

# Controle Híbrido de Posição e Força baseado em Passividade de um Manipulador Robótico com aplicação em Exames de Ultrassonografia

Nicolas Lizarralde\* Luciano Menegaldo\*\* Fernando Lizarralde\*

\* Programa de Eng. Elétrica, COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Brasil

\*\* Programa de Eng. Biomédica, COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Brasil

---

**Abstract:** In this work, we consider a control for a robotic ultrasound system to conduct examinations on patients. Given that accuracy and repeatability of the application is key, hybrid position/force and orientation control is adopted to control the manipulator. In particular, the force control gain is adapted based on passivity, using the *Time-Domain Passivity Approach* (TDPA). The control design considers a kinematic robot with unmodeled dynamics coming from its inner controller, and the asymptotic stability of the closed loop system is demonstrated via Lyapunov. Simulation and experimental results are shown using the robotic manipulator AUBO i5, using *Robot Operating System* (ROS). These results illustrate the control performance and feasibility of this type of application.

**Resumo:** Neste trabalho é considerado o controle de um sistema de ultrassonografia robotizado para realização de exames em pacientes. Dada a importância da precisão e repetibilidade da aplicação, o controle híbrido de posição/força e orientação é adotado para controlar o manipulador. Particularmente, o ganho do controle de força é adaptado baseado em passividade, utilizando o *Time-Domain Passivity Approach* (TDPA). O projeto de controle considera um robô cinemático com uma dinâmica não modelada proveniente de sua malha interna de controle, e a estabilidade assintótica do sistema em malha fechada é demonstrada via Lyapunov. Simulações e resultados experimentais são apresentados utilizando o manipulador AUBO i5, implementando o controle proposto utilizando *Robot Operating System* (ROS). Esses resultados ilustram o desempenho do sistema e a viabilidade deste tipo de aplicação.

**Keywords:** Robot Manipulator; Ultrasound System; Hybrid Position/Force Control; Passivity

**Palavras-chaves:** Manipulador Robótico; Sistema de Ultrassom; Controle Híbrido de Posição/Força; Passividade

---

## 1. INTRODUÇÃO

O uso de robôs em procedimentos e exames na área da saúde e medicina, chamados robôs médicos, tem aumentado nas últimas décadas. Uma das áreas de atuação desse tipo de robô é em cirurgias. Os robôs cirúrgicos, muitas vezes teleoperados, têm como objetivo superar as limitações de cirurgias minimamente invasivas, além de elevar a capacidade do cirurgião [14], como no caso do *da Vinci Surgical System* [3].

Outra aplicação na medicina é o uso de robôs para conduzir exames de ultrassom, de forma teleoperada ou autônoma. Médicos que diagnosticam pacientes utilizando transdutores ultrassônicos muitas vezes têm de segurar o transdutor em posições desconfortáveis e/ou exercer uma força significativa, tornando-os suscetíveis à lesões por esforço repetitivo em regiões como o pescoço [5] e punho [16].

Desse modo, sistemas, geralmente compostos por braços robóticos, são desenvolvidos para serem operados pelo técnico de ultrassom para reduzir lesões. Esses sistemas robóticos, com um transdutor de ultrassom acoplado, devem ser capazes de aplicar uma força constante no paciente, com seu movimento controlado pelo técnico a partir de algum tipo de realimentação de força.

Em [12] foi proposta a utilização de um manipulador comercial (UR5 da Universal Robots) para realizar exames de ultrassom, utilizando dois esquemas de controle diferentes: regulação de força e teleoperação bilateral (em que a realimentação de força é simulada por um dispositivo háptico).

O objetivo deste trabalho é a implementação de uma estratégia de controle de pose e força para um manipulador robótico para a realização de exames de ultrassom em pacientes. O projeto de controle considera um robô cinemático, utilizando um controle proporcional com *feedforward* e representando a orientação por quatérnions. Em particular, o ganho do controle de força é ajustado considerando a variação de energia do sistema e passividade.

---

\* O presente trabalho foi realizado com apoio do CNPq e da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001

Foi utilizado o método Time-Domain Passivity Approach (TDPA) proposto em [6; 13], que consiste em adicionar componentes de amortecimento adaptativos para dissipar somente a energia necessária, usando medidas de força e velocidade. Para isso, são introduzidos o Observador de Passividade (PO) e o Controlador de Passividade (PC) para monitorar o fluxo de energia e calcular o ganho adaptativo de amortecimento, respectivamente. A passividade é importante porque garante a segurança da tarefa e a estabilidade do sistema.

Para a integração do controle de pose com o de força foi utilizado o controle híbrido, dado que a aplicação considera corpos complacentes. A análise de estabilidade via Lyapunov demonstra as propriedades de estabilidade assintótica do sistema em malha fechada. Uma contribuição deste trabalho é considerar a dinâmica não modelada proveniente da malha interna de controle. Vale ressaltar que, no geral, essa dinâmica não é considerada na análise.

