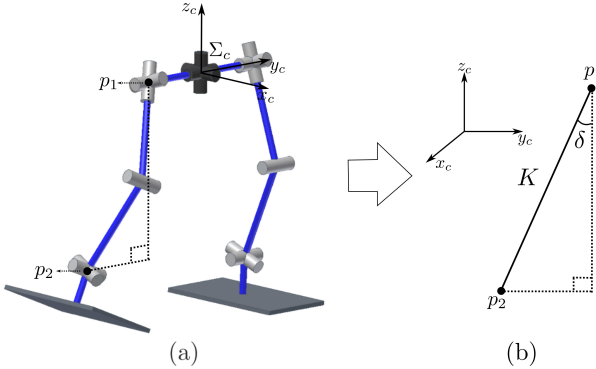


Figura 28 – Movimento lateral das pernas

Portanto, de acordo com análise geométrica apresentada, é possível a determinação dos valores angulares, q_{pd_i} , das juntas da perna. Como o movimento considerado neste trabalho é longitudinal e retilíneo, então,

$$\widehat{q}_{pd_1} = 0; \quad (4.21)$$

caso se queira considerar a variação angular em q_{pd_1} , basta calcular o ângulo entre os eixos x_c e x_{pe}^c (figura 26a). O movimento lateral da perna é caracterizado por:

$$q_{pd_2} = \begin{cases} -\delta, & \text{se } p_{c_y}^0 \geq 0 \\ \delta, & \text{se } p_{c_y}^0 < 0 \end{cases}. \quad (4.22)$$

A junta correspondente ao joelho do bípede é determinada como

$$q_{pd_4} = \beta. \quad (4.23)$$

Como se deseja que o dorso do robô esteja sempre perpendicular ao chão, então,

$$q_{pd_6} = -q_{pd_2}. \quad (4.24)$$

De acordo com as situações caracterizadas pela figura 27, q_{pd_3} e q_{pd_5} são determinados como

$$q_{pd_3} = \begin{cases} \alpha + \varphi, & \text{se } p_{2_x}^c \leq 0 \\ \alpha - \varphi, & \text{se } p_{2_x}^c > 0 \end{cases} \quad (4.25)$$

$$q_{pd_5} = \begin{cases} -\gamma - \varphi + q_{pe}, & \text{se } p_{2_x}^c \leq 0 \\ -\gamma + \varphi + q_{pe}, & \text{se } p_{2_x}^c > 0 \end{cases}, \quad (4.26)$$

nas quais q_{pe} é o ângulo desejado entre o pé e o chão.

4.2.3.2 Cinemática Inversa dos Braços

Da mesma forma que na resolução da cinemática das pernas, primeiro se define as matrizes T_c^0 e T_m^0 , a qual determina a orientação da mão em relação a Σ_0 . Em seguida, determina-se a matriz T_m^s que caracteriza a orientação e posição da mão em relação ao seu respectivo ombro conforme (figure 29)

$$T_m^s = (T_s^c)^{-1} (T_c^0)^{-1} T_m^0, \quad (4.27)$$

a qual é composta pela matriz R_m^s e pelo vetor p_m^s .

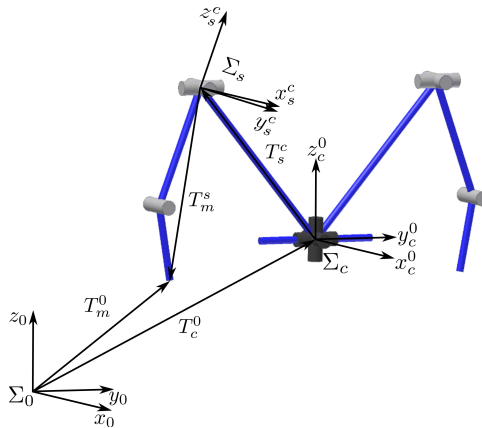


Figura 29 – Determinação de T_c^0 , T_m^0 , T_s^c e T_m^s em um dos braços do BTA.

De acordo com a topologia apresentada, pode-se ver na figura 30

que o braço do BTA é definido tal como um manipulador antropomórfico sem o punho esférico ou efetuador final. Dessa forma, a resolução de sua cinemática inversa pode ser feita de acordo com os procedimentos apresentados em (CRAIG, 1989) e em (SICILIANO et al., 2009) tendo como referencial Σ_s para resolução. Entretanto, em (CRAIG, 1989) e em (SICILIANO et al., 2009), a cinemática inversa é resolvida para um manipulador antropomórfico modelado de acordo com os parâmetros de DH, o que não é o caso deste trabalho.

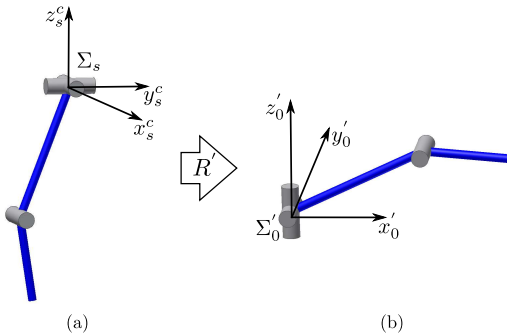


Figura 30 – Representação esquemática do braço direito do BTA: (a) orientação de acordo com Σ_s ; (b) com orientação de acordo com os parâmetros de DH com referencial inercial Σ'_0

Portanto, para utilização dos procedimentos de (CRAIG, 1989) e (SICILIANO et al., 2009), é necessário determinar a representação do vetor p_m^s de acordo com a orientação de Σ'_0 através da matriz de rotação R' conforme se pode ver na figura 30. Assim, a matriz R' é determinada como

$$R' = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & -1 \\ -1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (4.28)$$

e definindo \bar{p}_m^s como o vetor que determina a posição da mão de acordo com o referencial Σ'_0 , o qual é utilizado para resolução da inversa conforme (SICILIANO et al., 2009) e (CRAIG, 1989) e é determinado conforme

$$\bar{p}_m^s = R' p_m^s. \quad (4.29)$$

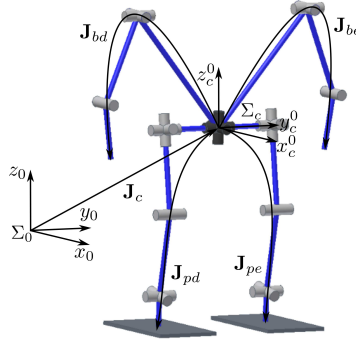


Figura 31 – Determinação dos Jacobianos que caracterizam as cadeias cinemáticas do RBA.

4.2.4 Cinemática Diferencial

Cinemática diferencial trata da relação entre as velocidades angulares das articulações, \dot{q} , de uma cadeia cinemática e as velocidades linear, v , e angular, w , do final da cadeia considerada (SICILIANO et al., 2009). Este mapeamento é feito através da matriz Jacobiana, pois através dela é possível expressar a velocidade linear v e angular w em função das velocidades angulares das articulações \dot{q} (SICILIANO et al., 2009).

A matriz Jacobiana pode ser determinada de duas formas: geométrica e analiticamente. A primeira forma depende da configuração da cadeia cinemática, entretanto, a segunda é determinada através da diferenciação em relação as variáveis generalizadas das juntas de funções advindas da cinemática direta se o final da cadeia cinemática considerada for expressa em uma representação mínima no espaço operacional (SICILIANO et al., 2009).

Como se está abordando robôs bípedes antropomórficos através do conceito de base flutuante, então, o bípede modelado é caracterizado por quatro cadeias seriais as quais partem da cintura do robô. Dessa forma, conforme pode-se ver na figura 31, há a determinação do Jacobiano, \mathbf{J}_c , entre o referencial inercial Σ_0 e a cintura (Σ_c) e dos demais Jacobianos: \mathbf{J}_{pd} e \mathbf{J}_{pe} das pernas direita e esquerda, respectivamente, e \mathbf{J}_{bd} e \mathbf{J}_{be} dos braços direito e esquerdo, respectivamente.

4.2.5 Determinação do Jacobiano pela Orientação e Posição do Final de uma Cadeia Cinemática

Observa-se que a velocidade linear do final de uma cadeia cinemática pode ser obtida pela derivação no tempo da posição do final da cadeia cinemática (KAJITA; YOKOI, 2009). Assim, se for conhecida a posição inicial do efetuador e a sua velocidade linear em função do tempo, a posição do efetuador em qualquer instante pode ser calculada pela integração da sua velocidade no tempo. Contudo, o mesmo raciocínio não é válido para a orientação, pois, no caso de robôs compostos por cadeia(s) cinemática(s), o eixo instantâneo de rotação normalmente não é conhecido, além de variar a todo instante (KAJITA; YOKOI, 2009). Dessa forma, a integração da velocidade angular do efetuador não fornece a sua posição angular ou sua orientação.

Como visto em (4.4), a orientação do efetuador é função das posições das articulações, dessa forma, pode-se definir um sistema de equações não-lineares como

$$x_n^0 = f(q), \quad (4.30)$$

na qual o vetor x_n^0 , de dimensão $(m \times 1)$, contém a posição e orientação do efetuador em relação ao referencial inercial considerado, f é um vetor de funções de dimensão $(m \times 1)$ e q , de ordem $(n \times 1)$, é o vetor das variáveis das juntas. Derivando em relação ao tempo a equação (4.30), tem-se

$$\dot{x}_n^0 = \mathbf{J}(q) \dot{q}, \quad (4.31)$$

na qual \mathbf{J} é matriz, de ordem $(m \times n)$, Jacobiana da cadeia considerada. Há diversas formas de representação de \mathbf{J} dependendo dos parâmetros utilizados para a representação da orientação do final da cadeia contido no vetor x_n^0 (KAJITA; YOKOI, 2009). Dessa forma, utilizando a matriz de transformação homogênea (4.4) e tendo a matriz de rotação

$$R_n^0(q) = \begin{bmatrix} n_n^0(q) & s_n^0(q) & a_n^0(q) \end{bmatrix}, \quad (4.32)$$

então, o vetor x_n^0 é determinado como

$$x_n^0 = \begin{bmatrix} p_n^0 \\ n_n^0 \\ s_n^0 \\ a_n^0 \end{bmatrix}, \quad (4.33)$$

o qual possui dimensão (12×1) . Dessa forma, o Jacobiado é calculado a partir de

$$\mathbf{J} = \frac{\partial f(q)}{\partial q_i}. \quad (4.34)$$

4.2.6 Cinemática Diferencial Direta

Base Flutuante

Definindo o vetor \mathbf{q}_c como o vetor de variáveis generalizadas da cintura como

$$\mathbf{q}_c = \begin{bmatrix} p_c^0 \\ \phi_c \\ \theta_c \\ \psi_c \end{bmatrix} \quad (4.35)$$

e a matriz

$$T_c^0 = \begin{bmatrix} R_c^0 & p_c^0 \\ 0_{3 \times 3} & 1 \end{bmatrix}, \quad (4.36)$$

então,

$$x_c^0 = \begin{bmatrix} p_c^0 \\ n_c^0 \\ s_c^0 \\ a_c^0 \end{bmatrix}. \quad (4.37)$$

