

MODELAGEM DINÂMICA NÃO-LINEAR DO GUINDASTE TRELIÇADO OFFSHORE UTILIZANDO A CONVENÇÃO DE DENAVIT-HARTENBERG

Bruno Henrique Miranda Galhardo, bruno.galhardo@petrobras.com.br¹

Luiz Paulo Gomes Ribeiro, ribeiro@ime.eb.br¹

¹Instituto Militar de Engenharia, Laboratório de Robótica Industrial e de Defesa - IDR-LAB - Praça Gen. Tibúrcio, 80 - Urca, Rio de Janeiro - RJ, 22290-270

Resumo: A extração de petróleo em alto mar utiliza plataformas conhecidas como Unidades Estacionárias de Produção (UEP). Para o seu funcionamento existe uma demanda constante de abastecimento de suprimentos que utiliza o guindaste offshore para o transporte de containers que chegam por navios. A operação destes guindastes é complexa e altamente dependente da experiência do operador do equipamento, o guindasteiro. Assim sendo, a formação deste profissional demanda qualificação e traz consigo alto risco associado, principalmente nas fases iniciais do treinamento, o que encontra campo para utilização de simuladores. Este artigo faz parte da segunda fase da PD&I de um simulador nacional de auxílio ao treinamento e operação do guindaste offshore, denominado OCOTS (Offshore Crane Operator Training System) e apresenta a modelagem dinâmica não-linear utilizando a formulação Lagrangeana, considerando a modelagem cinemática do guindaste offshore valendo-se da convenção de Denavit-Hartenberg, usualmente aplicada em manipuladores robótico.

Palavras-chave: guindaste offshore, dinâmica não-linear, Lagrangeano, robótica, OCOTS

1. INTRODUÇÃO

Os guindastes offshore são fundamentais para o pleno funcionamento das UEP (Unidades Estacionárias de Produção), pois são responsáveis por içar todos os materiais, ferramentas, consumíveis e alimentos, que geralmente estão acondicionados em containers, entre a plataforma (UEP) e o mundo exterior (barco de apoio). Atualmente a sua operação é muito dependente da destreza do guindasteiro, que comanda o movimento via pares de joysticks, que acionam os atuadores de cada junta. A distância da cabine ao gancho de içamento é relativamente grande para a visão humana, o que demanda uma equipe auxiliar, homens de área e sinaleiro, com apoio de rádio comunicação e sinais padronizados estabelecidos em normas (ASME-B30.5, 2004) (NBR-11436, 1988), de modo a auxiliar o guindasteiro na operação do equipamento. Fatores externos agravam a complexidade da operação, tais como as oscilações das ondas do mar sobre a UEP, que influenciam o movimento pendular da carga em içamento, que restringe a operação à ocorrência de ondas acima de 4 metros de altura.

Por se tratar de equipamento estratégico de alta complexidade de operação, muitas pesquisas estão em desenvolvimento para tentar automatizar, mesmo que parcialmente, esta operação, que demandam conceitos multidisciplinares para a sua viabilização.

Em Fliess *et al.* (1991), Tuan (2016) e Yu *et al.* (1995) são apresentados a modelagem da dinâmica e do controle de um guindaste simplificado em 2D, sendo que em Fliess *et al.* (1991) utiliza controle linear, em que a dinâmica é desenvolvida pela Lei de Newton com restrições, enquanto que em Tuan (2016) e Yu *et al.* (1995) são incluídas não-linearidades com modelo dinâmico obtido a partir da formulação Lagrangeana.

Em Tuan and Lee (2013), o guindaste em 2D é modelado utilizando um pêndulo duplo para representar a ligação com a linga entre o gancho e a carga, o modelo utilizado é totalmente não-linear e a teoria de Lyapunov é aplicado para verificar a estabilidade das equações, conforme Slotine and Li (1991).

Em Sakawa *et al.* (1981), McKenna and Leithead (2007) e Le *et al.* (2013) são abordados modelos em 3D, sendo que Sakawa *et al.* (1981) utilizam otimização, enquanto McKenna and Leithead (2007) incluem o movimento de oscilação da plataforma. A modelagem dinâmica proposta nestes três artigos utiliza a formulação Lagrangeana. Destaque para McKenna and Leithead (2007), que utilizam o conceito de matriz de rotação, pouco abordado nas demais referências sobre guindaste.

Bak *et al.* (2011) apresentam a modelagem do guindaste articulado, movimento planar (duas juntas com eixos paralelos de revolução), sem modelar o cabo de aço, levando em consideração somente atuadores lineares, cilindros hidráulicos, tanto para o movimento da lança principal quanto da lança articulada. O modelo é linearizado e analisa um movimento de ferramenta linear vertical, com distúrbios do movimento de ondas. É projetado um controlador com boa performance e robustez, mas com tempo de reação não satisfatório, quando comparado a outros métodos de controle.

Já em Sanfilippo *et al.* (2016) é apresentado o guindaste articulado sem a modelagem do cabo de aço, mas utilizando a

convenção de Denavit-Hartenberg (DH), onde o objetivo é aperfeiçoar o simulador OSC (Offshore Simulator Centre AS), que dispõe de um cenário realístico para operação em ambiente de RV (Realidade Virtual), tornando-o mais flexível por meio da utilização do protocolo de comunicação *Google Protocol Buffers*.

As pesquisas citadas objetivam aumentar a segurança e a confiabilidade de içamento, seja contribuindo no processo de treinamento do guindasteiro seja buscando automatizar o processo, resultando, em última análise, num aumento da produtividade.

Alinhado com os objetivos supracitados, este artigo apresenta os resultados preliminares da modelagem da dinâmica do guindaste treliçado utilizado na plataforma P-48 da Petrobras, porém valendo-se da convenção de DH para a modelagem usando de analogia a um robô serial. Consiste na segunda fase da PD&I do simulador de operação do guindaste treliçado offshore (OCOTS - Offshore Crane Operator Training System). A modelagem dinâmica é desenvolvida na Sec. 2, utilizando os conceitos das matrizes Jacoboniano, Inércia, centrífuga e Coriolis, enquanto na Sec. 3, é realizado um estudo de caso com as condições de funcionamento de um equipamento real e finalmente na Sec. 4, a conclusão e os trabalhos futuros são ilustrados.

2. MODELAGEM DINÂMICA

Na primeira fase de PD&I do OCOTS, Galhardo and Ribeiro (2017) apresentam a modelagem em CAD 3D do ambiente de RV, tendo sido implementados: a plataforma do tipo FPSO (*floating production storage and offloading*), os guindastes articulado e treliçado; integrados aos componentes auxiliares de cenários, como barco de apoio e os contêineres, como pode ser visto na Fig. 1.