## 2. MODELO CINEMÁTICO DO MANIPULADOR

Considera-se o modelo cinemático de um manipulador robótico de  $n$  graus de liberdade em contato com o ambiente. Define-se  $\bar{E}_b = [x_b \ y_b \ z_b]$  o sistema de coordenadas da base do robô e  $\bar{E}_e = [x_e \ y_e \ z_e]$  o sistema de coordenadas do efetuador. Seja  $p \in \mathbb{R}^3$  a posição do efetuador com relação à  $\bar{E}_b$ , e  $R_{be} \in \mathbb{SO}(3)$  a matriz de orientação de  $\bar{E}_e$  com relação à  $\bar{E}_b$ . Seja também  $q = [q_s \ q_v^T]^T$  o quatérnio unitário que representa  $R_{be}$ , em que  $q_s \in \mathbb{R}$  é a parte escalar e  $q_v \in \mathbb{R}^3$  a parte vetorial, sujeitos à restrição de  $q^T q = 1$ . A pose do efetuador  $x \in \mathbb{R}^m$  é dada pela cinemática direta ( $k(\theta)$ ):

$$x = [p^T \ q^T]^T = k(\theta) \quad (1)$$

em que  $\theta \in \mathbb{R}^n$  é o vetor de ângulo de juntas.

A velocidade do efetuador  $v = [\dot{p}^T \ \omega^T]^T$ , em que  $\dot{p}, \omega \in \mathbb{R}^3$  representam a velocidade linear e angular, respectivamente, do efetuador expressa em  $\bar{E}_e$  se relaciona com a velocidade das juntas  $\dot{\theta}$  pela cinemática diferencial:

$$v = J(\theta) \dot{\theta} \quad (2)$$

O modelo cinemático (2) tem a seguinte propriedade [4]:

**(P1)** O Jacobiano  $J(\theta)$  é limitado para todo  $\theta$ , i.e.  $\|J(\theta)\|_\infty \leq c_0, \forall \theta_i \in [0, 2\pi)$ , onde  $c_0 > 0$  e  $i = 1, \dots, n$ .

Além disso, a relação entre a derivada do quatérnio ( $\dot{q}$ ) e a velocidade angular ( $\omega$ ) é dada pelo Jacobiano de representação ( $J_r(q)$ ):

$$\dot{q} = J_r(q)\omega = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} -q_v^T \\ q_s I - q_v \times \end{bmatrix} \omega \quad (3)$$

## 3. CONTROLE CINEMÁTICO

Atualmente, pode ser observado que na maioria dos manipuladores industriais/comerciais, a arquitetura de controle é fechada no sentido que o usuário não pode modificar o algoritmo e parâmetros do controlador das juntas. Portanto, consideraremos o caso de manipuladores que permitem o comando via velocidade de juntas  $u$ , e que possuem um controlador interno que garante que  $\dot{\theta} - u \in \mathcal{L}_2 \cap \mathcal{L}_\infty$ , ou seja, suficientemente rápido.

Desta forma, considerando a abordagem de controle cinemático, o movimento do robô pode ser descrito por:

$$\dot{\theta}_i = u_i + \sigma_i, \quad i = 1, \dots, n \quad (4)$$

em que  $\dot{\theta}_i$  é a velocidade angular da  $i$ -ésima junta,  $u_i$  é o sinal de controle de velocidade comandando o driver do motor da  $i$ -ésima junta, e  $\sigma_i \in \mathcal{L}_2 \cap \mathcal{L}_\infty$  é um sinal que caracteriza a dinâmica não modelada da  $i$ -ésima junta (proveniente da malha interna de controle dinâmico do manipulador).

**Observação 1.** A condição  $\dot{\theta} - u \in \mathcal{L}_2 \cap \mathcal{L}_\infty$  pode ser considerada como uma hipótese ad-hoc (comumente adotada na implementação de controle cinemático), mas é viável/aceitável na maioria das aplicações de robôs industriais/comerciais [18].

Assim, substituindo (4) em (2), obtém-se o seguinte sistema de controle:

$$v = J(\theta) (u + \sigma) \quad (5)$$

O sinal de controle cartesiano  $v_k(t)$  pode ser transformado em um sinal de controle de junta  $u \in \mathbb{R}^n$  por meio da seguinte lei de controle:

$$u = J^\dagger(\theta) v_k, \quad v_k = [v_p^T \ v_o^T]^T \quad (6)$$

onde  $J^\dagger = J^T(JJ^T)^{-1}$  é a pseudo-inversa de  $J(\theta)$ , que assume-se ter posto linha completo. Sendo assim, substituindo (6) em (5) tem-se:

$$v = v_k + J(\theta)\sigma \Rightarrow \begin{bmatrix} \dot{p} \\ \omega \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_p \\ v_o \end{bmatrix} + J(\theta)\sigma \quad (7)$$

e naturalmente  $v_p, v_o \in \mathbb{R}^3$  são projetados para controlar a posição e orientação, respectivamente. Note que a relação (7) é válida se e somente se as seguintes hipóteses são verdadeiras [10]: **(A1)** o modelo cinemático do robô é conhecido; **(A2)** a lei de controle  $v_k$  não leva o manipulador para configurações singulares.

### 3.1 Controle de Pose

Primeiro, considera-se o controle de posição onde o objetivo é projetar  $v_p(t)$  que garanta que a posição  $p$  do efetuador siga uma trajetória de posição desejada  $p_d(t)$ , i.e.  $e_p = p_d(t) - p \rightarrow 0$ , em que  $e_p \in \mathbb{R}^3$  é o erro de posição. Assim, utilizando uma lei de controle proporcional com *feedforward*:

$$v_p = \dot{p}_d + K_p e_p, \quad K_p = K_p^T > 0 \quad (8)$$

onde  $\dot{p}_d \in \mathbb{R}^3$  é a velocidade linear desejada e  $K_p \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$  é a matriz de ganho de posição.