Dessa forma, o Jacobiano \mathbf{J}_c é determinado como

$$\mathbf{J}_c = \frac{\partial f_{c_i}}{\partial \mathbf{q}_{c_i}}. \quad (4.38)$$

Logo, a cinemática diferencial direta da base flutuante é caracterizada como

$$\dot{x}_c^0 = \mathbf{J}_c \dot{\mathbf{q}}_c. \quad (4.39)$$

Para os demais membros

O procedimento para a determinação da cinemática diferencial direta das cadeias que representam as pernas e braços do bípode é semelhante ao apresentado anteriormente para a base flutuante. Suas diferenças estão na determinação do vetor x_{jk}^0 - $j \in \{ p \ b \}$, p para as pernas e b para os braços, e $k \in \{ d \ e \}$, d para direito e e para esquerda - e nos vetores das variáveis generalizadas de cada membro.

Dessa forma, definem-se os vetores \mathbf{q}_{jk} como

$$\mathbf{q}_{pk} = [q_{pk_i}] \quad (4.40)$$

e

$$\mathbf{q}_{bk} = [q_{bk_i}] \quad (4.41)$$

nas quais q_{pk_i} , para $i = 1 \dots 6$, e q_{bk_i} , para $i = 1 \dots 3$, são as variáveis das juntas da perna e do braço k . Os vetores x_{pk}^0 e x_{bk}^0 são determinados a partir das matrizes T_{pek}^0 e T_{mk}^0 , respectivamente, definidas na cinemática direta.

4.2.7 Cinemática Diferencial Inversa

Da mesma forma que a equação da cinemática diferencial direta mapeia as velocidades linear e angular do final de uma cadeia cinemática a partir das velocidades das articulações da estrutura robótica, a equação cinemática diferencial inversa determina os valores das velocidades no espaço das juntas a partir das velocidades linear e angular do efetuador final (SICILIANO et al., 2009). Quando a matriz Jacobiana determinada for quadrada, as velocidades das juntas podem ser determinadas a partir da simples inversão do Jacobiano, portanto, a equação da cinemática diferencial inversa para esse caso é dada como

$$\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{J}^{-1} \dot{\mathbf{x}} \quad (4.42)$$

Entretanto, o mesmo não pode ser feito para os Jacobianos que não possuem ordem ($n \times n$) e, por isso, não podem ser invertidos. Dessa forma, faz-se necessário o uso do conceito da matriz pseudoinversa a qual é determinada a partir de matrizes de ordem ($m \times n$) e possui algumas propriedades da matriz inversa. Dessa forma, de acordo com (SICILIANO et al., 2009), as matrizes pseudoinversas dos Jacobianos podem ser determinadas em uma forma genérica como

$$\mathbf{J}^\dagger = W^{-1} \mathbf{J}^T (\mathbf{J}W^{-1} \mathbf{J}^T)^{-1}, \quad (4.43)$$

na qual W é uma matriz de ponderação, simétrica e positiva definida.

Para determinação da derivada no tempo do vetor x_n^0 a partir da variação da orientação do final da cadeia cinemática considerada, definem-se a orientação R_n^0 e velocidade angular w_n^0 desejadas para o final da cadeia cinemática considerada e, através da equação (2.39), determina-se a derivada da matriz de rotação.

4.3 CONCLUSÃO

Neste capítulo foi apresentado o modelo 3D do robô bípede antropomórfico Bioloid tipo A. Através do modelo 3D e da ferramenta CAD utilizada, foi possível a determinação de parâmetros necessários para o desenvolvimento deste trabalho. Em relação à futuros trabalhos, como todas as peças do BTA foram modeladas no CAD, pode-se utilizar as mesmas peças para a criação dos modelos 3D de outros robôs possíveis de serem montados com as mesmas peças para, então, fazer o levantamento dos mesmos parâmetros.

Em seguida, foi apresentada a metodologia utilizada para modelamento cinemático completo do BTA. Foi mostrado como modelar cinematicamente um RBA através do conceito de base flutuante, a qual possibilita uma simetria bilateral a estrutura bípede; em função da simetria, as metodologias utilizadas nas cadeias seriais de um lado do bípede são utilizadas para o outro lado.

Dado ao uso da base flutuante, mostrou-se que a estrutura antropomórfica é composta de cinco Jacobiano: um entre o referencial inercial e a cintura e um para cada membro.

Os métodos apresentados nesse capítulo podem ser utilizados para qualquer estrutura bípede e bípede antropomórfica, modelada utilizando o conceito da base flutuante.

O próximo capítulo aborda o desenvolvimento do gerador de trajetórias proposto neste trabalho, bem como sua análise em relação as características da marcha gerada e da estabilidade pelo critério do ZMP.

5 GERADOR DE TRAJETÓRIAS

A importância da mobilidade em duas pernas é compreendida quando se percebe que o deslocamento bípede é o único que consegue acessar quase todos os tipos de terrenos existentes (WESTERVELT et al., 2007).

Robôs bípedes antropomórficos são compostos, dependendo de como sejam concebidos, de três ou mais cadeias cinemáticas seriais que, além de não estarem fixas no referencial inercial, mudam de configuração durante o deslocamento do robô. Portanto, é necessário que a trajetória garanta movimentos que certifiquem não só a estabilidade estrutural, mas, também, uma marcha estável sem que o bípede caia sobre a superfície por onde se desloca.

Trabalhos como (YANFEI; WEIBING; NA, 2009), (DOUAT, 2008) e (MU; WU, 2004), modelam o robô através dos parâmetros de DH e, por isso, consideram o RBA como um único sistema mecânico composto por dois modelos dependendo de qual perna, direita ou esquerda, seja o referencial fixo do movimento.

O projeto da trajetória considera o modelo do robô bípede como uma máquina de estados composta de dois nós, tal como a figura 2, e, portanto, tem a necessidade de identificar as condições de chaveamento entre modelos (troca de estados) (WESTERVELT et al., 2007) quando há troca de suporte entre as pernas. Portanto, o projeto da trajetória de um RBA modelado por DH, além de determinar a trajetória no tempo dos pontos de interesse, tem que considerar eventos para efetuar a troca de modelo utilizando uma estrutura de chaveamento (DOUAT, 2008) (WESTERVELT et al., 2007).

Dentre os trabalhos que utilizam a estrutura de chaveamento, podem ser citados (HUANG et al., 2001) que propõe um modelo de geração de trajetória para um robô bípede de cinco elos definindo uma margem de estabilidade para o ZMP. Em (YANFEI; WEIBING; NA, 2009), é utilizado o método geométrico com restrições com chaveamento entre modelos para geração de trajetória para o robô bípede sem apresentar qualquer métrica para estabilidade - GCoM ou ZMP.

Em trabalhos como (LIU; VELOSO, 2008), (CABALLERO; ARMADA, 2007) e (KAJITA et al., 2003), são utilizados métodos que dependem da estrutura de chaveamento entre modelos para geração da trajetória a partir do momento que o bípede é simplificado de acordo com o modelo de um pêndulo inverso 2D ou 3D ou pelo modelo do carro sobre a mesa.

A estrutura de chaveamento no projeto da trajetória discutida

pode ser evitada com a utilização do método da base flutuante por permitir a caracterização de cadeias seriais sem que elas estejam fixas no referencial inercial do movimento (SENTIS, 2007). Dessa forma, optou-se pelo método geométrico com restrições para geração da marcha porque, além de ser intuitiva, não é necessário o chaveamento entre modelos a partir do momento que é gerada uma trajetória desejada para cada ponto de interesse da estrutura do humanoide.

Dessa forma, o gerador de trajetórias proposto neste trabalho baseia-se no método geométrico com restrições, utilizado em (HUANG et al., 2001) e em (YANFEI; WEIBING; NA, 2009), porém, projetado para um robô antropomórfico espacial modelado a partir da base flutuante. Projetou-se uma trajetória para a GCoM e verificou-se a estabilidade a partir do critério ZMP 3D - isto é, considerando os deslocamentos do ZMP nos eixos x e y - para uma marcha quase-estática no espaço cartesiano.

5.1 PARÂMETROS

Antes da apresentação da metodologia de projeto do gerador de trajetórias no espaço para o RBA proposto neste trabalho, faz-se necessário a descrição de alguns parâmetros e notações:

- k é do número do passo e T_c seu período, ambos por perna. Um vez que o pé esteja totalmente apoiado no chão, T_p é o tempo no qual o seu calcanhar é levantado antes que o pé desencoste do chão. Tendo a fase de balanço da perna terminada com o apoio de seu calcanhar no chão, T_p também é o tempo gasto para que o pé se apoie totalmente no chão novamente.
- h_{gs} e h_{ge} são as alturas e q_{gs} e q_{ge} são as angulações da superfície onde ocorre o deslocamento à frente e atrás do dorso do robô, respectivamente, e q_b e q_f são os ângulos com os quais o robô retira e encosta o pé no chão, respectivamente.
- T_r é o tempo de duplo suporte, ou seja, tempo em que o robô fica com os dois pés totalmente apoiados no chão ao mesmo tempo. T_m é o tempo no qual o pé de balanço alcança a altura máxima Z_{\max} . D_s é o comprimento do passo e Z_{\min} é a mínima variação da altura da cintura do robô.