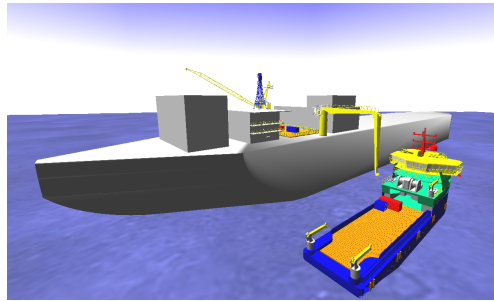
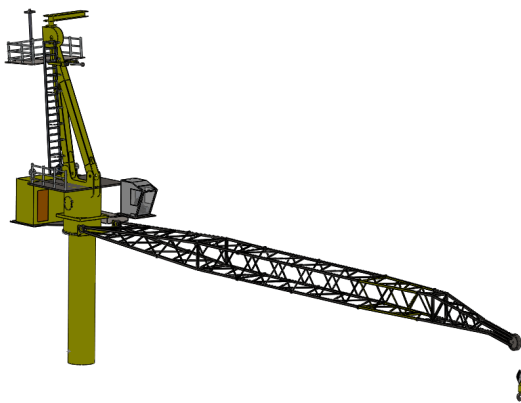
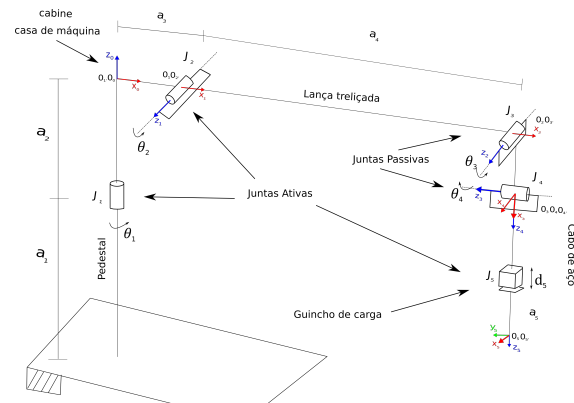


Figura 1: Ambiente de Realidade Virtual de Galhardo and Ribeiro (2017)

A fase atual apresentada neste artigo, consiste na modelagem do guindaste treliçado, apresentado na Fig. 2(a), analisado como um manipulador robótico de cadeia serial aberta, com corpos rígidos unidos por juntas de 1 grau de liberdade (DOF – Degree of Freedom).



(a) Em CAD 3D



(b) Esquemático

Figura 2: Modelagem do Guindaste Treliçado

Nos manipuladores robóticos industriais, as juntas possuem atuadores, diferentemente do guindaste treliçado em foco, que possui três DOF ativos (com atuadores) e dois DOF passivos (movimentação livre) de modo a representar o movimento pendular esférico do conjunto cabo/gancho. Analisando a cadeia cinemática do equipamento que é composta por uma junta de revolução J_1 em torno do eixo z_0 , permitindo o movimento do rolamento de giro interligando o pedestal ao guindaste, mais especificamente ao conjunto cabine, casa de máquinas e cavalete, que por sua vez liga-se a lança pela junta de revolução J_2 em torno do eixo z_1 , permitindo a articulação da mesma. Os próximos dois DOF são passíveis, ou seja, não atuados, de modo a representar o movimento pendular, ou seja, J_3 e J_4 , em torno dos eixos z_2 e z_3 respectivamente. Resta ainda a inclusão de mais uma junta de translação J_5 de modo a representar o movimento de lançamento do cabo ao

longo do eixo z_4 . A modelagem de DH resultante pode ser vista na representação esquemática da Fig. 2(b), totalizando cinco variáveis de junta ($q = [\theta_1 \ \theta_2 \ \theta_3 \ \theta_4 \ d_5]^T$), modelando completamente o guindaste treliçado.

Alguns passos são estabelecidos de forma a obter a equação geral do movimento a partir da formulação Lagrangeana, conforme Siciliano *et al.* (2010) e Tsai (1999). Inicialmente são estabelecidos os sistemas de coordenadas conforme a convenção de DH e permitindo a determinação dos quatro parâmetros associados em cada junta (Sec. 2.1), bem como as respectivas Matrizes de Transformação Homogênea (MTH) (Sec. 2.2). Assim sendo, é possível obter a resolução da cinemática direta pelo produtório das cinco MTH (Sec. 2.3). O Jacobiano é obtido possibilitando a determinação da matriz de inércia (B) (Sec. 2.4), que por sua vez possibilita determinar a matriz centrífuga e de Coriolis (C) (Sec. 2.5). Na Sec. 2.6 o vetor gravidade é calculado e finalmente a equação do movimento é obtida na Sec. 2.8

As hipóteses utilizadas não consideram: (h.1) o efeito das ondas do mar sobre a plataforma, ou seja, a UEP está parada; (h.2) o efeito de ventos; (h.3) a inércia dos atuadores; e (h.4) as forças de atrito estática e viscosa. Considera-se ainda que: (h.5) toda a massa da carga a ser içada (container) está concentrada em um único ponto.

2.1 Estabelecendo os Sistemas de Coordenadas e os Parâmetros de DH

A convenção de DH estabelece os sistemas de referências de cada corpo rígido, assim, conforme Siciliano *et al.* (2010), os passos a serem seguidos para o guindaste treliçado são:

- identificar e numerar os eixos das juntas, escolhendo as direções para z_i , onde $i = 0$ até 4, onde a junta i (J_i) tem eixo z_{i-1} , no sentido do movimento da junta;
 - escolher o sistema de referência 0 pela localização da origem do eixo z_0 , posicionado na direção do eixo da junta J_1 . Os eixos x_0 e y_0 são escolhidos arbitrariamente seguindo a regra da mão direita;
 - execute os passos (c).1, (c).2 e (c).3 para $i = 1, \dots, 4$:
 - determine a origem 0_i na intersecção de z_i com a normal comum aos eixos z_{i-1} e z_i ;
 - escolha o eixo x_i ao longo da normal comum aos eixos z_{i-1} e z_i com direção da junta i para $i + 1$;
 - escolha o eixo y_i seguindo a regra da mão direita;
- obs: a origem dos sistemas de coordenadas 2, 3 e 4 estão localizados no mesmo ponto, na Fig. 2(b) foi separado apenas para facilitar a representação destas juntas.
- determinar o sistema de coordenada 5; como se trata de uma junta de translação escolheu-se z_5 no mesmo sentido de z_4 . O eixo x_5 é escolhido conforme (c).2 e y_5 como (c).3;
 - Para $i = 1, \dots, 5$, determina-se os parâmetros de DH $a_i, d_i, \alpha_i, \nu_i$, apresentados na Tab. 1; Onde:
 - a_i é a distância entre O_i e $O_{i'}$;
 - d_i é a coordenada de $O_{i'}$ ao longo de z_{i-1} ;
 - α_i é o ângulo entre os eixos z_{i-1} e z_i sobre o eixo x_i , sendo positivo no sentido anti-horário;
 - ν_i é o ângulo entre os eixos x_{i-1} e x_i sobre o eixo z_{i-1} , sendo positivo no sentido anti-horário.

Tabela 1: Parâmetros de DH.