Agora, considera-se o controle de orientação onde o objetivo é projetar  $v_o(t)$  que garanta que a orientação  $R_{be}$  siga uma orientação desejada  $R_d(t)$ , i.e.  $R_q = R_{be}^T R_d(t) \rightarrow I$ , em que  $R_q \in \mathbb{SO}(3)$  é a matriz de erro de orientação expressa em  $\bar{E}_e$ . Seja  $e_q = [e_{q_s} \ e_{q_v}^T]^T$  a representação em quatérnio de  $R_q$  tal que  $e_q = q^{-1} \otimes q_d(t)$ , em que  $q$  e  $q_d(t)$  são as representações em quatérnio unitário de  $R_{be}$  e  $R_d(t)$  respectivamente, e  $\otimes$  denota o operador de produto de quatérnios. Note que  $e_q = [1 \ 0^T]^T$  se e somente se  $R_{be}$  e  $R_d$  estão alinhados. Assim, utilizando uma lei de controle:

$$v_o = \omega_d + K_o e_{qv}, \quad K_o = K_o^T > 0 \quad (9)$$

onde  $\omega_d \in \mathbb{R}^3$  é a velocidade linear desejada e  $K_o \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$  é a matriz de ganho de orientação. No caso que  $\sigma = 0$ , o

ponto de equilíbrio  $(e_{qs}, e_{qv}) = (\pm 1, 0)$  é quase globalmente assintoticamente estável [9].

Considerando (7)(8)(9), a dinâmica do erro é dada por:

$$\begin{bmatrix} \dot{e}_p \\ \dot{\tilde{\omega}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -K_p e_p \\ -K_o e_{qv} \end{bmatrix} - J(\theta) \sigma, \quad (10)$$

onde  $\tilde{\omega} = \omega_d - \omega$ .

Considerando a propriedade **(P1)**,  $J(\theta) \in \mathcal{L}_\infty$ , e dado que  $\sigma \in \mathcal{L}_2 \cap \mathcal{L}_\infty$  tem-se que  $J(\theta)\sigma \in \mathcal{L}_2$ . Desta forma, pode-se considerar que existe uma constante positiva  $L_m$  tal que  $\int_0^t \sigma^T J^T J \sigma d\tau \leq L_m$ . Com isto podemos apresentar o seguinte teorema com as propriedades de estabilidade do sistema em malha fechada:

**Teorema 1.** Considere o sistema em malha fechada descrito por (5) e (6), com controle de posição (8) e controle de orientação (9). Considere que  $p_d(t)$  é contínuo por partes e uniformemente limitado. Sob as hipóteses (A1) e (A2), e considerando  $\sigma \in \mathcal{L}_2 \cap \mathcal{L}_\infty$ , as seguintes propriedades são satisfeitas: (i) todos os sinais do sistema em malha fechada são uniformemente limitados; (ii)  $\lim_{t \rightarrow \infty} e_p(t) = 0$ ,  $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qv} = 0$  e  $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qs}(t) = \pm 1$ .

**Prova.** Considere a candidata a função de Lyapunov:

$$2V = e_p^T e_p + 2(e_{qs} - 1)^2 + 2e_{qv}^T e_{qv} + \alpha \int_0^t (L_m - \sigma^T J^T J \sigma) d\tau$$

A derivada no tempo de  $V$  ao longos das trajetórias do sistema é dada por:

$$\dot{V} = e_p^T \dot{e}_p + 2 \begin{bmatrix} (e_{qs} - 1) \\ e_{qv} \end{bmatrix}^T \dot{e}_q - \alpha \sigma^T J^T J \sigma \quad (11)$$

De (3), tem-se que  $\dot{e}_q = J_r(e_q)\tilde{\omega}$  [19]. Assim:

$$\dot{V} = e_p^T \dot{e}_p + \begin{bmatrix} (e_{qs} - 1) \\ e_{qv} \end{bmatrix}^T \begin{bmatrix} -e_{qv}^T \\ e_{qs} I - e_{qv} \times \end{bmatrix} \tilde{\omega} - \alpha \sigma^T J^T J \sigma \quad (12)$$

Dado que  $e_{qs} e_{qv}^T = e_{qv}^T e_{qs}$  e  $e_{qv}^T e_{qv} \times = 0^{1 \times 3}$  tem-se:

$$\dot{V} = \begin{bmatrix} e_p \\ e_{qv} \end{bmatrix}^T \begin{bmatrix} \dot{e}_p \\ \dot{\tilde{\omega}} \end{bmatrix} - \alpha \sigma^T J^T J \sigma \quad (13)$$

Consequentemente, substituindo (10) na equação acima:

$$\dot{V} = - \begin{bmatrix} e_p \\ e_{qv} \end{bmatrix}^T \begin{bmatrix} K_p & 0 \\ 0 & K_o \end{bmatrix} \begin{bmatrix} e_p \\ e_{qv} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} e_p \\ e_{qv} \end{bmatrix}^T J \sigma - \alpha \sigma^T J^T J \sigma \quad (14)$$

Desta forma, aplicando a desigualdade de Young [8], é sempre possível escolher constantes positivas  $k_1, k_2, k_3$  tal que a seguinte desigualdade é satisfeita:

$$\dot{V} \leq -k_1 e_p^T e_p - k_2 e_{qv}^T e_{qv} - k_3 \sigma^T J^T J \sigma \leq 0 \quad (15)$$