Neste trabalho, foi considerado que a marcha sempre se inicia com o perna direita sendo a de balanço e que o pé do passo k da perna

esquerda pára ao lado do pé do passo k da perna direita e, portanto, a cada nT_c segundos, para $n = 0, 2, 4, \dots, 2k$, o robô apresenta a posição com a qual iniciou o movimento. O esquema da marcha pode ser visualizado na figura 32, na qual PD e PE representam, respectivamente,

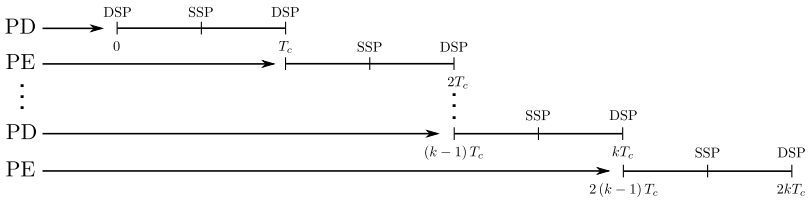


Figura 32 – Esquema da marcha projetada.

os pés direito e esquerdo.

Em relação a estabilidade da marcha dinâmica, utiliza-se o critério ZMP considerando sua posição em relação aos eixos x_0 e y_0 . Para a estabilidade estática, GCoM tem que estar dentro do polígono de suporte (KAJITA; YOKOI, 2009), então, em uma situação quase-estática, quanto mais próximo o ZMP estiver do GCoM, mais estável é o movimento.

Através do modelo 3D, constatou-se que o CoM do bípede é muito próximo de sua cintura: -10 mm , 0 mm e 4 mm em relação aos eixos x_c^0 , y_c^0 e z_c^0 , respectivamente. Então, as trajetórias determinadas para as componentes $GCoM_x$ e $GCoM_y$ foram utilizadas para caracterizar o movimento da cintura, isto é, o deslocamento de x_c e de y_c , respectivamente, com relação à Σ_0 .

Assim, de acordo com os parâmetros anteriormente mencionados, determinaram-se os pontos necessários para composição das trajetórias dos pés, das mãos e da cintura e, a partir da interpolação cúbica de terceira ordem, foram geradas curvas suaves para composição de trajetórias também suaves (HUANG et al., 2001) (YANFEI; WEIBING; NA, 2009) utilizando a função *spline* do *MatLab*[®]; a curva gerada pela função *spline* tem como características passar pelos pontos determinados, ser suave e ter a primeira e a segunda derivadas contínuas (HUANG et al., 2001).

Para determinação das trajetórias a seguir descritas, foram utilizados os parâmetros da tabela 7.

Tabela 7 – Parâmetros de configuração das trajetórias.

Parâmetro	Valor
k	4 passos
T_c	2,8 s
T_r	$0,2T_c$
T_p	$0,15T_c$
D_s	70 mm
Z_{\min}	-5 mm
Z_{\max}	10 mm
h_{gs}, h_{ge}	0 mm
q_b	$7,5^\circ$
q_f	$8,5^\circ$

5.2 TRAJETÓRIA DOS BRAÇOS

Durante a marcha de um RBA, os braços têm um papel passivo - não são utilizados para manipular objetos ou ferramentas e nem se apoiam em algum ponto qualquer do espaço - porque são utilizados apenas para a melhora do equilíbrio. Então, suas trajetórias foram determinadas considerando apenas o movimento de balanço tal como o andar humano. As trajetórias dos braços foram determinadas tendo como referencial os ombros, sem variação da posição das mãos em relação ao eixo y_s^c e, dado o movimento de balanço, com mesma variação da mão em relação ao eixo z_s^c tal como pode-se ver na figura 33.

Como o momento inserido na estrutura por um braço tem que ser cancelado pelo momento do outro braço (WESTERVELT et al., 2007), logo, as trajetórias das mãos no eixo x_s^c foram definidas de modo diametrialmente opostas, o que pode ser visto na figura 34.

Portanto, as trajetórias em x_s^c apresentam abertura mínima em kT_c e em $(k+2)T_c$ e máxima em $(k+1)T_c$. O movimento das mãos em relação ao eixo z_s^c possui valor mínimo em kT_c e em $(k+2)T_c$ e máximo em $(k+1)T_c$.

- Trajetória em z_s^c

$$z_m = \begin{cases} z_{\text{ini}} + z_{\text{min}}, & kT_c \\ z_{\text{ini}} + z_{\text{meio}}, & kT_c + T_m \\ z_{\text{ini}} + z_{\text{max}}, & (k+1)T_c \\ z_{\text{ini}} + z_{\text{meio}}, & (k+1)T_c + T_m \\ z_{\text{ini}} + z_{\text{min}}, & (k+2)T_c. \end{cases} \quad (5.1)$$

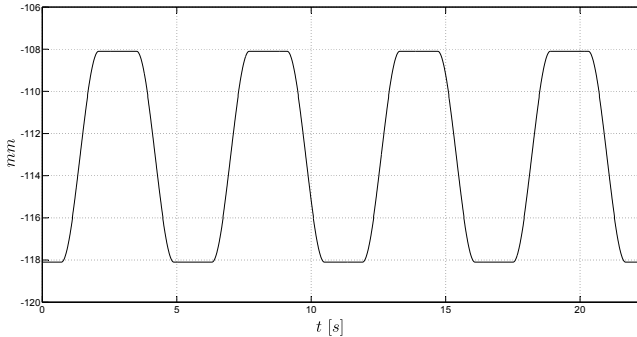


Figura 33 – Trajetória de z_{md} e z_{me} .

- Trajetória em x_s^c

$$x_m = \begin{cases} x_{\text{ini}} + x_{\text{min}}, & kT_c \\ x_{\text{ini}} + lx_{\text{meio}}, & kT_c + T_m \\ x_{\text{ini}} + lx_{\text{max}}, & (k+1)T_c \\ x_{\text{ini}} + lx_{\text{meio}}, & (k+1)T_c + T_m \\ x_{\text{ini}} + x_{\text{min}}, & (k+2)T_c, \end{cases} \quad (5.2)$$

na qual l assume o valor de -1 se o braço considerado é o direito e 1 se esquerdo.

5.3 TRAJETÓRIA DOS PÉS

Considera-se que o último passo de qualquer uma das pernas começa em kT_c e termina em $(k+1)T_c$. Em $kT_c + T_m$, o pé de balanço alcança sua altura máxima, Z_{max} , e percorre, horizontalmente,

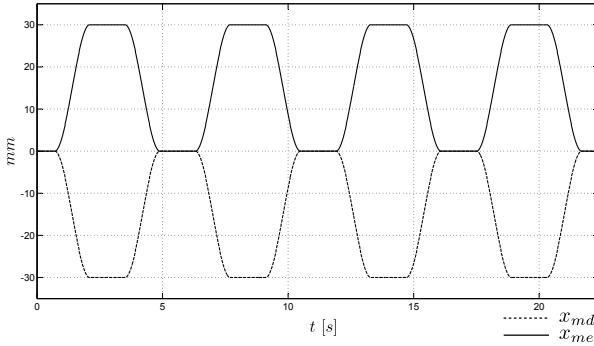


Figura 34 – Trajetória de x_{md} e x_{me} .

a distância $D_x = \frac{D_s}{2}$. Utilizando a abordagem por base flutuante, é determinada a permanência do pé de suporte na posição desejada enquanto a outra perna efetua o movimento ao invés do chaveamento entre modelos. Dessa forma, a diferença entre o projeto das trajetórias para as pernas se dá em um movimento espelhado, isto é, o movimento que a perna direita executa no intervalo $[kT_c, (k+1)T_c]$ é executado pela perna esquerda no intervalo $[(k+1)T_c, (k+2)T_c]$ e vice-versa.

Foi observado em simulações que quanto mais curtas as DSPs e as transições DSP-SSP e SSP-DSP forem, mais rápido o GCoM terá que se movimentar para se manter dentro do polígono de apoio. Diante desse comportamento do GCoM, verificou-se que nessas mesmas situações o ZMP se distanciava muito do GCoM e, inclusive, as vezes saindo do polígono de suporte (inexistência de ZMP) repetidas vezes durante a SSP (fase instável) por um intervalo de tempo que comprometeria a estabilidade do movimento do robô.

Dessa forma, para solucionar o problema identificado, foi determinado um parâmetro Δt , em função de T_c , a partir do qual o bípede se mantém parado na DSP para que o GCoM seja transferido de um pé de apoio a outro.

Quando o robô está com os pés lado a lado (DSP), Δt é o tempo no qual o GCoM é deslocado em y_0 até estar contido na área de apoio formada pelo pé esquerdo antes que o calcanhar do pé direito seja levantado. Da mesma forma, quando o robô está com o pé direito a frente do esquerdo, estando ambos totalmente apoiados no chão (DSP), Δt é o tempo em que o GCoM desloca-se diagonalmente para se posicionar na área de apoio formada pelo pé direito antes da perna esquerda iniciar seu movimento.

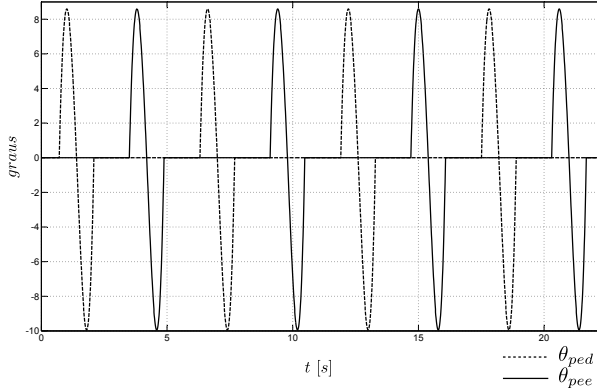


Figura 35 – Trajetória de θ_{ped} e θ_{pee} .

Para composição da trajetória de cada perna, três parâmetros são de interesse: o ângulo θ - rotação em relação ao eixo y_{pe}^c - formado entre a sola do pé e o plano x_0y_0 e os deslocamentos dos pés em relação aos eixos x_0 e y_0 . Portanto, o projeto das trajetórias dos pés é dividido em três procedimentos por perna, um para cada parâmetro. Como este trabalho aborda uma marcha longitudinal e retilínea no plano x_0y_0 , então, não há variação das posições em relação ao eixo y_0 e nem angular em relação aos eixos x_0 e z_0 dos pés.

A seguir pode-se ver as equações utilizadas para determinação dos pontos de interesse que compuseram as trajetórias dos pés. Nas figuras 35, 36 e 37, pode-se ver o resultado no tempo das trajetórias geradas.