Corpo	a_i	d_i	α_i	ν_i
1	a_3	0	90°	θ_1
2	a_4	0	0°	θ_2
3	0	0	90°	$\theta_3 - 90^\circ$
4	0	0	90°	$\theta_4 + 90^\circ$
5	0	$d_5 + a_5$	0°	0°

Cabe ressaltar que o parâmetro variável de DH para o corpo 5 é $d_5 + a_5$, como mostrado na Tab. 1 e que o valor de $a_5 = 5\text{m}$, ou seja, com lançamento zero ($d_5 = 0$) existem 5 metros de cabo como limite inferior.

Os parâmetros a_i e α_i são sempre constantes e depende somente da geometria da união entre juntas consecutivas estabelecida pelo corpo i . Dos outros dois parâmetros, somente um é variável, dependendo do tipo de junta entre os corpos $i - 1$ e i . Caso a junta seja de rotação a variável é ν_i e caso a junta seja prismática a variável é d_i .

- obtidos os parâmetros de DH é possível calcular cada matriz de transformação homogênea $A_i^{i-1}(q_i)$, representado na Eq. 1, para $i = 1, \dots, n$.

$$A_i^{i-1}(q_i) = \begin{bmatrix} c_{\nu_i} & -s_{\nu_i}c_{\alpha_i} & s_{\nu_i}s_{\alpha_i} & a_i c_{\nu_i} \\ s_{\nu_i} & c_{\nu_i}c_{\alpha_i} & -c_{\nu_i}s_{\alpha_i} & a_i s_{\nu_i} \\ 0 & s_{\alpha_i} & c_{\alpha_i} & d_i \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (1)$$

Onde $c_{x_i} = \cos x_i$ e $s_{x_i} = \sin x_i$ são utilizados para simplificar a equação.

2.2 Cálculo das Matrizes de Transformação Homogênea (MTH)

Substituindo os valores dos parâmetros de DH da Tab. 1 na forma genérica da MTH (Eq. 1) obtém-se cada MTH conforme apresentado na Tab. 2, onde na coluna ao lado encontra-se as respectivas orientações dos sistemas de coordenadas.

Tabela 2: MTH e Sistemas de Coordenadas.

$A_1^0(q_1) = \begin{bmatrix} c_{\theta_1} & 0 & s_{\theta_1} & a_3 c_{\theta_1} \\ s_{\theta_1} & 0 & -c_{\theta_1} & a_3 s_{\theta_1} \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$	
$A_2^1(q_2) = \begin{bmatrix} c_{\theta_2} & -s_{\theta_2} & 0 & a_4 c_{\theta_2} \\ s_{\theta_2} & c_{\theta_2} & 0 & a_4 s_{\theta_2} \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$	
$A_3^2(q_3) = \begin{bmatrix} s_{\theta_3} & 0 & -c_{\theta_3} & 0 \\ -c_{\theta_3} & 0 & -s_{\theta_3} & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$	
$A_4^3(q_4) = \begin{bmatrix} -s_{\theta_4} & 0 & c_{\theta_4} & 0 \\ c_{\theta_4} & 0 & s_{\theta_4} & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$	
$A_5^4(q_5) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & d_5 + a_5 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$	

2.3 Cálculo da Cinemática Direta

Uma MTH resultante T_5^0 é calculada pelo produtório de cada MTH, ou seja:

$$T_5^0(\mathbf{q}) = A_1^0 A_2^1 A_3^2 A_4^3 A_5^4 \quad (2)$$

Cabem ainda dois ajustes possíveis, um referente ao referencial 0 para a base (T_0^b), representado na Eq. 3 e outro referente ao referencial 5 para o efetuador final (T_e^5), que neste caso não foi necessário, resultando na matriz identidade.

$$T_0^b = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & a_1 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3)$$

Finalmente é possível calcular T_e^b , a MTH entre a base e o efetuador final, conforme a Eq. 4.

$$T_e^b(\mathbf{q}) = T_0^b T_5^0 T_e^5 = T_0^b A_1^0 A_2^1 A_3^2 A_4^3 A_5^4 T_e^5 \quad (4)$$

Onde as variáveis de junta encontram-se representadas por $\mathbf{q} = [\theta_1 \ \theta_2 \ \theta_3 \ \theta_4 \ d_5]^T$.

2.4 Cálculo da Matriz de Inércia

Segundo Siciliano *et al.* (2010) e Tsai (1999) a matriz de inércia (B) pode ser obtida pela Eq. 5, assumindo a hipótese onde não são consideradas a inércia dos atuadores.

$$B(\mathbf{q}) = \sum_{i=1}^n (m_{l_i} \mathbf{J}_p^{(l_i)T} \mathbf{J}_p^{(l_i)} + \mathbf{J}_o^{(l_i)T} \mathbf{R}_i \mathbf{I}_{l_i}^i \mathbf{R}_i^T \mathbf{J}_o^{(l_i)}) \quad (5)$$

Particularizando a Eq. 5 para o guindaste treliçado obtém-se a Eq. 6.

$$B(\mathbf{q}) = (m_{l_1} \mathbf{J}_p^{(l_1)T} \mathbf{J}_p^{(l_1)} + \mathbf{J}_o^{(l_1)T} \mathbf{R}_1 \mathbf{I}_{l_1}^1 \mathbf{R}_1^T \mathbf{J}_o^{(l_1)}) + (m_{l_2} \mathbf{J}_p^{(l_2)T} \mathbf{J}_p^{(l_2)} + \mathbf{J}_o^{(l_2)T} \mathbf{R}_2 \mathbf{I}_{l_2}^2 \mathbf{R}_2^T \mathbf{J}_o^{(l_2)}) + (m_{l_5} \mathbf{J}_p^{(l_5)T} \mathbf{J}_p^{(l_5)}) \quad (6)$$

O somatório de todas as massas dos corpos acima do rolamento de giro até o pino do pé da lança treliçado (casa de máquinas, cavalet e cabine do operador) é m_{l_1} . A massa da lança é representada por m_{l_2} e a massa do container, por hipótese considerado pontual e fixada no gancho do guindaste é m_{l_5} .