Desta forma,  $\dot{V} \leq 0$  e consequentemente pela Teoria de Lyapunov [8],  $e_p, e_q, J\sigma \in \mathcal{L}_\infty$ . Além disto, dado que  $\sigma \in \mathcal{L}_2 \cap \mathcal{L}_\infty$ , pode-se concluir que  $J\sigma \in \mathcal{L}_2 \cap \mathcal{L}_\infty$ . Portanto, o ponto de equilíbrio é globalmente uniformemente estável. Dado que  $e_p, e_q, J\sigma$  são limitados, a derivada  $\dot{V}$  é também limitada, então  $\dot{V}$  é uniformemente contínua. Pelo Lema de Barbalat [8] é possível concluir que  $\dot{V} \rightarrow 0$ , e consequentemente  $e_p \rightarrow 0$  e  $e_{qv} \rightarrow 0, e_{qs} \rightarrow \pm 1$  para  $t \rightarrow \infty$ .  $\square$

### 3.2 Controle de Força

Considera-se o controle de força onde o objetivo é projetar  $v_f(t)$  que garanta que a força  $f$  do efetuador siga uma trajetória de força desejada  $f_d(t)$  em uma superfície, i.e.

$e_f = f_d(t) - f \rightarrow 0$ , em que  $e_f \in \mathbb{R}^3$  é o erro de força. Similar à lei de Hooke, a força de interação entre o efetuador e o ambiente pode ser descrita por um modelo elástico:

$$f = \begin{cases} K_s(p - p_s), & \text{se } p > p_s, \\ 0, & \text{caso contrário,} \end{cases} \quad (16)$$

em que  $p$  é a posição do efetuador,  $K_s = k_s I$  é a matriz de rigidez,  $k_s > 0$  é o coeficiente de rigidez, que se assume conhecido, e  $p_s$  é a posição de repouso da superfície. A análise nas seções seguintes é feita considerando  $p_s = 0$  sem perda de generalidade. De (7) e considerando  $v_p = v_f$ , utiliza-se a lei de controle:

$$v_f = \hat{K}_s^{-1}(\dot{f}_d + K_f e_f), \quad K_f = K_f^T > 0, \quad (17)$$

em que  $\hat{K}_s = \hat{k}_s I$  e  $\hat{k}_s > 0$  é a estimativa do coeficiente de rigidez e  $K_f \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$  é a matriz de ganho de força.

## 4. CONTROLE HÍBRIDO

Considera-se o problema de controle de movimento e de interação de um manipulador robótico de  $n$  graus de liberdade em contato com ambientes utilizando a abordagem de controle híbrido [17], em que direções diferentes do espaço operacional  $\mathcal{O}$  são controladas simultaneamente utilizando medidas de posição e força, de acordo com o conceito de subespaços ortogonalmente complementares [11]. Assim, as restrições de posição e força podem ser especificadas independentemente e os controladores projetados ficam desacoplados. Essas restrições são definidas pelas matrizes de seleção apropriadas  $S_p \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$  e  $S_f \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$  que definem quais graus de liberdade são controlados por posição ou força, geralmente expressas em  $\bar{E}_s = [x_s \ y_s \ z_s]$ , um sistema de coordenadas adequado para a execução da tarefa.  $S_p$  e  $S_f$  têm a restrição  $S_p + S_f = I$ . Uma lei de controle híbrido clássica ( $v_h$ ) é dada:

$$v_k = \begin{bmatrix} v_h \\ v_o \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_{h_p} + v_{h_f} \\ v_o \end{bmatrix}, \quad (18)$$

onde  $v_{h_p}, v_{h_f} \in \mathbb{R}^3$  são os sinais de controle desacoplados agindo respectivamente nos subespaços de posição e força, tal que:

$$v_{h_p} = R_{es} S_p R_{es}^T v_p, \quad v_{h_f} = R_{es} S_f R_{es}^T v_f, \quad (19)$$

onde  $v_p$  e  $v_f$  já foram definidos e  $R_{es}$  é a matriz de rotação de  $\bar{E}_s$  com relação a  $\bar{E}_e$ . Note que, de (19), o desacoplamento das variáveis de controle é levado para  $\bar{E}_s$ , onde a tarefa é naturalmente descrita e as matrizes de seleção  $S_p$  e  $S_f$  têm forma diagonal com elementos nulos ou unitários.

A análise de estabilidade do controle híbrido é demonstrada no Teorema 2.

**Teorema 2.** Considere o sistema em malha fechada descrito por (5), (6), (18) e (19) com controle de posição (8), controle de orientação (9) e controle de força (17). Considere que  $p_d(t)$  e  $f_d(t)$  são contínuos por partes e uniformemente limitados. Sob as hipóteses (A1) e (A2), e considerando  $\sigma \in \mathcal{L}_2 \cap \mathcal{L}_\infty$ , as seguintes propriedades são satisfeitas: (i) todos os sinais do sistema em malha fechada são uniformemente limitados; (ii)  $\lim_{t \rightarrow \infty} e_p(t) = 0$ ,  $\lim_{t \rightarrow \infty} e_f(t) = 0$ ,  $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qv} = 0$  e  $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{qs}(t) = \pm 1$ .

**Prova.** A prova é similar à do Teorema 1, considerando a seguinte candidata a função de Lyapunov:

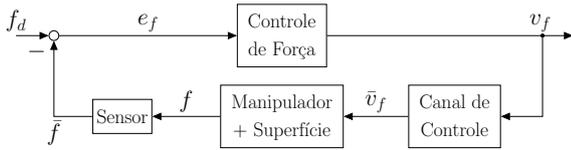


Figura 1. Controle de Força Cinemático.