- Ângulo entre o pé e a superfície na qual o robô se movimenta

$$\theta_{ped} = \begin{cases} q_{gs}, & kT_c \\ q_b, & kT_c + T_r + \Delta t + T_p \\ 0, & kT_c + T_m \\ -q_f, & (k+1)T_c - T_r - \Delta t - T_p \\ q_{ge}, & (k+1)T_c \\ q_{ge}, & (k+2)T_c \end{cases} \quad (5.3)$$

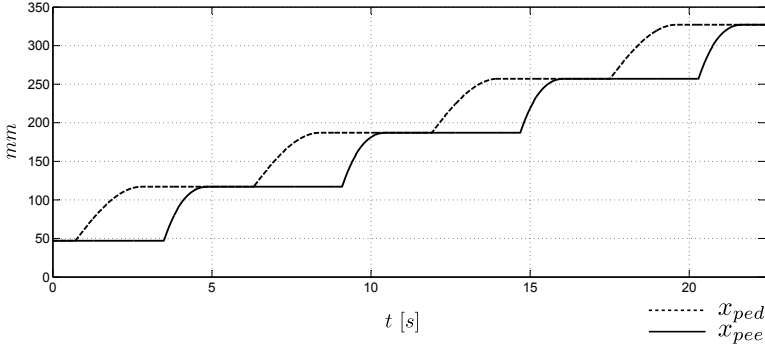


Figura 36 – Trajetória de x_{ped} e x_{pee} .

$$\theta_{pee} = \begin{cases} q_{gs}, & kT_c \\ q_b, & (k+1)T_c + T_r + \Delta t + T_p \\ 0, & (k+1)T_c + T_m \\ -q_f, & (k+2)T_c - T_r - \Delta t - T_p \\ q_{ge}, & (k+2)T_c - T_r - \Delta t \\ q_{ge}, & (k+2)T_c. \end{cases} \quad (5.4)$$

- Trajetória no eixo x_0

$$x_{ped} = \begin{cases} x_{ini} + (k-i)D_s, & kT_c \\ x_{ini} + (k-i)D_s + D_x, & kT_c + T_m \\ x_{ini} + (k+1-i)D_s, & (k+1)T_c \\ x_{ini} + (k+1-i)D_s, & (k+2)T_c \end{cases} \quad (5.5)$$

$$x_{pee} = \begin{cases} x_{ini} + (k-i)D_s, & kT_c \\ x_{ini} + (k+1-i)D_s + D_x, & kT_c + T_m \\ x_{ini} + (k+2-i)D_s, & (k+2-i)T_c - T_r - \Delta t \\ x_{ini} + (k+2-i)D_s, & (k+2)T_c. \end{cases} \quad (5.6)$$

nas quais i é um parâmetro de configuração do passo.

- Trajetória no eixo z_0

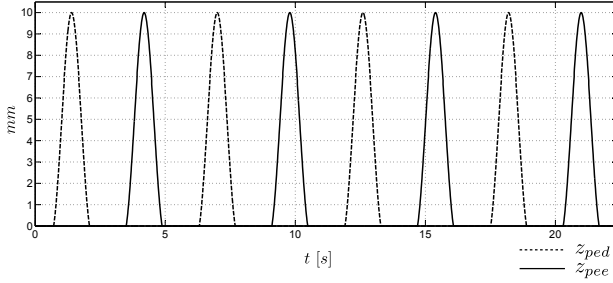


Figura 37 – Trajetória de z_{ped} e z_{pee} .

$$z_{ped} = \begin{cases} h_{gs}, & kT_c \\ F_{sen}(q_b), & kT_c + T_r + \Delta t + T_p \\ Z_{max}, & kT_c + T_m \\ E_{sen}(q_f), & (k+1)T_c - T_r - \Delta t - T_p \\ h_{ge}, & (k+1)T_c - T_r - \Delta t \\ h_{ge}, & (k+2) \end{cases} \quad (5.7)$$

$$z_{pee} = \begin{cases} h_{gs}, & kT_c \\ F_{sen}(q_b), & (k+1)T_c + T_r + \Delta t + T_p \\ Z_{max}, & (k+1)T_c + T_m \\ E_{sen}(q_f), & (k+2)T_c - T_r - \Delta t - T_p \\ h_{ge}, & (k+2)T_c - T_r - \Delta t \\ h_{ge}, & (k+2) \end{cases} \quad (5.8)$$

nas quais F e E (tabela 5) são as distâncias do tornozelo aos dedos e ao calcanhar, respectivamente.

5.4 TRAJETÓRIA DA CINTURA

Para a trajetória da cintura, determina-se primeiro a trajetória no eixo z_c^0 . As trajetórias nos demais eixos são geradas de forma que a marcha se adeque ao critério de estabilidade ZMP. Para isso, é projetada uma trajetória para o GCoM do RBA e esta determina a trajetória da cintura do robô nos eixos x_c^0 e y_c^0 . Como a trajetória no eixo z_c^0 não afeta de maneira expressiva a localização do ZMP (HUANG et al., 2001), então, a mesma pode ser gerada de forma independente.

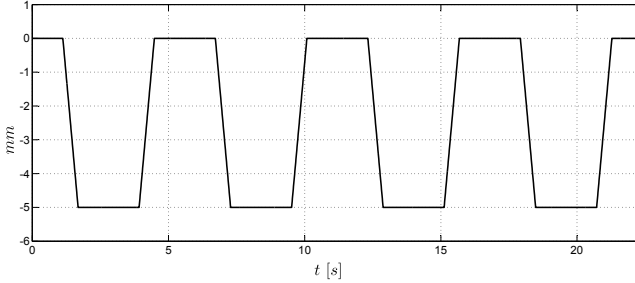


Figura 38 – Trajetória da cintura em relação ao eixo z_c .

No movimento de robôs como ASIMO (CHESTNUTT et al., 2005) e PHR-2 (KANEKO et al., 2004), é considerado como contante a trajetória no eixo z do CoM de seus respectivos robôs e, conseqüentemente, de suas cinturas. Entretanto, neste trabalho optou-se no projeto de uma trajetória de forma que a cintura permaneça dentro de uma faixa de valores. Dessa forma, em kT_c e em $(k+2)T_c$, quando os pés estão lado a lado, a altura da cintura é máxima e em $(k+1)T_c$ a altura é mínima.

Essa variação na altura da cintura se justifica por questões de limites físicos das pernas do robô, isto é, quanto mais baixa for a altura da cintura em $(k+1)T_c$, maior pode ser a distância entre os pés e, conseqüentemente, maior o passo será; outro ponto é possibilitar maior deslocamento lateral da cintura sem que as pernas fiquem em posição de singularidades. Na figura 38 pode-se ver a trajetória no tempo projetada pra cintura.

- Trajetória no eixo z_c^0

$$z = \begin{cases} z_{\max}, & kT_c \\ \frac{z_{\min}}{2}, & kT_c + T_m \\ z_{\min}, & (k+1)T_c - T_r - \Delta t - T_p \\ z_{\min}, & (k+1)T_c \\ \frac{z_{\min}}{2}, & (k+1)T_c + T_m \\ z_{\max}, & (k+2)T_c - T_r - \Delta t - T_p \\ z_{\max}, & (k+2)T_c. \end{cases} \quad (5.9)$$

5.5 TRAJETÓRIA DO GCOM

Para a estabilidade do caminhar do RBA, o critério utilizado é o ZMP. Pelo critério de estabilidade estática, a postura é estável a partir do momento que o GCoM estiver dentro do polígono de sustentação. Em uma situação de deslocamento dinâmico, é o ZMP que tem que estar dentro do polígono de sustentação para garantir a estabilidade do movimento. Dessa forma, em um movimento quase-estático, ambos os critérios podem ser utilizados para se concluir sobre a estabilidade e, por isso, quanto menor a distância entre o GCoM e o ZMP, mais estável é o deslocamento quase-estático.

Apesar da geração das trajetórias do GCoM nos eixos x_0 e y_0 não estarem acopladas diretamente ao posicionamento do ZMP, as mesmas não foram geradas de forma arbitrária. A trajetória é gerada e sua estabilidade é verificada através da diferença de posicionamento entre o GCoM e o ZMP e o posicionamento do último dentro do polígono de sustentação em relação aos eixos x_0 e y_0 .

Na marcha longitudinal e retilínea implementada neste trabalho, no primeiro passo por perna, por exemplo, o GCoM tem que se deslocar em x_0 a distância do passo dado. Entretanto, esse deslocamento não pode ser efetuado pelo simples deslocamento do espaço necessário no tempo dado em função dos limites impostos pela geometria do polígono de suporte tanto em relação ao eixo x_0 quando ao y_0 .

Determina-se que no intervalo $[kT_c, (k+2)T_c]$, os polígonos de sustentação assumem as formas tal como pode-se ver na figura 39. Na seção 5.3, foi apresentado o parâmetro Δt o qual representa o tempo em que o robô se mantém parado para que seu GCoM seja transferido entre os pés de suporte de modo a sempre estar contido nos polígonos de sustentação apresentados na mesma figura.

O movimento do bípede se inicia em kT_c e, nesse instante, o GCoM encontra-se entre ambos os pés. Em $kT_c + T_r + \Delta t$, o GCoM já deve estar posicionado abaixo do pé esquerdo (*pee*) para que o calcanhar do pé direito comece a ser levantado. Durante o fase de balanço da perna esquerda, o GCoM tem que possuir uma trajetória que o faça ficar dentro do polígono de suporte formado pela área de contato com o chão do pé esquerdo, logo, seus deslocamentos nas direções x_0 e y_0 têm que respeitar essa restrição.

Em $(k+1)T_c$, ambos os pés estão totalmente apoiados na superfície onde ocorre o deslocamento. O pé direito está à frente do pé esquerdo de modo que a distância em x_0 entre os dois tornozelos é o comprimento do passo considerado. A partir do término da fase de

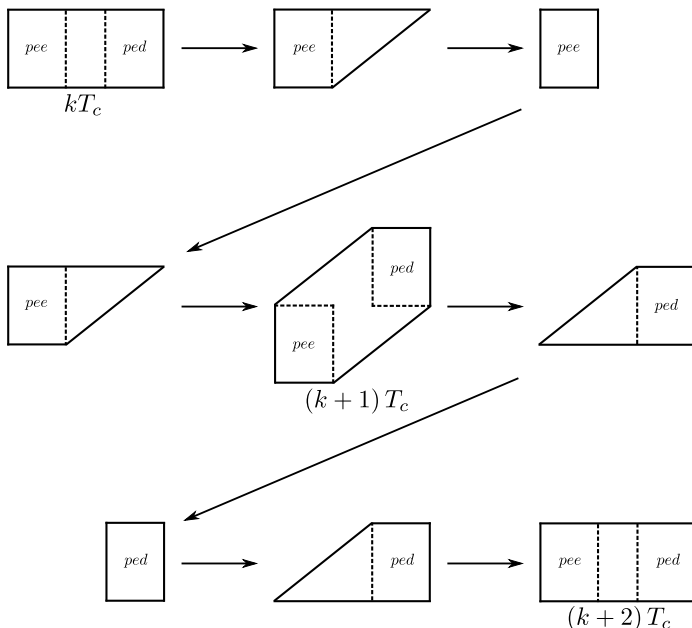


Figura 39 – Polígonos de sustentação no intervalo $[kT_c, (k+2)T_c]$.

balanço da perna direita, quando o calcanhar do respectivo pé é apoiado no chão, até $(k+1)T_c$, o CGoM tem que possuir um deslocamento diagonal no plano x_0y_0 de modo que em $(k+1)T_c$ ele esteja no ponto médio da diagonal entre os dois tornozelos.