É possível dividir o Jacobiano na parte de translação $\mathbf{J}_p^{l_i}$ representada pela Eq. 7 com as componentes das colunas pela Eq. 8, conforme o tipo de junta.

$$\mathbf{J}_p^{l_i} = \begin{bmatrix} \mathbf{j}_{P_1}^{(l_i)} & \dots & \mathbf{j}_{P_i}^{(l_i)} & \mathbf{0} & \dots & \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad (7)$$

$$\mathbf{j}_{P_i}^{(l_i)} = \begin{cases} \mathbf{z}_{j-i} & \text{para junta prismática} \\ \mathbf{z}_{j-i} \times (\mathbf{p}_{l_i} - \mathbf{p}_{j-i}) & \text{para junta revolução} \end{cases} \quad (8)$$

Analogamente, a parte de rotação do Jacobiano $\mathbf{J}_o^{l_i}$ encontra-se representada pela Eq. 9 com as componentes das colunas pela Eq. 10, conforme o tipo de junta.

$$\mathbf{J}_o^{l_i} = \begin{bmatrix} \mathbf{j}_{O_1}^{(l_i)} & \dots & \mathbf{j}_{O_i}^{(l_i)} & \mathbf{0} & \dots & \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad (9)$$

$$\mathbf{j}_{O_i}^{(l_i)} = \begin{cases} \mathbf{0} & \text{para junta prismática} \\ \mathbf{z}_{j-i} & \text{para junta revolução} \end{cases} \quad (10)$$

Os termos das Eqs 8 e 10 são representados a seguir, onde:

- $\mathbf{p}_{j-i}$ é o vetor posição da origem do sistema de coordenada $j-1$, obtido pelas três primeiras linhas da quarta coluna da $\mathbf{T}_{j-1}^0$, conforme Eq. 11.

$$\tilde{\mathbf{p}}_{j-1} = \mathbf{A}_1^0(q_1) \mathbf{A}_2^1(q_2) \dots \mathbf{A}_{j-1}^{j-2}(q_{j-1}) \tilde{\mathbf{p}}_0 \quad (11)$$

onde $\tilde{\mathbf{p}}_0 = [0 \ 0 \ 0 \ 1]^T$ permite a seleção da quarta coluna;

- $\mathbf{z}_{j-1}$ é o vetor unitário do eixo z do sistema de coordenada $j-1$, obtido pela três primeiras linhas da terceira coluna de $\mathbf{T}_{j-1}^0$, ou seja calculado pela Eq. 12.

$$\tilde{\mathbf{z}}_{j-1} = \mathbf{A}_1^0(q_1) \mathbf{A}_2^1(q_2) \dots \mathbf{A}_{j-1}^{j-2}(q_{j-1}) \tilde{\mathbf{z}}_0 \quad (12)$$

onde $\tilde{\mathbf{z}}_{j-1} = [\mathbf{z}_{j-1}^T \ 0]^T$ e $\tilde{\mathbf{z}}_0 = [0 \ 0 \ 1 \ 0]^T$ permite a seleção da terceira coluna; e

- $\mathbf{p}_{l_i}$ é o vetor posição do centro de massa (CM) do corpo i , resultante da soma vetorial de duas parcelas: (1) as três primeiras linhas do vetor na forma homogênea resultante do produto de $\mathbf{T}_i^0$ por $\tilde{\mathbf{p}}_0$; (2) o produto $\mathbf{R}_i^0$ com $\mathbf{p}_{l_i}^i$, onde $\mathbf{R}_i^0$ é uma matriz 3×3 contendo os elementos a_{ij} de $\mathbf{T}_i^0$ para $i, j = 1$ até 3 e $\mathbf{p}_{l_i}^i$ são os três primeiros termos de $\tilde{\mathbf{p}}_{l_i}^i$, como representado pela Eq. 13.

$$\mathbf{p}_{l_i} = \mathbf{T}_i^0 \tilde{\mathbf{p}}_0(1:3) + \mathbf{R}_i^0 \mathbf{p}_{l_i}^i \quad (13)$$

Assim, pode-se calcular as partes de translação e orientação relativas as contribuições das colunas do Jacobiano referentes às velocidades das juntas anteriores que influenciam o movimento do corpo sucessivo. Para cada corpo do guindaste treliçado suscetível à movimentação as respectivas contribuições encontram-se detalhadas a seguir.

(a) Primeiro corpo (cabine, casa de máquinas e cavalete)

$$\mathbf{J}_p^{l_1} = \begin{bmatrix} \mathbf{j}_{P_1}^{(l_1)} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad (14)$$

$$\mathbf{J}_O^{l_1} = \begin{bmatrix} \mathbf{j}_{O_1}^{(l_1)} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad (15)$$

Onde,

- $\mathbf{j}_{P_1}^{(l_1)} = \mathbf{z}_0 \times (\mathbf{p}_{l_1} - \mathbf{p}_0)$;
- $\mathbf{j}_{O_1}^{(l_1)} = \mathbf{z}_0$.

(b) Segundo corpo (lanca treliçada)

$$\mathbf{J}_p^{l_2} = \begin{bmatrix} \mathbf{j}_{P_1}^{(l_2)} & \mathbf{j}_{P_2}^{(l_2)} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad (16)$$

$$\mathbf{J}_O^{l_2} = \begin{bmatrix} \mathbf{j}_{O_1}^{(l_2)} & \mathbf{j}_{O_2}^{(l_2)} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad (17)$$

Onde,

- $\mathbf{j}_{P_1}^{(l_2)} = \mathbf{z}_0 \times (\mathbf{p}_{l_2} - \mathbf{p}_0)$;
- $\mathbf{j}_{P_2}^{(l_2)} = \mathbf{z}_1 \times (\mathbf{p}_{l_2} - \mathbf{p}_1)$;

- $\mathbf{j}_{0_1}^{(l_2)} = \mathbf{z}_0$;
- $\mathbf{j}_{0_1}^{(l_2)} = \mathbf{z}_1$.

- (c) Terceiro corpo é um recurso de modelagem representado pela abstração de um corpo virtual de massa zero, necessário para compor um par cinemático, onde existe uma junta não atuada, com comportamento distinto das juntas anteriores (J1 e J2), que serve para modelar parte do efeito físico de um movimento pendular;
- (d) Quarto corpo com propriedades análogas ao terceiro completando o efeito físico do movimento pendular;
- (e) Quinto corpo (container)

$$\mathbf{J}_p^{l_5} = \begin{bmatrix} \mathbf{j}_{P_1}^{(l_5)} & \mathbf{j}_{P_2}^{(l_5)} & \mathbf{j}_{P_3}^{(l_5)} & \mathbf{j}_{P_4}^{(l_5)} & \mathbf{j}_{P_5}^{(l_5)} \end{bmatrix} \quad (18)$$

Onde,

- $\mathbf{j}_{P_1}^{(l_5)} = \mathbf{z}_0 \times (\mathbf{p}_{l_5} - \mathbf{p}_0)$;
- $\mathbf{j}_{P_2}^{(l_5)} = \mathbf{z}_1 \times (\mathbf{p}_{l_5} - \mathbf{p}_1)$;
- $\mathbf{j}_{P_3}^{(l_5)} = \mathbf{z}_2 \times (\mathbf{p}_{l_5} - \mathbf{p}_2)$;
- $\mathbf{j}_{P_4}^{(l_5)} = \mathbf{z}_3 \times (\mathbf{p}_{l_5} - \mathbf{p}_3)$;
- $\mathbf{j}_{P_5}^{(l_5)} = \mathbf{z}_4$;

As Eqs. 11, 12 e 13 são aplicadas para cada corpo obtendo:

- $\mathbf{z}_0 = [0 \ 0 \ 1]^T$; $\mathbf{z}_1 = \mathbf{R}_1^0 \mathbf{z}_0$; $\mathbf{z}_2 = \mathbf{R}_1^0 \mathbf{R}_2^1 \mathbf{z}_0$; $\mathbf{z}_3 = \mathbf{R}_1^0 \mathbf{R}_2^1 \mathbf{R}_3^2 \mathbf{z}_0$; $\mathbf{z}_4 = \mathbf{R}_1^0 \mathbf{R}_2^1 \mathbf{R}_3^2 \mathbf{R}_4^3 \mathbf{z}_0$;
- $\tilde{\mathbf{p}}_0 = [0 \ 0 \ 0 \ 1]^T \rightarrow \mathbf{p}_0 = \tilde{\mathbf{p}}_0(1:3)$; $\tilde{\mathbf{p}}_1 = \mathbf{A}_1^0 \tilde{\mathbf{p}}_0 \rightarrow \mathbf{p}_1 = \tilde{\mathbf{p}}_1(1:3)$; $\tilde{\mathbf{p}}_2 = \mathbf{A}_1^0 \mathbf{A}_2^1 \tilde{\mathbf{p}}_0 \rightarrow \mathbf{p}_2 = \tilde{\mathbf{p}}_2(1:3)$;
 $\tilde{\mathbf{p}}_3 = \mathbf{A}_1^0 \mathbf{A}_2^1 \mathbf{A}_3^2 \tilde{\mathbf{p}}_0 \rightarrow \mathbf{p}_3 = \tilde{\mathbf{p}}_3(1:3)$; $\tilde{\mathbf{p}}_4 = \mathbf{A}_1^0 \mathbf{A}_2^1 \mathbf{A}_3^2 \mathbf{A}_4^3 \tilde{\mathbf{p}}_0 \rightarrow \mathbf{p}_4 = \tilde{\mathbf{p}}_4(1:3)$;
- $\mathbf{p}_{l_1} = \mathbf{T}_1^0 \mathbf{p}_0 + \mathbf{R}_1^0 \mathbf{p}_1$; $\mathbf{p}_{l_2} = \mathbf{T}_1^0 \mathbf{T}_2^1 \mathbf{p}_0 + \mathbf{R}_1^0 \mathbf{R}_2^1 \mathbf{p}_2$; $\mathbf{p}_{l_3} = \mathbf{p}_5$;
- $\mathbf{p}_{l_1}^1 = [-3, 2 \ 2 \ 2 \ -0, 1]^T$ – CM do corpo 1 em relação ao sistema de coordenada 1 (valor constante) ($m_1 = 297t$);
 $\mathbf{p}_{l_2}^2 = [-23 \ 0 \ 0]^T$ – CM do corpo 2 em relação ao sistema de coordenada 2 (valor constante) ($m_2 = 16t$);
 $\mathbf{p}_{l_5}^5 = [0 \ 0 \ 0]^T$ – CM do corpo 5 em relação ao sistema de coordenada 5 (valor constante) ($m_5 = 10t$).

Para obter a matriz de inércia do guindaste treliçado é necessário determinar ainda os tensores de inércia de massa em relação ao CM, sendo que no sistema de referência do próprio corpo são constantes. São obtidos com auxílio do modelo em CAD 3D diretamente do *SolidWorks* (software de CAD utilizado), representados na forma matricial pelas Eqs. 19 e 20 em $kg.m^2$

$$\mathbf{I}_{l_1}^1 = \begin{bmatrix} 3664544 & -811231 & -2564 \\ -811231 & 1571057 & -40291 \\ -2561 & -40291 & 4437390 \end{bmatrix} \quad (19)$$

$$\mathbf{I}_{l_2}^2 = \begin{bmatrix} 3777979 & -73854 & 56 \\ -73854 & 3769808 & 19 \\ 56 & 19 & 33236 \end{bmatrix} \quad (20)$$

2.5 Cálculo da Matriz centrífugas e de Coriolis (C)

Os elementos da matriz C são calculados pelo elemento genérico, conforme Siciliano *et al.* (2010) e Tsai (1999), pela Eq. 21

$$c_{ij} = \sum_{k=1}^5 c_{ijk} \dot{q}_k \quad (21)$$

Onde os coeficientes são os símbolos de Christoffel do primeiro tipo: $c_{ijk} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial b_{ij}}{\partial q_k} + \frac{\partial b_{ik}}{\partial q_j} - \frac{\partial b_{jk}}{\partial q_i} \right)$

2.6 Cálculo da Vetor Gravidade

Conforme Siciliano *et al.* (2010) e Tsai (1999), o cálculo do vetor gravidade é dado pela Eq. 22.

$$g_i(\mathbf{q}) = - \sum_{j=1}^5 m_{l_j} \mathbf{g}_0^T \mathbf{J}_{P_i}^{(l_j)}(\mathbf{q}) \quad (22)$$

Onde $\mathbf{g}_0 = [0 \ 0 \ -g]^T$ e $g = 9,82m/s^2$; $\mathbf{J}_{P_1}^{(l_1)}$, $\mathbf{J}_{P_2}^{(l_2)}$ e $\mathbf{J}_{P_5}^{(l_5)}$ são calculadas conforme Sec. 2.4.

2.7 Vetor de Força Generalizada

As forças atuantes em cada junta do guindaste compõem o vetor força generalizada representado na Eq. 23, onde as juntas 3 e 4 são nulas, pois são juntas passivas.

$$\tau = [\mathbf{F}_1 \ \mathbf{F}_2 \ \mathbf{0} \ \mathbf{0} \ \mathbf{F}_5]^T \quad (23)$$

2.8 Equação do Movimento

A equação genérica do modelo dinâmico no espaço da junta é dado por:

$$\mathbf{B}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}_v(\dot{\mathbf{q}}) + \mathbf{F}_s \text{sgn}(\dot{\mathbf{q}}) + \mathbf{g}(\mathbf{q}) = \tau - \mathbf{J}^T(\mathbf{q})\mathbf{h}_e \quad (24)$$

Para o guindaste treliçado assumindo as hipóteses h.1 até h.5 enunciadas na Sec. 2. a Eq. 24 pode ser simplificada da seguinte forma (Eq. 25):

$$\mathbf{B}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{g}(\mathbf{q}) = \tau \quad (25)$$

Onde $\mathbf{B}$ é uma matriz 5×5 de inércia dado conforme Eq. 6, $\mathbf{C}$ é uma matriz 5×5 das forças centrífugas e de Coriolis dado conforme Eq. 21, $\mathbf{g}$ é o vetor 5×1 dado conforme Eq. 22, τ é vetor 5×1 dado conforme Eq. 23, $\mathbf{q}$ é o vetor 5×1 dado pelas coordenadas generalizadas, $\dot{\mathbf{q}}$ e $\ddot{\mathbf{q}}$ são a primeira e a segunda derivadas do vetor de coordenada generalizada, ou seja, velocidade e aceleração generalizadas.

Matematicamente, a Eq. 25 corresponde a um sistema de equação diferencial ordinária (EDO) não-linear, não-homogênea, de segunda ordem, composto por cinco equações e cinco variáveis. Assim sendo, pode ser resolvida para o cálculo da posição, velocidade e aceleração das coordenadas generalizadas do guindaste treliçado.