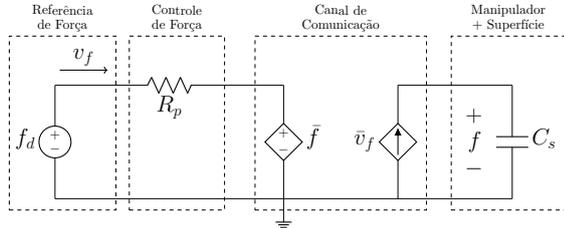


Figura 2. Sistema Elétrico Equivalente à Malha de Controle de Força

$$2V = e_p^T e_p + 2(e_{qs} - 1)^2 + 2e_{qv}^T e_{qv} + e_f^T e_f + \alpha \int_0^t (L_m - \sigma^T J^T J \sigma) d\tau$$

## 5. CONTROLE HÍBRIDO BASEADO EM PASSIVIDADE

Uma adaptação do método TDPA [2] do controle de força explícito de um sistema dinâmico é proposta para que seja combinado com o controle de força (17).

Pelo Teorema da Passividade, se dois dados sistemas são passivos, então a combinação realimentada deles também é passiva [8]. A Fig. 1 mostra o diagrama de blocos para a malha de controle de força, onde  $f_d$ ,  $f$ ,  $e_f$  e  $v_f$  já foram definidos na seção 4. Define-se  $\bar{f}$  a força de contato medida, assumindo características não modeladas no sensor de força, e  $\bar{v}_f$  a velocidade real do efetuator, considerando características não modeladas na malha de controle interno do robô (idealmente  $\bar{f} = f$  e  $\bar{v}_f = v_f$ ), i.e.

$$\dot{p} = \bar{v}_f. \quad (20)$$

O “Controle de Força” dado por (17) nunca perde passividade em malha aberta, o que significa que somente o subsistema composto pelos três blocos na realimentação precisam ser passivizados pelo TDPA para garantir que a malha fechada permaneça passiva e estável.

O bloco “Manipulador + Superfície” representa a parte mecânica do sistema e é dada por (16) (20). Esse bloco também nunca perde passividade, o que significa que características não modeladas dos blocos do “Canal de Controle” e do “Sensor” são os únicos motivos para a malha de controle de força possivelmente perder passividade e se tornar instável.

Para obter as variáveis de potência, se introduz um observador de passividade (PO) para monitorar o fluxo de energia, e uma analogia entre a malha de controle de força e um sistema elétrico é feita, como proposto em [1], onde sinais de velocidade se tornam correntes e forças se tornam tensões. O sistema elétrico é dividido em subsistemas 1-porta ou 2-portas, cujas variáveis de potência são facilmente identificadas, e convertidas para a representação de sistema de portas [15].

A Fig. 2 mostra o sistema elétrico equivalente à malha de controle, onde o resistor  $R_p = \hat{K}_s K_f^{-1}$  representa o controle proporcional, as fontes de tensão e corrente dependentes representam o sensor de força e o canal de controle, respectivamente, e o capacitor  $C_s = K_s^{-1}$  representa o bloco “Manipulador + Superfície”. Cada um dos blocos pontilhados representa uma parte da malha que pode ser vista como um sistema de portas.

Idealmente, o TDPA seria aplicado somente ao “Canal de Comunicação” 2-portas, dado que é a única parte do sistema que pode perder passividade. Contudo, apesar de ambas variáveis de potência da porta da esquerda ( $\bar{f}$ ,  $v_f$ ) sejam conhecidas, as variáveis da porta da direita ( $f$ ,  $\bar{v}_f$ ) são desconhecidas. Por isso, o PO não pode ser introduzido para monitorar o fluxo de energia do canal somente.

Por outro lado, é possível monitorar o fluxo de energia do sistema 1-porta ( $\bar{f}$ ,  $v_f$ ) formado pelos blocos “Canal de Comunicação” e “Manipulador + Superfície”. Se essa 1-porta perde passividade, com certeza é por causa do “Canal de Comunicação”, dado que o sistema mecânico é passivo.

Seja  $E_{obs}(t)$  a energia observada pelo PO, dada por:

$$E_{obs}(t) = \int_0^t v_f(s)^T \bar{f}(s) ds \quad (21)$$

A condição de passividade adotada é que a energia observada tem de ser sempre não-negativa, ou seja, que o sistema nunca gera energia. De acordo com o método TDPA clássico, quando o PO detecta que essa condição é violada, o controlador de passividade (PC) é acionado e aumenta a impedância do sistema e dissipa mais energia. Contudo, como descrito em [7], há um atraso entre o instante que a instabilidade começa e o instante em que a passividade é violada, pois se o sistema permanece passivo por um longo período de tempo,  $E_{obs}$  se torna cada vez mais positivo, e demandará tempo para torná-lo negativo quando o fator de instabilidade ocorrer. Para garantir que o PC dissipe energia assim que o fator de instabilidade ocorrer, a condição considerada para a ativação do PC é a potência observada ( $W_{obs}$ ) ser negativa:

$$W_{obs}(t) = v_f(t)^T \bar{f}(t) < 0 \quad (22)$$

Essa condição é o caso extremo do observador de passividade *windowed* proposto em [7] com a janela igual a um único período de amostragem, e como somente o valor mais recente é observado, o PC é contínuo em vez de discreto.