Em $(k+1)T_c + T_r + \Delta t$, o GCoM já deve estar dentro do polígono de suporte formado pelo pé direito antes do calcanhar da perna esquerda comece a ser levantado. Nesse momento, o deslocamento em x_0 do GCoM não ocorre como descrito na situação anterior. A cada passo por perna o robô retorna a posição com a qual iniciou o movimento e esse fato insere mais uma restrição ao movimento do GCoM no eixo x_0 .

A posição do GCoM, em $(k+2)T_c$, não pode ultrapassar em x_0 a posição do tornozelo da perna direita e, por isso, a superfície de apoio no plano x_0y_0 para o posicionamento do GCoM é menor.

Com a determinação dos pontos de interesse da trajetória proposta para o GCoM no plano x_0y_0 , utilizou-se a interpolação cúbica de terceira ordem, da mesma forma que em (HUANG et al., 2001), para gerar uma trajetória contínua e suave para o GCoM de modo a contemplar os requisitos de projetos determinados. As trajetórias no tempo

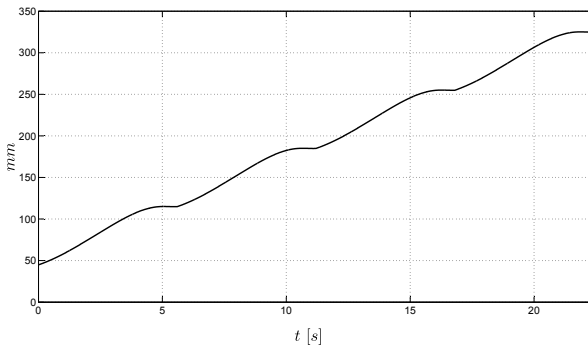


Figura 40 – Trajetória em x_0 do GCoM.

podem ser vistas nas figuras 40 e 41, as quais foram geradas a partir das equações a seguir.

- Trajetória no eixo x_0

$$GC_oM_x = \begin{cases} x_{ini} + (k - i) D_s, & kT_c \\ x_{ini} + (k - i) D_s + \frac{3F}{5}, & (k + 1)T_c - T_r - \Delta t \\ x_{ini} + (k + 1 - i) D_s - \frac{3E}{5}, & (k + 1)T_c - \Delta t \\ x_{ini} + (k + 1 - i) D_s, & (k + 2)T_c \end{cases} \quad (5.10)$$

- Trajetória no eixo y_0

$$GC_oM_y = \begin{cases} 0, & kT_c \\ S, & \frac{kT_c + [(k+1)T_c - \Delta t]}{2} \\ 0, & \frac{[(k+1)T_c] + [(k+1)T_c - \Delta t]}{2} \\ -S, & \frac{[(k+1)T_c] + [(k+2)T_c - \Delta t]}{2} \\ 0, & (k + 2)T_c - \Delta t \\ 0, & (k + 2)T_c \end{cases} \quad (5.11)$$

na qual S é o deslocamento na direção y do $GCoM$.

5.6 ANÁLISE DO GERADOR DE TRAJETÓRIAS PROPOSTO

O gerador de trajetórias proposto neste trabalho teve dois objetivos principais: gerar diferentes tipos de trajetórias e que as mesmas

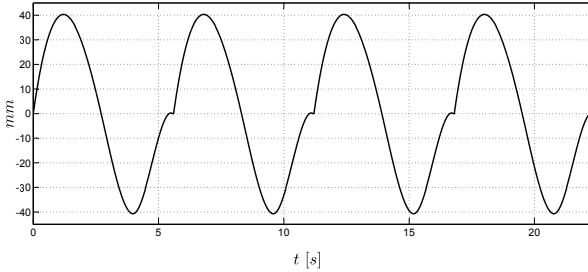


Figura 41 – Trajetória em y_0 do GCoM.

sejam estáveis segundo o critério ZMP considerando o posicionamento nos eixos x_0 e y_0 .

Em função do gerador de trajetória ser composto por parâmetros como tamanho do passo (D_s), altura do plano onde ocorre o deslocamento (h_{gs} e h_{ge}), ângulos com os quais o robô retira e apoia o pé de balanço no chão (q_b e q_f) e os demais parâmetros apresentados na tabela 7, o gerador é flexível ao ponto de gerar vários tipos de trajetórias e marchas para diversos tipos terrenos planos.

Como a posição e orientação dos pés são relativas as da cintura (Σ_c) e essas as do referencial inercial (Σ_0), então, é possível de se produzir trajetórias para, por exemplo, planos elevados (escadas) ou, mesmo, para planos inclinados - apesar da necessidade de ser ter uma abordagem diferente do critério de ZMP para determinação da estabilidade do movimento.

Em trabalhos como (HOONSUWAN et al., 2009), (CHEVALLEREAU; DJOUDI; GRIZZLE, 2008), (MOOSAVIAN; ALGHOONEH; TAKHMAR, 2007) e (ZHU et al., 2004), são apresentados diferentes métodos para geração de trajetórias estáveis pelo critério do ZMP para robôs humanoides, porém, apresentam apenas como resultado o posicionamento do ZMP no eixo x para determinação da marcha estável já que utilizam um modelo robô bípede planar. Por modelarem seus respectivos robôs por DH ou por uma abordagem puramente analítica, suas trajetórias utilizam da estrutura de chaveamento entre modelos já discutida neste trabalho.

(YANFEI; WEIBING; NA, 2009), além de usar DH para modelamento, também utiliza o método de geração de trajetória por restrições geométricas. Entretanto, o autor valida sua trajetória através do ADAMS *Software* sem apresentação de resultados em relação a alguma métrica para estabilidade da marcha do humanoide. Não deixa claro como valida sua trajetória a partir do momento que afirma que as simu-

lações utilizaram um modelo 3D de um humanoide, porém, determina sua trajetória como se o modelo fosse de um robô planar, isto é, sem consideração do deslocamento lateral de qualquer parte do robô.

Em contrapartida, este trabalho apresenta um método de geração de trajetória para robôs humanoides por restrições geométricas - com a inclusão dos braços na estrutura bípede (estrutura antropomórfica) - e sem utilização de uma estrutura de chaveamento entre modelos em função da base flutuante. Diferentemente de (YANFEI; WEIBING; NA, 2009), esta pesquisa conclui sobre a estabilidade da trajetória proposta levando em consideração as trajetórias nos eixos x e y do ZMP, isto é, uma abordagem 3D do ZMP.

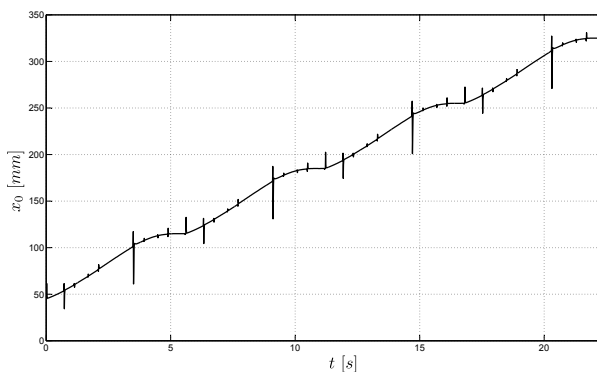


Figura 42 – Trajetória do ZMP no eixo x_0 .

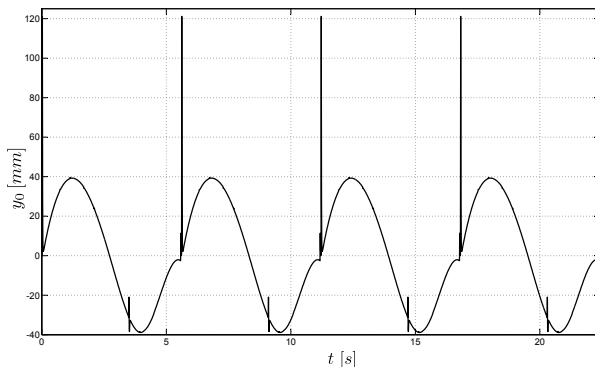


Figura 43 – Trajetória do ZMP no eixo y_0 .

Nas figuras 42 e 43, são apresentados as trajetórias no tempo do ZMP. De acordo com as figuras 40 e 41 (trajetórias em x_0 e y_0 do GCoM, respectivamente), pode-se ver que a trajetória do ZMP, apesar de alguns picos, acompanha da trajetória do GCoM. Entretanto, quando se observa diferença de posicionamento entre o ZMP e o GCoM (figuras 44 e 45), fora os picos que ultrapassa 40 mm em x_0 e -120 mm em y_0 , pode-se ver que a distância entre eles é aceitável para garantir uma marcha quase-estática estável.

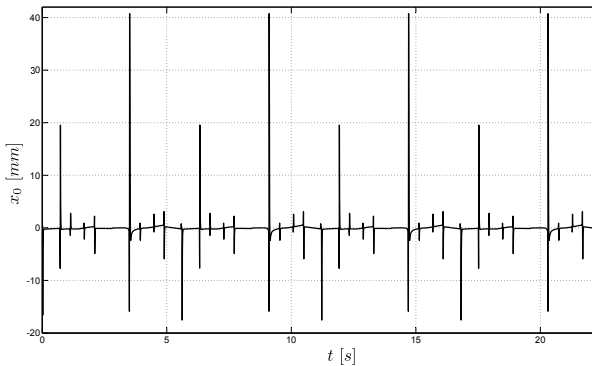


Figura 44 – Diferença de posicionamento entre o ZMP e o GCoM no eixo x_0 .