Cabe ressaltar que a matriz $\mathbf{B}(\mathbf{q}) = \mathbf{B}^T(\mathbf{q})$, ou seja, $\mathbf{B}(\mathbf{q})$ é simétrica e que $\dot{\mathbf{B}}(\mathbf{q}) - 2\mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})$ resulta em uma matriz antissimétrica.

3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

O sistema de EDOs obtido na Sec. 2. é não-linear, assim para a sua solução é implementado o método numérico Runge-Kutta de 4º ordem com passo de integração de 1ms. Um estudo de caso (Sec. 3.1) é analisado onde um movimento real do equipamento é considerado aplicando movimento às juntas ativas e verificando as respostas obtidas nas juntas passivas.

3.1 Estudo de caso: Equipamento em Funcionamento

Como o guindaste treliçado tem três juntas atuadas J_1 , J_2 e J_5 com variáveis de junta θ_1 , θ_2 e d_5 , respectivamente, e duas juntas não atuadas J_3 e J_4 com θ_3 e θ_4 representando o comportamento pendular, a Eq. 25 pode ser isolado a parte correspondente ao sistema atuado com as variáveis $\mathbf{q}_a = [\theta_1 \ \theta_2 \ d_5]^T$ da parte não atuada (passiva) com $\mathbf{q}_n = [\theta_3 \ \theta_4]^T$, de forma análoga a Tuan *et al.* (2013) e Tuan and Lee (2013), a Eq. 25 pode ser reescrita como:

$$\begin{bmatrix} b_{11} & b_{12} & b_{13} & b_{14} & b_{15} \\ b_{21} & b_{22} & b_{23} & b_{24} & b_{25} \\ b_{31} & b_{32} & b_{33} & b_{34} & b_{35} \\ b_{41} & b_{42} & b_{43} & b_{44} & b_{45} \\ b_{51} & b_{52} & b_{53} & b_{54} & b_{55} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\theta}_1 \\ \ddot{\theta}_2 \\ \ddot{\theta}_3 \\ \ddot{\theta}_4 \\ \ddot{d}_5 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_{11} & c_{12} & c_{13} & c_{14} & c_{15} \\ c_{21} & c_{22} & c_{23} & c_{24} & c_{25} \\ c_{31} & c_{32} & c_{33} & c_{34} & c_{35} \\ c_{41} & c_{42} & c_{43} & c_{44} & c_{45} \\ c_{51} & c_{52} & c_{53} & c_{54} & c_{55} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \dot{\theta}_2 \\ \dot{\theta}_3 \\ \dot{\theta}_4 \\ \dot{d}_5 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} g_1 \\ g_2 \\ g_3 \\ g_4 \\ g_5 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \\ 0 \\ 0 \\ F_5 \end{bmatrix} \quad (26)$$

Assim sendo, isolando a parte atuada da não atuada tem-se:

$$\mathbf{B}_{aa}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}}_a + \mathbf{C}_{aa}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}}_a + \mathbf{G}_{aa}(\mathbf{q}) + \mathbf{B}_{an}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}}_n + \mathbf{C}_{an}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}}_n = \mathbf{F} \quad (27)$$

$$\mathbf{B}_{nn}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}}_n + \mathbf{C}_{nn}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}}_n + \mathbf{G}_{nn}(\mathbf{q}) + \mathbf{B}_{na}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}}_a + \mathbf{C}_{na}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}}_a = \mathbf{0} \quad (28)$$

onde,

$$\mathbf{B}_{aa} = \begin{bmatrix} b_{11} & b_{12} & b_{15} \\ b_{21} & b_{22} & b_{25} \\ b_{51} & b_{52} & b_{55} \end{bmatrix}; \mathbf{C}_{aa} = \begin{bmatrix} c_{11} & c_{12} & c_{15} \\ c_{21} & c_{22} & c_{25} \\ c_{51} & c_{52} & c_{55} \end{bmatrix}; \mathbf{B}_{an} = \begin{bmatrix} b_{13} & b_{14} \\ b_{23} & b_{24} \\ b_{53} & b_{54} \end{bmatrix}; \mathbf{C}_{an} = \begin{bmatrix} c_{13} & c_{14} \\ c_{23} & c_{24} \\ c_{53} & c_{54} \end{bmatrix};$$

$$\mathbf{B}_{nn} = \begin{bmatrix} b_{33} & b_{34} \\ b_{43} & b_{44} \end{bmatrix}; \mathbf{C}_{nn} = \begin{bmatrix} c_{33} & c_{34} \\ c_{43} & c_{44} \end{bmatrix}; \mathbf{B}_{na} = \begin{bmatrix} b_{31} & b_{32} & b_{35} \\ b_{41} & b_{42} & b_{45} \end{bmatrix}; \mathbf{C}_{na} = \begin{bmatrix} c_{31} & c_{32} & c_{35} \\ c_{41} & c_{42} & c_{45} \end{bmatrix};$$

$$\mathbf{G}_{aa} = \begin{bmatrix} g_1 \\ g_2 \\ g_5 \end{bmatrix}; \mathbf{G}_{nn} = \begin{bmatrix} g_3 \\ g_4 \end{bmatrix}; \mathbf{F} = \begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \\ F_5 \end{bmatrix}; \mathbf{0} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix}.$$

As matrizes $\mathbf{B}_{nn}$ e $\mathbf{B}_{aa}$ têm autovalores estritamente positivos, sendo portanto definidas positivas e os seus determinantes são sempre diferentes de zero, o que implica que são sempre inversíveis. Logo, pode-se isolar o $\ddot{\mathbf{q}}_n$ na Eq. 28:

$$\ddot{\mathbf{q}}_n = -\mathbf{B}_{nn}^{-1}(\mathbf{C}_{nn}\dot{\mathbf{q}}_n + \mathbf{G}_{nn} + \mathbf{B}_{na}\ddot{\mathbf{q}}_a + \mathbf{C}_{na}\dot{\mathbf{q}}_a) \quad (29)$$

Substituindo a Eq. 29 na Eq. 27,

$$\overline{\mathbf{B}}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}}_a + \overline{\mathbf{C}}_1(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}}_a + \overline{\mathbf{C}}_2(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}}_n + \overline{\mathbf{G}}(\mathbf{q}) = \mathbf{F} \quad (30)$$

onde,

$$\begin{aligned} \overline{\mathbf{B}}(\mathbf{q}) &= \mathbf{B}_{aa} - \mathbf{B}_{an}\mathbf{B}_{nn}^{-1}\mathbf{B}_{na}; & \overline{\mathbf{C}}_1(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) &= \mathbf{C}_{aa} - \mathbf{B}_{an}\mathbf{B}_{nn}^{-1}\mathbf{C}_{na}; & \overline{\mathbf{C}}_2(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) &= \mathbf{C}_{an} - \mathbf{B}_{an}\mathbf{B}_{nn}^{-1}\mathbf{C}_{nn}; \\ \overline{\mathbf{G}}(\mathbf{q}) &= \mathbf{G}_{aa} - \mathbf{B}_{an}\mathbf{B}_{nn}^{-1}\mathbf{G}_{nn}; \end{aligned}$$