O sistema elétrico depois da introdução do PC também pode ser representado pela Fig. 2 assumindo que há um resistor  $R_{pc}$  em série com  $R_p$ . Esse resistor é projetado para que dissipe instantaneamente toda potência gerada pelo sistema e é dado por

$$R_{pc}(t) = \begin{cases} -W_{obs}(t)/\|v_f(t)\|^2, & \text{se } W_{obs}(t) < 0, \\ 0, & \text{caso contrário.} \end{cases} \quad (23)$$

O efeito do PC no controle de força é modificar o ganho proporcional de acordo com  $W_{obs}$ , tornando-o um ganho adaptativo dado por

$$k(t) = (k_s k_f^{-1} + R_{pc}(t))^{-1} \quad (24)$$

## 6. SIMULAÇÕES

As simulações foram realizadas em Matlab/Simulink, utilizando o manipulador AUBO i5 de 6 graus de liberdade,

cujos modelo cinemático (Fig. 3(a)) é descrito pelos parâmetros de Denavit-Hartenberg Modificado, e  $d_1 = 0.098\text{m}$ ,  $d_2 = 0.121\text{m}$ ,  $d_5 = 0.102\text{m}$ ,  $d_6 = 0.094\text{m}$ ,  $a_1 = 0.408\text{m}$  e  $a_2 = 0.376\text{m}$ .

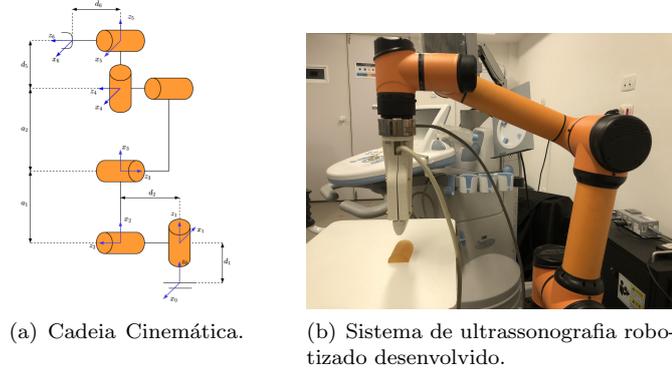


Figura 3. Foto e Esquemático do Manipulador AUBO i5

O objetivo da simulação é o seguimento de trajetória de posição no plano  $x-y$  (paralela ao chão) junto com a regulação de força no eixo  $z$  (na direção vertical).

Inicia-se com  $\theta(0) = [0 \ -0.13 \ -1.32 \ 0.38 \ -1.57 \ 0]^T$  rad (efetuador apontado na direção vertical para baixo). A força desejada no eixo  $z$  foi estabelecida em  $f_d = 5\text{N}$  e a trajetória desejada no plano  $x-y$  é descrita por degraus (Fig. 4(b)). Os ganhos do controle são:  $K_p = 0.25\text{Is}^{-1}$ ,  $K_o = 0.2\text{Irad s}^{-1}$ ,  $K_f = 1.5\text{Im(N.s)}^{-1}$ . O ambiente foi modelado de acordo com (16), com  $k_s = 3000\text{N/m}$ ,  $p_s = p_z(0) - 0.005$ . As matrizes de seleção foram  $S_f = \text{diag}(0, 0, 1)$  e  $S_p = I - S_f$ .

Para exercer o papel de fator de instabilidade, foi considerado um atraso  $\delta = 0.5\text{s}$  (consideravelmente grande) inserido na malha de controle interna do manipulador, representando um atraso no canal de comunicação. Também se considera que  $\hat{k}_s = 2000$  (incerteza de cerca de 30%).

Nas simulações do controle de força sem e com TDPA (Fig. 4), a resposta transitória do sinal de força do sistema sem TDPA é menos amortecida do que o sistema com TDPA, levando o sistema a oscilar antes de atingir a resposta em regime permanente.

## 7. RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Resultados experimentais utilizando o manipulador colaborativo AUBO i5 são apresentados para analisar a estratégia de controle proposta.

O *control box* do robô possui uma porta ethernet que possibilita o controle via um computador com sistema operacional Linux/Ubuntu 16.04 e *Robot Operating System* (ROS) Kinetic. A força é medida utilizando o sensor de força/torque Net F/T Gamma da *ATI Industrial Automation* acoplado ao efetuador do manipulador. Um transdutor de ultrassom linear foi acoplado ao sensor de força, e as imagens de ultrassom foram adquiridas pelo aparelho Aixplorer® V.11. O *setup* experimental é mostrado na Fig. 3(b).