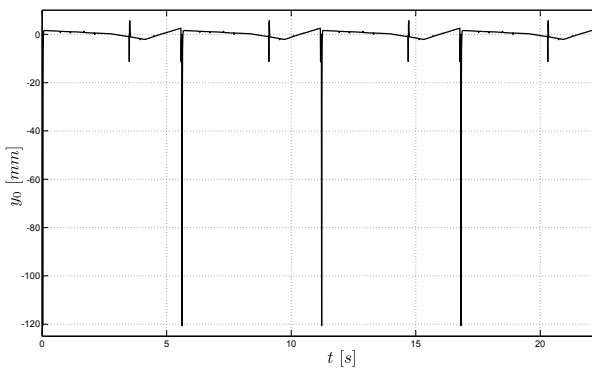


Figura 45 – Diferença de posicionamento entre o ZMP e o GCoM no eixo y_0 .

Para melhor compreensão dos efeitos dos picos observados nas

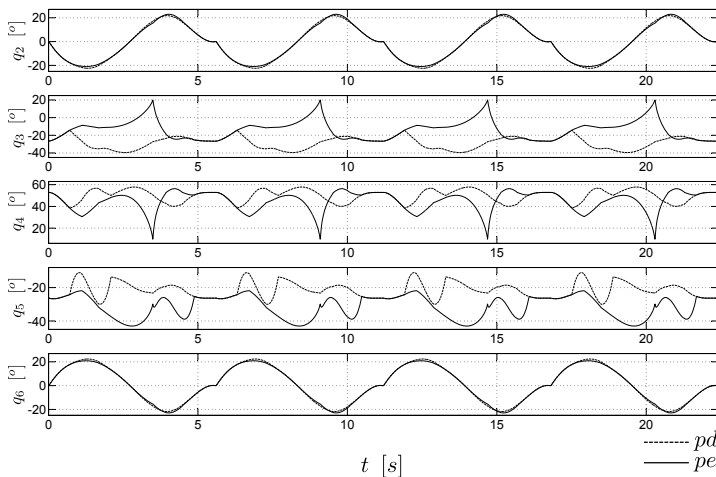


Figura 46 – Trajetórias das articulações das pernas.

figuras 44 e 45 no posicionamento do ZMP, sejam as figuras 47, 48 e 49, nas quais são apresentadas a trajetória do ZMP em relação aos polígonos de sustentação para cada intervalo considerado. Os polígonos das figuras supracitadas são considerado tal como na figura 39, porém, com uma diferença: o calcanhar do passo k do pé direito não é alinhado com a ponta do pé esquerdo.

Nas figuras 47, 48 e 49, pode-se ver que, fora em duas situações, o ZMP permanece dentro do polígono de sustentação considerado para cada intervalo de tempo. Os dois momentos em que o ZMP fica fora da área desejada podem ser vistos nas figuras 47a e 48c. Entretanto, pode-se ver, nas figuras 42 e 43, que o mau posicionamento do ZMP mostrado por ambas figuras se dá em um intervalo de tempo muito pequeno.

Utilizou-se o método de interpolação cúbica de terceira ordem para geração de trajetórias suaves nos espaços operacionais para cada cadeia cinemática considerada e para cintura, entretanto, ter trajetórias suaves no espaço operacional não garante trajetórias suaves nos espaços das juntas, pois essas são determinadas a partir dos cálculos da cinemática inversa. Dessa forma, tais picos observados nas figuras 47a e 48c são ocasionados por descontinuidades observadas nas trajetórias das juntas como pode ser visto nas figuras 44, 45 e 46.

O pico observado na figura 47a são ocasionados pelas descontinuidades das juntas q_2 e q_6 das pernas direita e esquerda, e acontecem no

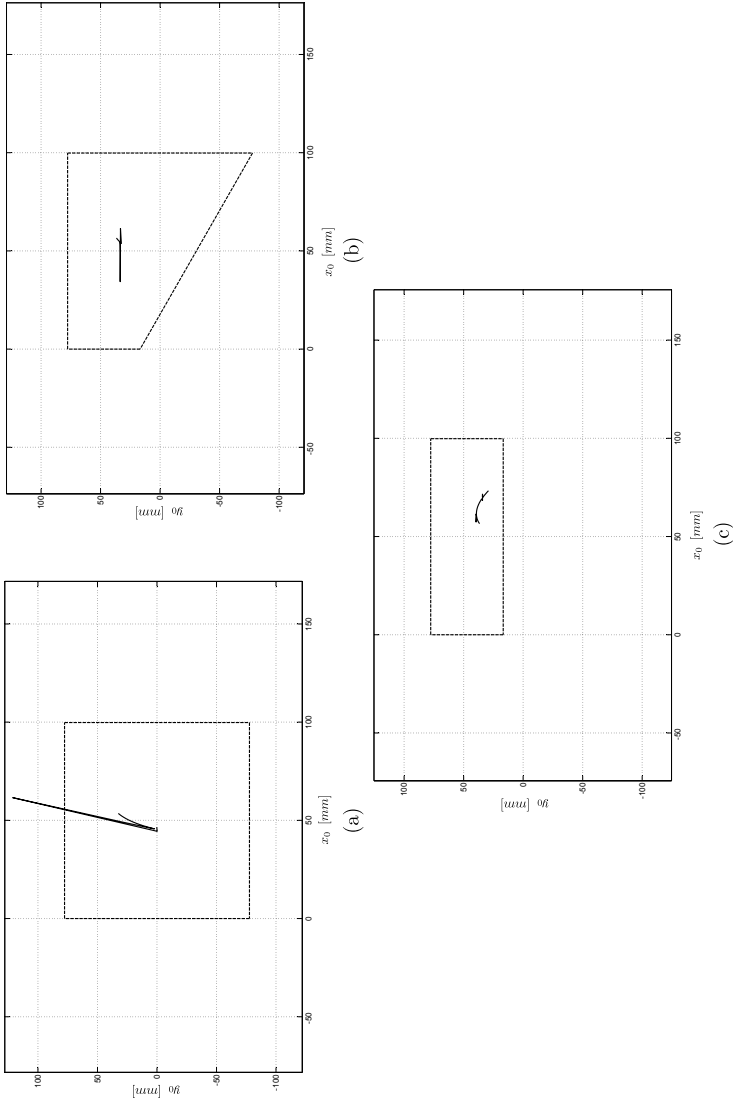


Figura 47 – Trajetória do ZMP e os polígonos de sustentação considerados no intervalo $[0; 1, 92]$: (a) no intervalo $[0; 0,71]$; (b) no intervalo $[0,71; 0,9]$; (c) no intervalo $[0,9; 1, 92]$.

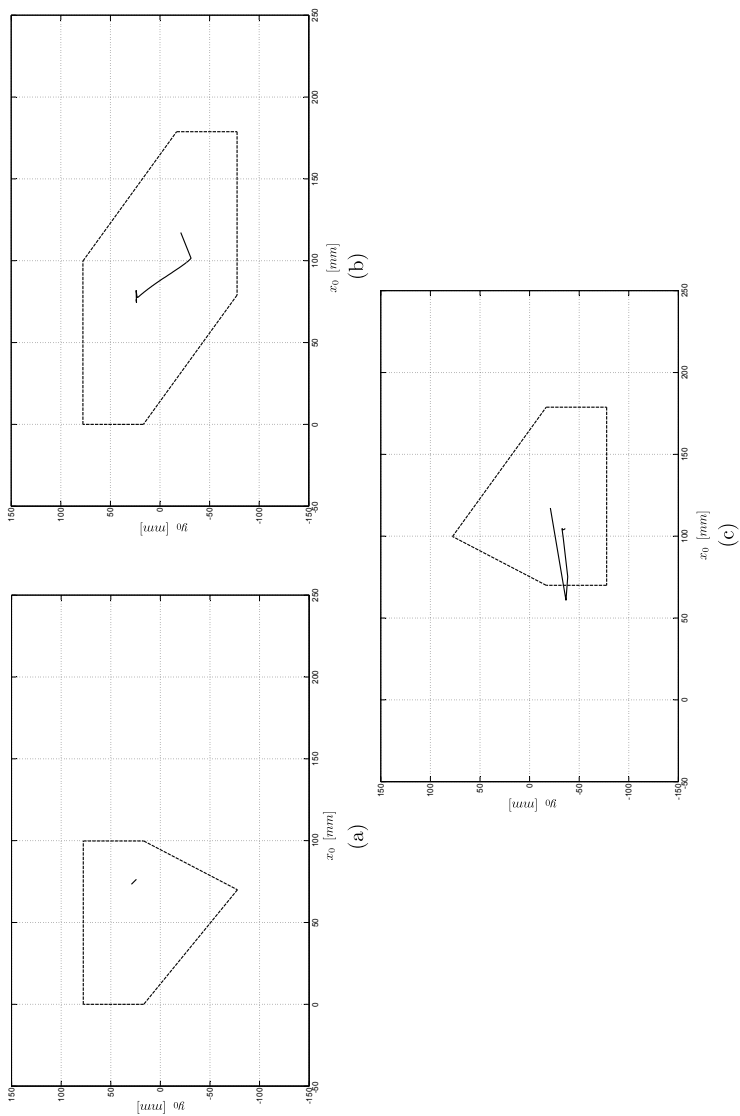


Figura 48 – Trajetória do ZMP e os polígonos de sustentação considerados no intervalo $[1, 92; 2, 09]$: (a) no intervalo $[2, 09; 3, 5]$; (b) no intervalo $[2, 09; 3, 5]$; (c) no intervalo $[3, 5; 3, 69]$.