Com isto obtém-se as forças atuando em cada junta ativa do equipamento. Após isso, rearranjando a Eq. 27,

$$\ddot{\mathbf{q}}_a = -\mathbf{B}^{-1}_{aa}(\mathbf{q})(\mathbf{C}_{aa}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}}_a + \mathbf{G}_{aa}(\mathbf{q}) + \mathbf{B}_{an}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}}_n + \mathbf{C}_{an}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}}_n - \mathbf{F}) \quad (31)$$

Substituindo a Eq. 31 na Eq. 28 e rearrajando obtém,

$$\mathbf{B}^*(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}}_n + \mathbf{C}^*(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}}_a + \mathbf{G}^*(\mathbf{q}) + \mathbf{K}^*(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = 0 \quad (32)$$

onde,

$$\begin{aligned} \mathbf{B}^*(\mathbf{q}) &= \mathbf{B}_{nn} - \mathbf{B}_{na}\mathbf{B}_{aa}^{-1}\mathbf{B}_{an}; & \mathbf{C}^*(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) &= \mathbf{C}_{nn} - \mathbf{B}_{na}\mathbf{B}_{aa}^{-1}\mathbf{C}_{an} \\ \mathbf{G}^*(\mathbf{q}) &= \mathbf{G}_{nn} - \mathbf{B}_{na}\mathbf{B}_{aa}^{-1}\mathbf{G}_{aa}; & \mathbf{K}^*(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) &= \mathbf{B}_{na}\mathbf{B}_{aa}^{-1}\mathbf{F} + (\mathbf{C}_{na} - \mathbf{B}_{na}\mathbf{B}_{aa}^{-1}\mathbf{C}_a)\dot{\mathbf{q}}_a \end{aligned}$$

Assim é possível resolver o sistema de equação diferencial de duas equações e duas variáveis para as juntas passivas (não atuadas).

É imposto um perfil de velocidade trapezoidal nas juntas ativas totalizando 30s, conforme visto pelas Figs. 3(b) e 4(b). Assim sendo na junta J_1 , q_1 varia de 0° para 46° ; na junta J_2 , q_2 varia de 0° para 34° ; e na junta J_5 , q_5 varia de 0 para 40 metros (Fig. 4(a)). A variação das juntas passivas J_3 e J_4 é obtida como resultado da simulação na Fig. 3(a).

É possível observar o caráter pendular resultante nas juntas J_3 e J_4 função de 30s de atuação de um perfil de velocidade trapezoidal distintos nas juntas ativas J_1 , J_2 e J_5 . Algumas observações dos resultados mostram a equivalência física do modelo a começar pela variação do comprimento do cabo que altera o período da oscilação até 30s, e a partir desse instante mantém-se constante.

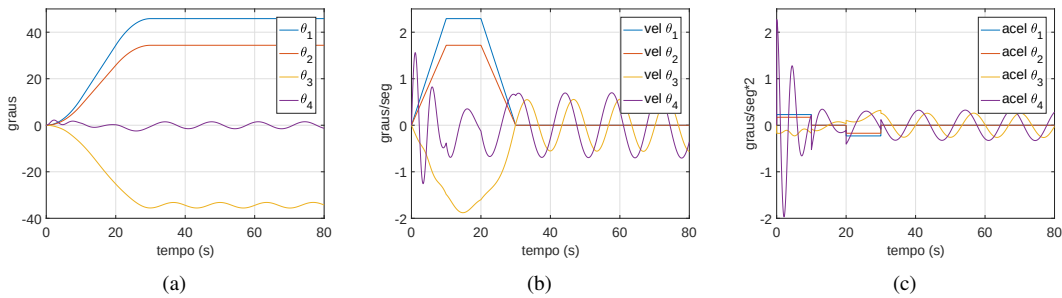


Figura 3: Variação da posição, velocidade e aceleração das juntas de rotação

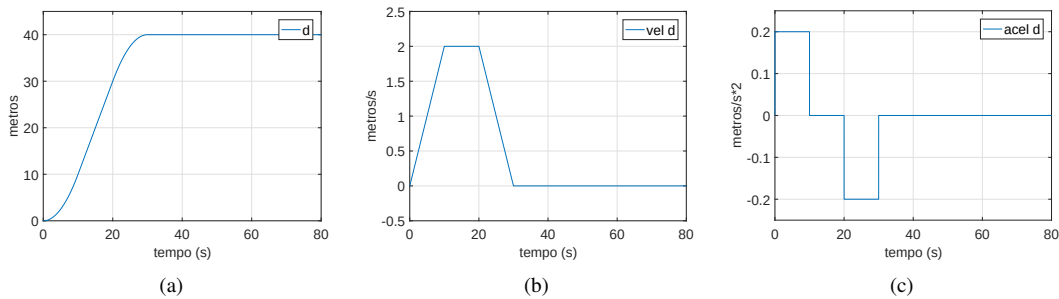


Figura 4: Variação da posição, velocidade e aceleração da junta de translação

Quanto as forças necessárias para manter as juntas ativas paradas após os 30s, constata-se pelo resultado da simulação a variação destas forças, o que é bastante lógico pois sobre a ação do movimento pendular não dissipativo (por hipótese) (Fig. 5).

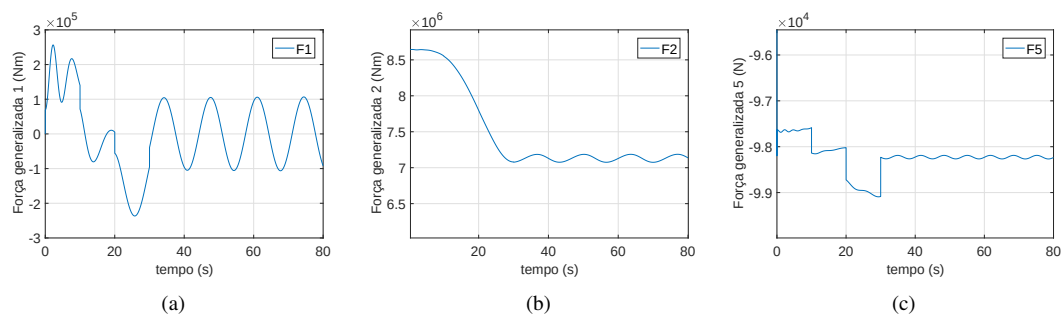


Figura 5: Forças atuando nas juntas ativas para o perfil de velocidade imposto

4. CONCLUSÃO

O guindaste offshore é um equipamento fundamental para o pleno funcionamento da UEP, extremamente dependente da destreza do operador, agregado a isto, o equipamento tem alto custo e dimensões de elevada ordem de grandeza. A fase inicial do treinamento traz consigo um risco agregado muito alto pela natural falta de experiência do aprendiz. O desenvolvimento de simuladores torna-se uma solução vantajosa para reduzir o risco de danos ao equipamento bem como aumentar a segurança dos aprendizes.