A Fig. 5 apresenta o fluxograma do software de controle implementado em ROS. A medida de força do

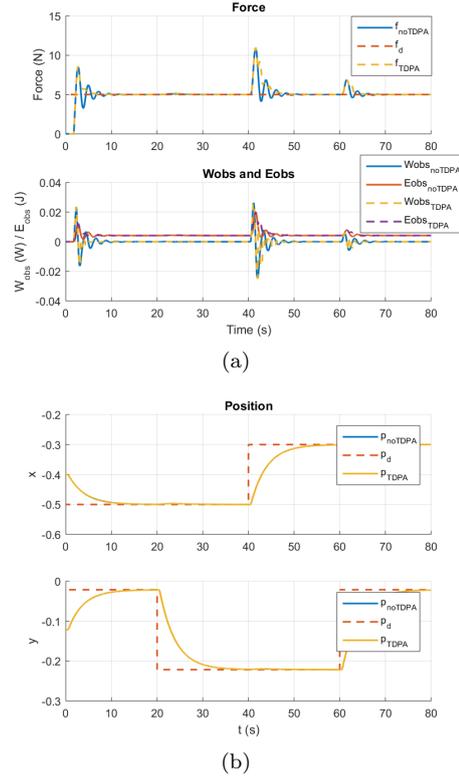


Figura 4. Simulação do Controle Híbrido sem e com TDPA

sensor foi obtida a uma taxa de amostragem  $h_s$ , enquanto a leitura dos ângulos de juntas e o envio do sinal de controle  $v$  estão a uma taxa de amostragem  $h_c$ . Como o controlador interno do AUBO i5 somente aceita referência de posição ( $\theta_d$ ) através da função da API *robotServiceSetRobotPosData2Canbus*( $\theta_d$ ), uma lei de controle discreta foi implementada

$$\theta_d(k) = \theta_d(k-1) + h_d v(k), \quad (25)$$

em que  $h_d$  é a taxa de amostragem dessa malha de controle. Foram definidos  $h_s = 200\text{hz}$ ,  $h_c = 50\text{hz}$  e  $h_d = 180\text{hz}$ .

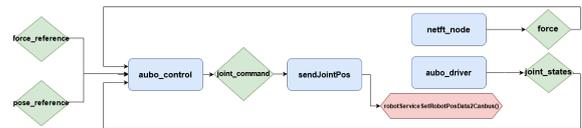


Figura 5. Fluxograma de operação do AUBO i5.

Foram realizados dois experimentos para analisar a viabilidade do sistema. No primeiro experimento, o objetivo é similar ao da simulação: o seguimento de uma trajetória de posição em uma superfície (mesa) no plano  $x-y$  junto com regulação de força no eixo  $z$ . O segundo experimento teve como objetivo apenas a regulação de força sobre um phantom de gelatina de manufatura própria, com gel de ultrassom aplicado sobre o phantom. Em ambos, o efetuador inicia apontado na direção vertical para baixo.

No primeiro experimento,  $\theta(0) = [0 \ -0.18 \ -1.56 \ 0.19 \ -1.57 \ 0]^T$  rad. Foi estabelecido  $f_d = 5\text{N}$  somente no eixo  $z$ , e o controle de força só é ativado em  $t = 10\text{s}$ . A trajetória desejada no plano  $x-y$  é descrita por degraus (Fig 6(b)). Os ganhos do controle são:  $K_p = 0.8\text{Is}^{-1}$ ,  $K_o = 0.2\text{Irad s}^{-1}$ ,

$K_f = 3.0 \text{Im}(\text{N.s})^{-1}$ ,  $\hat{k}_s = 7500 \text{N/m}$ . As matrizes de seleção foram  $S_f = \text{diag}(0, 0, 1)$  e  $S_p = I - S_f$ .

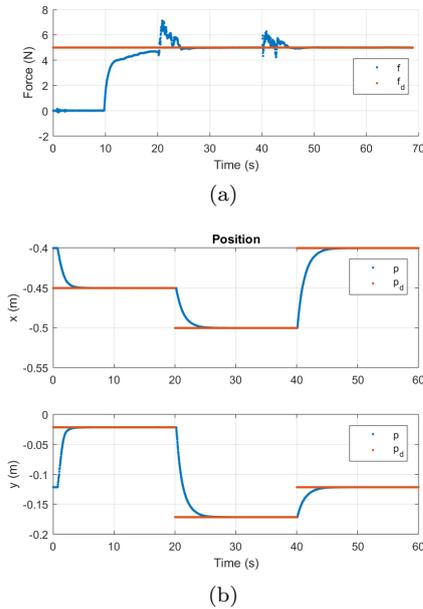


Figura 6. Experimento do Controle Híbrido com TDPA numa superfície plana.

Pode-se observar na Fig 6 que a posição do efetuador segue a referência como esperado. Já o sinal de força acaba sofrendo interferência das mudanças de posição em  $t = 20$  e  $t = 40$ . Isso pode ter acontecido pelo fato da superfície não estar perfeitamente ortogonal ao efetuador, gerando um pico do sinal de força nesses instantes, que logo volta para a referência sofrendo efeito do amortecimento adaptativo do TDPA.

No segundo experimento,  $\theta(0) = [1.57 \ 0.18 \ -1.61 \ 0.15 \ -1.57 \ 0]^T$  rad. A força desejada foi reduzida para  $f_d = 1 \text{N}$  (dentro da faixa aceitável para o phantom). Os ganhos foram estabelecido em  $K_f = 2.0 \text{Im}(\text{N.s})^{-1}$ , e  $\hat{k}_s = 500 \text{N/m}$ .

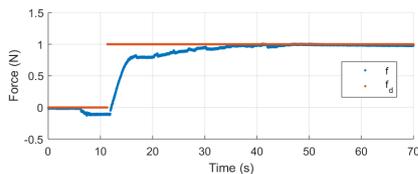


Figura 7. Experimento do Controle Híbrido com TDPA no phantom de ultrassom.

Pode-se observar na Fig 7 que a resposta é lenta devido ao TDPA, que diminui o ganho para garantir a passividade do sistema.