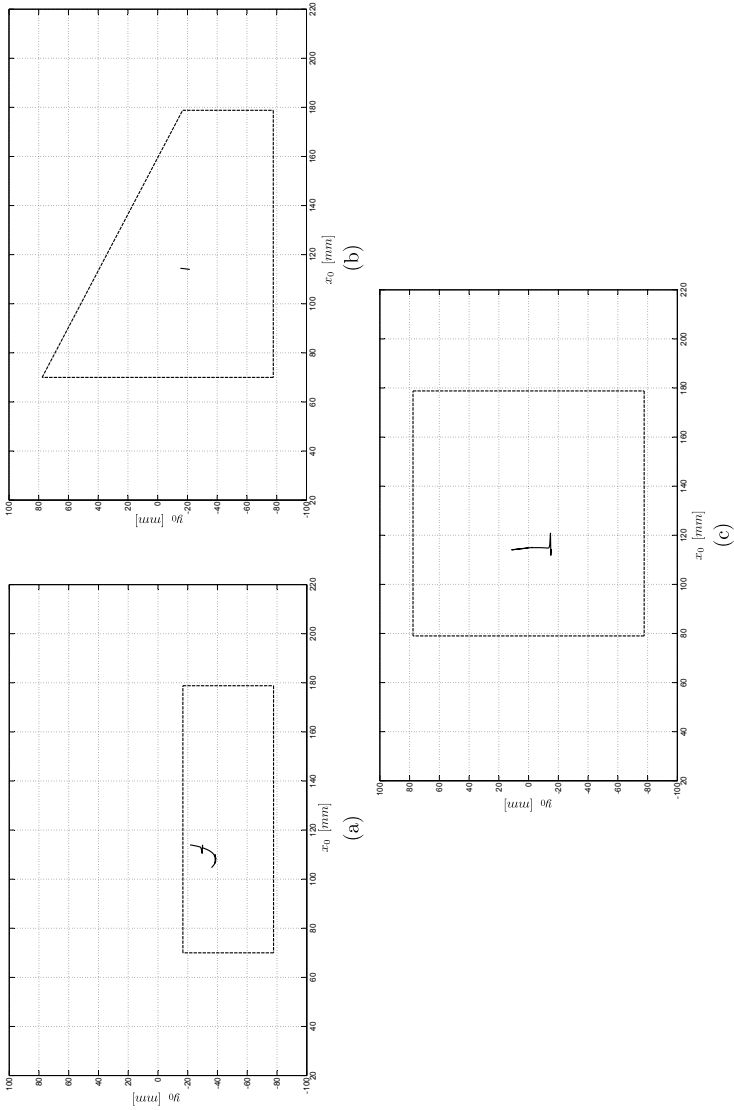


Figura 49 – Trajetória do ZMP e os polígonos de sustentação considerados no intervalo $[3, 69; 5, 6]$: (a) no intervalo $[3, 69; 4, 71]$; (b) no intervalo $[4, 71; 4, 88]$; (c) no intervalo $[4, 88; 5, 6]$.

momento em que a cintura se movimenta lateralmente para o posicionamento da GCoM dentro do polígono de sustentação formado pelo pé esquerdo antes de começar levantar o calcanhar do pé direito. Já o pico observado na figura 48c são ocasionado pelas descontinuidades das juntas q_3 e q_4 da perna esquerda quando a mesma passa ser a perna de balanço.

Segundo (VUKOBRATOVIC; BOROVAC, 2004) e (VUKOBRATOVIC; BOROVAC; SURDILOVIC, 2001), o mal posicionamento do ZMP dentro do polígono de sustentação ou mesmo fora dele (quando deixa de existir) por um instante de tempo pequeno não significa necessariamente que o robô perderá a estabilidade e cairá. O autor afirma que quando identificado tais situações, o robô deve parar sua trajetória, se posicionar em uma configuração na qual o ZMP esteja dentro do polígono de suporte para, então, continuar seu movimento. Ou seja, a queda do robô será certa se a condição de instabilidade não for corrigida.

Portanto, como o gerador de trajetórias proposto neste trabalho mantém o ZMP dentro do polígono de suporte, dado um pequeno intervalo de tempo que fica fora da área desejada, conclui-se que a trajetória apresentada neste trabalho, determinada através do método de limitações geométricas, é capaz de garantir a estabilidade da marcha quase-estática tendo como critério o ZMP em um contexto 3D, isto é, levando em consideração o posicionamento do ZMP nos eixos x_0 e y_0 .

5.7 CONCLUSÃO

Neste capítulo foi apresentado o procedimento de projeto do gerador de trajetórias quase-estáticas para robôs bípedes antropomórficos. Primeiro, determinou-se os parâmetros dos quais o gerador de trajetórias depende e, em seguida, a trajetória foi elaborada a partir do método geométrico com restrições. Pelo fato de um robô bípede antropomórfico possuir braços, pernas e tronco, então, de acordo com as restrições consideradas foram determinadas as trajetórias para todas as estruturas que compõem a estrutura bípede.

Como se modelou o RBA através do conceito da base flutuante, então, ao invés de se chavear entre modelos quando há troca do pé de suporte, é determinado a permanência do pé de suporte na posição desejada e imóvel enquanto o de balanço efetua o movimento.

Para a trajetória da cintura, determinou-se as trajetórias nos eixos x_0 e y_0 do GCoM de forma que o critério de estabilidade estática fosse contemplado, ou seja, definindo-se as restrições do GCoM durante

a trajetória. Além do GCoM ter que percorrer as distâncias necessárias em uma marcha retilínea, foi determinado que o mesmo nunca esteja fora do polígono convexo de apoio. Dessa forma, as restrições de projeto da trajetória do GCoM baseiam-se no acompanhamento da marcha de forma que sua trajetória seja limitada pelos polígonos de sustentação considerados.

Por fim, verificou-se a estabilidade da marcha quase-estática através do cálculo do ZMP. Pôde-se ver nos gráficos apresentados que, fora dois momentos, o ZMP sempre se mantém dentro do polígono de suporte. Como o ZMP retorna rapidamente ao polígono de sustentação, então, concluiu-se que a marcha quase-estática gerada é estável segundo o critério do ZMP.

Adicionalmente, o gerador de trajetórias quase-estáticas desenvolvido é composto pelos parâmetros apresentados na tabela 7 e, portanto, com suas variações é possíveis a geração de trajetórias quase-estáticas diferentes e em diferentes terrenos planos.

6 CONCLUSÃO

Este trabalho teve como objetivos a modelagem espacial e a análise do robô humanoide Bioloid Tipo A com a utilização do conceito base flutuante, bem como o desenvolvimento de um gerador de trajetórias quase-estáticas estáveis segundo o critério do ZMP 3D. As trajetórias são geradas pelo método geométrico com restrições a partir da localização da projeção do centro de massa (GCoM) do robô de acordo com o critério de estabilidade estática.

Foram abordadas as ferramentas necessárias para modelagem espacial de bípedes antropomórficos e apresentado um método diferente da parametrização de Denavit-Hertenberg (DH) para modelagem da estrutura robótica com a utilização do conceito de base flutuante. Mostrou-se que a utilização da base flutuante torna desnecessário se ter dois modelos para a representação espacial de um único mecanismo bípede. O mesmo não pode ser afirmado para a abordagem por DH porque necessita que o sistema referencial inercial seja alocado no pé de apoio do robô.

A utilização do conceito de base flutuante possui, basicamente, três características que justificam sua melhor aplicabilidade para modelagem espacial em relação a parametrização de DH para robôs bípedes e bípedes antropomórficos: não utiliza nenhuma estrutura de chaveamento entre modelos para representação espacial de um único sistema mecânico; a possibilidade do robô poder ter quaisquer orientação e posição em relação ao referencial inercial considerado; e um certo grau de simplificação das equações dos pontos de interesse porque com a utilização da parametrização de DH, considerando um bípede de seis graus de liberdade em cada perna, tem-se doze juntas entre o pé de suporte e o pé de balanço.

Foi apresentado a interpretação física do ZMP e de porque se pode concluir da estabilidade da marcha dinâmica de um robô bípede através dele. Com o apoio dos trabalhos de Vukobratovic, criador do conceito, e de outros autores citados nesta trabalho, o conceito do ZMP foi explicado detalhadamente bem como foi desenvolvido o equacionamento necessário para determinação do mesmo para uma estrutura bípede.

Para o desenvolvimento dos experimentos em simulação, o robô Bioloid Tipo A foi apresentado e seu modelo 3D desenvolvido para se obter os parâmetros necessários para o desenvolvimento deste trabalho. Como todas as peças que compõe o robô foram medidas com

um paquímetro de precisão e também foram pesadas, então, através de uma ferramenta CAD, foi possível as determinações das massas das estruturas que compõem o robô, as localizações de suas juntas e de seus centros de massa e também a determinação dos valores das inércias de cada estrutura. Foi também apresentado o método para determinação do modelo cinemático do robô.

Para o projeto da trajetória proposto, foi utilizado o método geométrico com restrição. Tal método é intuitivo a partir do momento que é projetada uma trajetória desejada para cada ponto de interesse da estrutura antropomórfica com restrições definidas no projeto. Por ser uma estrutura antropomórfica, então, a mesma é composta por pernas, braços e tronco, os quais foram considerados no projeto. No projeto da trajetória do GCoM, as restrições consideradas se baseiam na condição de estabilidade estática a qual garante a estabilidade postural a partir do momento que o GCoM permaneça dentro do polígono convexo de apoio.

A estabilidade segundo o critério ZMP é verificada mostrando que o a trajetória quase-estática proposta é estável segundo o critério do ZMP 3D, isto é, considerando seu posicionamento no plano onde o bípede se desloca. A utilização do parâmetro Δt garantiu a permanência do ZMP dentro do polígono de suporte na DSP enquanto o GCoM é transferido de um pé de apoio a outro.

Há dois momentos em que o ZMP sai momentaneamente do polígono de suporte. Entretanto, Vukobratovic afirma em seus trabalhos que esse tipo de situação não significa que o bípede cairá necessariamente e, sim, se a situação não for corrigida. Então, como o ZMP sai e volta rapidamente para a área desejada, conclui-se que a trajetória quase-estática gerada é estável segundo o critério do ZMP 3D, isto é, considerando o posicionamento do ZMP nos eixos x_0 e y_0 .

A principal contribuição deste trabalho foi o desenvolvimento de um gerador de trajetórias quase-estáticas estáveis no espaço, com validação de suas estabilidades pelo critério do ZMP 3D via simulação. O gerador de trajetória proposto é flexível ao ponto de possibilitar a geração de diferentes trajetórias pela alteração de um ou mais parâmetros descritos na tabela 7.

Outra contribuição contida neste trabalho é a utilização do método geométrico com restrição para geração da trajetória para um modelo de um robô bípede antropomórfico espacial modelado a partir do conceito de base flutuante, ou seja, sem a necessidade de chaveamento entre modelos: ao invés de chavear o modelo na troca de apoio, é determinada a permanência imóvel do pé de suporte na posição desejada.