De modo a imprimir maior realismo aos simuladores, faz-se necessário incluir a modelagem dinâmica no espaço das juntas e este artigo utiliza os fundamentos empregados em robótica industrial adaptando-os ao guindaste treliçado valendo-se da modelagem cinemática por DH e introduzindo o conceito de juntas ativas e passivas, sendo estas para modelar o comportamento pendular da carga. Assim sendo obteve-se as relações de dependência das juntas passivas o que permitiu a modelagem e simulação do funcionamento do equipamento, considerando algumas hipóteses simplificadoras.

Os passos futuros de desenvolvimento do simulador consistem em implementar o modelo dinâmico no espaço das juntas no protótipo OCOTS de modo que os resultados da simulação possam ser visualizados em cenários de RV, dando continuidade ao trabalho apresentado por Galhardo and Ribeiro (2017), onde foram implementados os modelos de CAD 3D. Outro passo futuro é implementar um *joystick* como IHM (interface homem máquina) para aumentar o realismo no treinamento do processo de içamento.

5. REFERÊNCIAS

- ASME-B30.5, 2004. "Asme b30.5-2004 - mobile and locomotive cranes - safety standard for cableways, cranes, derricks, hoists, hooks, jacks and slings."
- Bak, M., Hansen, M. and Karimi, H., 2011. "Robust tool point control for offshore knuckle boom crane". *IFAC Proceedings Volumes*, Vol. 44, No. 1, pp. 4594 – 4599. ISSN 1474-6670. doi:<https://doi.org/10.3182/20110828-6-IT-1002.03004>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1474667016443326>. 18th IFAC World Congress.
- Fliess, M., Levine, J. and Rouchon, P., 1991. "A simplified approach of crane control via a generalized state-space model". In *[1991] Proceedings of the 30th IEEE Conference on Decision and Control*. pp. 736–741 vol.1. doi: 10.1109/CDC.1991.261409.
- Galhardo, B.H.M. and Ribeiro, L.P.G., 2017. "Ocots: Sistema de treinamento de operadores de guindaste offshore - modelagem 3d de cenário". *XXXVII International Sodebras Congress*, Vol. 12, No. 141, pp. 208–213. ISSN 1809-3957.
- Le, T.A., Dang, V.H., Ko, D.H., An, T.N. and Lee, S.G., 2013. "Nonlinear controls of a rotating tower crane in conjunction with trolley motion". *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part I: Journal of Systems and Control Engineering*, Vol. 227, No. 5, pp. 451–460. doi:10.1177/0959651812472437. URL <https://doi.org/10.1177/0959651812472437>.
- McKenna, P.R. and Leithhead, W.E., 2007. "Semi-autonomous control of offshore cranes". In *2007 Institution of Engineering and Technology Conference on Autonomous Systems*. pp. 1–6.
- NBR-11436, 1988. "Abnt nbr 11436:1988 - sinalização manual para movimentação de carga por meio de equipamento mecânico de elevação - procedimento".
- Sakawa, Y., Shindo, Y. and Hashimoto, Y., 1981. "Optimal control of a rotary crane". *Journal of Optimization Theory and Applications*, Vol. 35, No. 4, pp. 535–557. ISSN 1573-2878. doi:10.1007/BF00934931. URL <https://doi.org/10.1007/BF00934931>.
- Sanfilippo, F., Hatledal, L.I., Styve, A., Pettersen, K.Y. and Zhang, H., 2016. "Integrated flexible maritime crane architecture for the offshore simulation centre as (osc): A flexible framework for alternative maritime crane control algorithms". *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, Vol. 41, No. 2, pp. 450–461. ISSN 0364-9059. doi: 10.1109/JOE.2015.2439891.
- Siciliano, B., Sciavicco, L., Villani, L. and Oriolo, G., 2010. *Robotics: Modelling, Planning and Control*. Advanced Textbooks in Control and Signal Processing. Springer London. ISBN 9781846286414. URL <https://books.google.com.br/books?id=jPCAfmE-logC>.

- Slotine, J. and Li, W., 1991. *Applied Nonlinear Control*. Prentice Hall. ISBN 9780130408907. URL <https://books.google.com.br/books?id=cwpRAAAAMAAJ>.
- Tsai, L., 1999. *Robot Analysis: The Mechanics of Serial and Parallel Manipulators*. A Wiley-Interscience publication. Wiley. ISBN 9780471325932. URL https://books.google.com.br/books?id=PK_N9aFZ3ccC.
- Tuan, L.A., 2016. "Design of sliding mode controller for the 2d motion of an overhead crane with varying cable length". *Journal of Automation and Control Engineering*, Vol. 4, No. 3, pp. 181–188. doi:10.18178/joace.4.3.181-188.
- Tuan, L.A. and Lee, S.G., 2013. "Sliding mode controls of double-pendulum crane systems". *Journal of Mechanical Science and Technology*. doi:10.1007/s12206-013-0437-8.
- Tuan, L.A., Soon-Geul, Nho, L. and Kim, D.H., 2013. "Model reference adaptive sliding mode control for three dimensional overhead cranes". *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, Vol. Vol. 14, No. No. 8, pp. pp. 1329–1338.
- Yu, J., Lewis, F.L. and Huang, T., 1995. "Nonlinear feedback control of a gantry crane". In *American Control Conference, Proceedings of the 1995*. Vol. 6, pp. 4310–4315 vol.6. doi:10.1109/ACC.1995.532748.

6. RESPONSABILIDADE AUTORAIS

Os autores são os únicos responsáveis pelo conteúdo deste trabalho.

NON-LINEAR DYNAMIC OFFSHORE CRANE MODELING USING THE DENAVIT-HATENBERG CONVENTION

Bruno Henrique Miranda Galhardo, bruno.galhardo@petrobras.com.br¹

Luiz Paulo Gomes Ribeiro, ribeiro@ime.eb.br¹

¹Instituto Militar de Engenharia, Laboratório de Robótica Industrial e de Defesa - IDR-LAB - Praça Gen. Tibúrcio, 80 - Urca, Rio de Janeiro - RJ, 22290-270

Abstract: Offshore oil extraction uses platforms called Stationary Production Units (SPU). For its operation there is a constant demand of supplies that use the offshore crane to lift containers coming by ships. The operation of these cranes is complex and highly dependent on the experience of the equipment operator. Thus, the training of this professional demands qualification because of the high associated risk, mainly in the initial phases of the training, which can be an opportunity to use simulators. This paper is part of the second phase of the RD&I of a national simulator for the training and operation of the offshore crane called OCOTS (Offshore Crane Operator Training System) and presents the nonlinear dynamic modeling using the Lagrangian formulation, considering the kinematics modeling of the offshore crane using the Denavit-Hartenberg convention, usually applied in robotic manipulators.

Keyword: offshore crane, non-linear dynamics, Lagrange's equation, robotic, OCOTS