## 8. CONCLUSÃO

Neste trabalho foi proposto uma estratégia de controle híbrido posição/força e orientação baseado em passividade de um sistema de ultrassonografia robotizado. A estabilidade assintótica do sistema em malha fechada é demonstrada via Lyapunov, considerando dinâmicas não modeladas da malha de controle interna do manipulador.

As simulações ilustram o comportamento do sistema em um ambiente com parâmetros desconhecidos, como a incerteza do coeficiente de rigidez da superfície e atraso. Resultados experimentais validaram a viabilidade da estratégia de controle em um ambiente com dinâmicas não modeladas, como o atraso no canal de comunicação. Além disso, a lei de controle discreta proposta em (25) foi capaz de contornar a limitação do manipulador de não aceitar o controle de velocidade de juntas. Trabalhos futuros incluem a utilização do controle PI de força, controle de impedância/admitância, e controle compartilhado com um operador.

## REFERÊNCIAS

- [1] J. Artigas, J.-H. Ryu, C. Preusche, and G. Hirzinger, "Network representation and passivity of delayed teleoperation systems," *IEEE/RSJ Int. Conf. on Intellig. Robots&Systems*, vol. 19, no. 5, pp. 177–183, 2011.
- [2] R. Balachandran, M. Jorda, J. Artigas, J.-H. Ryu, and O. Khatib, "Passivity-based stability in explicit force control of robots," *2017 IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation*, pp. 386–393, 2017.
- [3] S. DiMaio, M. Hanuschik, and U. Kreaden, "The da vinci surgical system," in *Surgical Robotics: Systems Applications and Visions*, J. Rosen, B. Hannaford, and R. M. Satava, Eds. Springer, 2011, pp. 199–217.
- [4] W. Dixon, "Adaptive regulation of amplitude limited robot manipulators with uncertain kinematics and dynamics," *IEEE Trans. on Automat. Control*, vol. 52, no. 3, pp. 488–493, 2007.
- [5] K. Evans, S. Roll, and J. Baker, "Work-related musculoskeletal disorders (WRMSD) among registered diagnostic medical sonographers and vascular technologists: A representative sample," *Journal of Diagnostic Medical Sonography*, vol. 25, no. 6, pp. 287–299, 2009.
- [6] B. Hannaford and J.-H. Ryu, "Time-domain passivity control of haptic interfaces," *IEEE Trans. on Robotics&Automation*, vol. 18, no. 1, pp. 1–10, 2002.
- [7] M. Jorda, R. Balachandran, J. Artigas, J.-H. Ryu, and O. Khatib, "New passivity observers for improved robot force control," *2017 IEEE/RSJ Int. Conf. on Intellig. Robots&Systems*, pp. 2177–2184, 2017.
- [8] H. K. Khalil, *Nonlinear Systems*, 3rd ed. Prentice Hall, 2002.
- [9] A. Leite, F. Lizarralde, and L. Hsu, "Hybrid adaptive vision-force control for robot manipulators interacting with unknown surfaces," *Int. Journal of Robotics Research*, vol. 28, no. 7, pp. 911–926, 2009.
- [10] A. C. Leite, F. L. Cruz, and F. Lizarralde, "Adaptive passivity-based hybrid pose/force control for uncertain robots," in *21th IFAC World Congress*, vol. 53, no. 2, Berlin, 2020, pp. 3854–3860.
- [11] M. T. Mason, "Compliance and force control for computer controlled manipulators," *IEEE Trans. on Systems, Man and Cybernetics*, vol. 11, pp. 418–432, 1981.
- [12] K. Mathiassen, J. E. Fjellin, K. Glette, P. K. Hol, and O. J. Elle, "An ultrasound robotic system using the commercial robot UR5," *Frontiers in Robotics and AI*, vol. 3, pp. 1–10, 2016.
- [13] R. Ribeiro, L. Hsu, R. Costa, and F. Lizarralde, "Passivity-based cascade hybrid pose/force robot control," in *IEEE 15th Int. Conf. on Automation Science and Eng. (CASE)*, 2019, pp. 806–811.
- [14] R. H. Taylor, A. Menciassi, G. Fichtinger, P. Fiorini, and P. Dario, "Medical robotics and computer-integrated surgery," in *Springer Handbook of Robotics*, B. Siciliano and O. Khatib, Eds. Springer, 2016, pp. 1657–1684.
- [15] A. van der Schaft and D. Jeltsema, "Port-hamiltonian systems theory: An introductory overview," *Foundations and Trends in Systems and Control*, vol. 1, pp. 173–378, 2014.
- [16] H. E. Vanderpool, E. A. Friis, B. S. Smith, and K. L. Harms, "Prevalence of carpal tunnel syndrome and other work-related musculoskeletal problems in cardiac sonographers," *Journal of Occupational Medicine*, vol. 35, no. 6, pp. 604–610, Jun. 1993.
- [17] L. Villani and J. De Schutter, "Force control," in *Handbook of Robotics*, B. Siciliano and O. Khatib, Eds. Springer Verlag, 2016, pp. 195–220.
- [18] H. Wang, C. C. Cheah, W. Ren, and Y. Xie, "Passive Separation Approach to Adaptive Visual Tracking for Robotic Systems," *IEEE Trans. on Control Syst. Techn.*, vol. 26, no. 6, pp. 2232–2241, 2018.
- [19] J. T. Y. Wen and S. Murphy, "Stability analysis of position and force control for robot arms," *IEEE Trans. on Automat. Control*, vol. 36, pp. 365–371, 1991.