O modelo 3D do Bioloid Tipo A é mais uma contribuição deste trabalho, pois possibilitou fazer o levantamento dos parâmetros necessários para a modelagem espacial do bípede, bem como para o desenvolvimento do gerador de trajetória proposto. Adicionalmente, como todas as peças que compõem o bípede foram modeladas e pesadas individualmente, caso se queira trabalhar futuramente com outros tipos de robôs possíveis de serem montados a partir das peças que compõem o Bioloid Tipo A, utilizando a ferramenta CAD, seus modelos 3D podem ser criados e, a partir deles, seus parâmetros determinados.

6.1 PERSPECTIVA DE TRABALHOS FUTUROS

Os resultados obtidos neste trabalho permitem sua continuidade em outras pesquisas como:

1. Averiguação em como suavizar as trajetórias no espaço das juntas para diminuir as descontinuidades observadas.
2. Estudo dos métodos e das bibliotecas envolvidas para programação em C do Bioloid Tipo A.
 - Estudo sobre protocolo de comunicação serial entre os servos.
 - Aplicação do método desenvolvido no robô Bioloid.
3. Utilização do método desenvolvido em outras estruturas de robôs com pernas (quadrúpedes e hexápodos).
4. Investigar propriedades da matriz antissimétrica para modelamento dinâmico de robôs bípedes antropomórficos.
 - Projeto de controladores.
5. Modelamento cinemático e cinemático diferencial pelo método de helicóides.
 - Inclusão de cadeias virtuais para geração de trajetórias.
 - Utilização de técnicas de robótica cooperativa.
 - Estudos em estática.
 - Modelamento dinâmico.
6. Projeto de geradores de trajetórias com compensação *on-line* de GCoM e ZMP.

7. Projeto de experimentos de laboratório em nível de graduação e pós-graduação para ensino e pesquisa.
8. Projetos de geradores de trajetórias para diversas tarefas espaciais.
9. Inclusão de trajetórias para realização de tarefas pelos braços (ex.: carregamento de materiais) durante a marcha.
10. Modelamento do ZMP para planos inclinados e/ou com utilização ativa dos braços.

6.2 PUBLICAÇÃO

Toscano, G. S., Simas, H. and Castelan, E. B. *Modelagem de um Gerador de Trajetória Retilínea no Espaço Cartesiano para Robô Antropomórfico Espacial*. X Simpósio Brasileiro de Automação Inteligente, 2011.

REFERÊNCIAS

- BROCKETT, R. Robotic manipulators and the product of exponentials formula. In: *Mathematical Theory of Networks and Systems*. Cambridge, Massachusetts: Springer, 1984.
- CABALLERO, R.; ARMADA, M. Dynamic state feedback for zero moment point biped robot stabilization. IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, 2007.
- CACCAVALE, F.; SICILIANO, B. Kinematic control of redundant free-floating robotic systems. *Advanced robotics*, VSP/Brill, 2001.
- CHESTNUTT, J. et al. Footstep planning for the honda asimo humanoid. Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation - ICRA, 2005.
- CHEVALLEREAU, C.; DJOUDI, D.; GRIZZLE, J. Stable bipedal walking with foot rotation through direct regulation of the zero moment point. *IEEE Transactions on Robotics*, 2008.
- CLAUSER, C. *Weight, volume, and center of mass of segments of the human body*. [S.l.], 1969.
- CRAIG, J. *Introduction to robotics: mechanics and control*. New York: Addison-Wesley New York;, 1989.
- DAU, H.; CHEW, C.-M.; POO, A.-N. Proposal of augmented linear inverted pendulum model for bipedal gait planning. IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems - IROS, 2010.
- DEKKER, M. *Zero-Moment Point Method for Stable Biped Walking*. Eindhoven, 2009.
- DOUAT, L. R. *Estabilização do caminhar de um robô bípede de 5 elos com compensação do movimento dorsal*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Santa Catarina - Departamento de Engenharia de Automação e Sistemas - Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Automação e Sistemas, 2008.
- DUBOWSKY, S.; PAPADOPOULOS, E. The kinematics, dynamics, and control of free-flying and free-floating space robotic systems. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 1993.

DUFFY, B. R. Anthropomorphism and the social robot. *Robotics and Autonomous Systems*, 2003.

ELFTMAN, H. The measurement of the external force in walking. *Science*, American Association for the Advancement of Science, 1938.

FERREIRA, J. P.; CRISOSTOMO, M.; COIMBRA, A. P. Neuro-fuzzy zmp control of a biped robot. 6th WSEAS International Conference on Simulation, Modelling and Optimization, 2006.

GOSWAMI, A. Postural stability of biped robots and the foot-rotation indicator (fri) point. *The International Journal of Robotics Research*, 1999.

GOSWAMI, A. Kinematic and dynamic analogies between planar biped robots and the reaction mass pendulum (rmp) model. 8th IEEE-RAS International Conference on Humanoid Robots, 2008.

Hitec Robotics. *Robonova-I Overview*. 2006. <http://www.robonova.de/store/product.php?productid=16136&cat=248&page=1>. [Online; acessado em 07/08/2011].

HOONSUWAN, P. et al. Designing a stable humanoid robot trajectory using a real human motion. 6th International Conference on Electrical Engineering/Electronics, Computer, Telecommunications and Information Technology - ECTI-CON, 2009.

HUANG, P.; XU, Y.; LIANG, B. Balance control of multi-arm free-floating space robots during capture operation. IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics - ROBIO, 2005.

HUANG, Q. et al. Planning walking patterns for a biped robot. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 2001.

ISHIDA, T.; KUROKI, Y.; YAMAGUCHI, J. Mechanical system of a small biped entertainment robot. IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems - IROS, 2003.

KAJITA, S. et al. Biped walking pattern generation by using preview control of zero-moment point. IEEE International Conference on Robotics and Automation - ICRA, 2003.

KAJITA, S.; YOKOI, K. *Introduction à la commande des robots humanoïdes: de la modélisation à la génération du mouvement*. Paris: Springer, 2009.

- KANEKO, K. et al. Humanoid robot hrp-2. IEEE International Conference on Robotics and Automation - ICRA, 2004.
- LIM, H.-O.; ISHII, A.; TAKANISHI, A. Emotion-based biped walking. *Robotica*, 2004.
- LIU, J.; VELOSO, M. Online zmp sampling search for biped walking planning. IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems - IROS, 2008.
- MISTRY, M.; BUCHLI, J.; SCHAAL, S. Inverse dynamics control of floating base systems using orthogonal decomposition. IEEE International Conference on Robotics and Automation - ICRA, 2010.
- MISTRY, M. et al. Inverse kinematics with floating base and constraints for full body humanoid robot control. 8th IEEE-RAS International Conference on Humanoid Robots, 2008.
- MOOSAVIAN, S.; ALGHOONEH, M.; TAKHMAR, A. Modified transpose jacobian control of a biped robot. 7th IEEE-RAS International Conference on Humanoid Robots, 2007.
- MU, X.; WU, Q. A complete dynamic model of five-link bipedal walking. Proceedings of the American Control Conference, 2003.
- MU, X.; WU, Q. Dynamic modeling and sliding mode control of a five-link biped during the double support phase. Proceedings of the American Control Conference, 2004.
- MURRAY, R. M.; LI, Z.; SASTRY, S. S. *A Mathematical Introduction to Robotics Manipulation*. Boca Raton, FL: CRC Press, 1994.
- PAPADOPOULOS, E.; DUBOWSKY, S. On the nature of control algorithms for free-floating space manipulators. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 1991.
- POPOVIC, M.; GOSWAMI, A.; HERR, H. Ground reference points in legged locomotion: Definitions, biological trajectories and control implications. *The International Journal of Robotics Research*, SAGE Publications, 2005.
- RAIBERT, M.; TZAFESTAS, S.; TZAFESTAS, C. Comparative simulation study of three control techniques applied to a biped robot. International Conference on Systems Engineering in the Service of Humans, 1993.

- ROBOTIS. *Bioloid Premium Kit Overview*. 2009. http://www.robotis.com/xe/bioloid_en. [Online; acessado em 07/08/2011].
- ROSTAMI, M.; BESSONNET, G. Sagittal gait of a biped robot during the single support phase. part 2: optimal motion. *Robotica*, 2001.
- SARDAIN, P.; BESSONNET, G. Forces acting on a biped robot. center of pressure-zero moment point. *IEEE Transactions on Systems, Man and Cybernetics - Part A: Systems and Humans*, 2004.
- SENTIS, L. *Synthesis and control of whole-body behaviors in humanoid systems*. Tese (Doutorado), Stanford, CA, USA, 2007.
- SICILIANO, B. et al. *Robotics Modelling, Planning and Control*. London: Springer, 2009.
- UMETANI, Y.; YOSHIDA, K. Resolved motion rate control of space manipulators with generalized jacobian matrix. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 1989.
- VUKOBRATOVIC, M.; BOROvac, B. Zero-moment point - thirty five years of its life. *International Journal of Humanoid Robotics*, Citeseer, 2004.
- VUKOBRATOVIC, M.; BOROvac, B.; POTKONJAK, V. Zmp: A review of some basic misunderstandings. *International Journal of Humanoid Robotics*, World Scientific, 2006.
- VUKOBRATOVIC, M.; BOROvac, B.; SURDILOVIC, D. Zero-moment point - proper interpretation and new applications. *IEEE-RAS International Conference on Humanoid Robots*, 2001.
- VUKOBRATOVIC, M.; JURICIC, D. Contribution to the synthesis of biped gait. *Biomedical Engineering, IEEE Transactions on*, 1969.
- VUKOBRATOVIC, M.; STEPANENKO, Y. On the stability of anthropomorphic systems. *Mathematical Biosciences*, 1972.
- WESTERVELT, E. et al. *Feedback control of dynamic bipedal robot locomotion*. Tokyo: CRC Press, 2007.
- YANFEI, W.; WEIBING, Z.; NA, L. Gait planning and simulation of robonova-1 robot. Second International Conference on Intelligent Computation Technology and Automation - ICICTA, 2009.

ZADEH, S. J. et al. A review and analysis of the trajectory gait generation for humanoid robot using inverse kinematic. 3rd International Conference on Electronics Computer Technology - ICECT, 2011.

ZHU, C. et al. Biped walking with variable zmp, frictional constraint, and inverted pendulum model. IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics - ROBIO, 2004.

ZMP Inc. *NUVO Overview*. 2005. http://nuvo.jp/nuvo_home_e.html. [Online; acessado em 07/08/2011].