CONTROLE A ESTRUTURA VARIÁVEL DE ROBÔS MANIPULADORES INTERAGINDO COM AMBIENTES CINEMÁTICOS

Silas do Amaral
DEE/UDESC-Joinville
89.223-100 Joinville - SC
dee2sa@joinville.udesc.br

Edson R. de Pieri
DAS/UFSC
88.040-970 Florianópolis - SC
edson@lcmi.ufsc.br

Raul Guenther
DEM/UFSC
88.040-970 Florianópolis - SC
guenther@emc.ufsc.br

Resumo – Em Robótica, muitas tarefas requerem uma efetiva interação do robô com o ambiente, caracterizada por uma força de contato que precisa ser controlada. Nos últimos vinte anos, diversas leis de controle direcionadas a situações deste tipo foram propostas. Entretanto, somente algumas levam em conta as perturbações externas e as incertezas paramétricas do manipulador. No presente artigo, propõe-se um controlador a estrutura variável, cuja missão é controlar o movimento e a força de contato de robôs manipuladores durante a realização de tarefas em ambientes não dinâmicos, como por exemplo, o deslocamento em uma superfície rígida. Demonstra-se que o controlador desenvolvido é robusto e compara-se o seu desempenho, por meio de simulação, ao de um controlador do tipo torque computado, em face de incertezas paramétricas e de perturbações externas.

Palavras-Chave: Controle de Robôs; Controle de Força e Posição; Controle a Estrutura Variável; Incertezas Paramétricas; Perturbações Externas.

Abstract – In Robotics, many tasks require an effective interaction of the robot with the environment, that is characterized by a contact force, which in turn, needs to be controlled. In the last twenty years, several control laws were reported directed to this kind of task. However, a few of these control laws account for external disturbances and parametric uncertainties of the manipulator. In the present article, it is proposed a variable structure controller aiming to control the motion and the contact force during the execution of tasks in external non-dynamic environments, for instance, tip displacement over a rigid surface. It is demonstrated that the controller is robust and its performance is compared, by means of simulation, to a computed torque kind of controller, when facing parametric uncertainties and external disturbances.

Keywords: Robot Control; Force/Position Control; Variable Structure Control; Parameter Uncertainties; External Perturbations.

1 INTRODUÇÃO

O uso mais comum dos robôs industriais consiste da execução repetitiva de uma seqüência pré-estabelecida de movimentos. De um modo geral, pode-se afirmar que as aplicações de robôs manipuladores visam, principalmente, as tarefas tediosas, repetitivas, perigosas, ou que exigem perícia, força ou destreza além da capacidade humana.

Do ponto de vista da interação com o ambiente, estas aplicações podem ser divididas em duas categorias: as que necessitam controlar somente o movimento do efetuador final, fazendo-o seguir uma trajetória pré-especificada (caso típico da pintura), e as que precisam dispor também de controle da força aplicada, devido a uma significativa interação com o ambiente (esmerilhamento, por exemplo).

As aplicações definidas como da segunda categoria requerem, em geral, a inclusão de sensores de força. O uso de sensores de força pode aliviar as exigências quanto à precisão da posição do efetuador final e da descrição da geometria da superfície de contato, permitindo a utilização de equipamentos menos caros. Os sensores de visão produzem resultados semelhantes, não possibilitando, porém, o controle da força aplicada. A inclusão dos sensores de força viabiliza (Gorinevsky et al., 1997):

- a execução de tarefas com segurança, pois torna-se possível detectar e controlar colisões com obstáculos,
- a manipulação de cargas frágeis,
- a pesagem, determinação do centro de massa e identificação de peças,
- o seguimento de um contorno (casos da soldagem e do esmerilhamento),
- a realização de tarefas que envolvem restrições (montagem, por exemplo),
- a execução de tarefas em que há necessidade de controlar a força aplicada (corte, rebarbação, polimento) e, finalmente,
- a cooperação entre robôs, que também é um problema de movimento sujeito a restrições.

Como exemplos específicos de estudo de aplicações envolvendo o controle de força, vejam-se os seguintes:

- Inspeção de soldagem em instalações submarinas por meio de um sistema robotizado, cujo objetivo é detetar fendas

[0] Artigo submetido em 07/10/98
1a. Revisão em 24/03/99; 2a. Revisão em 04/02/2000
Aceito sob recomendação do Ed. Cons. Prof. Dr. Liu Hsu

nas tubulações. Para que isto seja realizado, o contato deve ser mantido, apesar de perturbações e/ou irregularidades na superfície de contato, havendo real necessidade do controle da força de interação (Broome et al., 1993).

- Uso de um robô manipulador para remover cabeças de peixes,monitorando a impedância durante o corte, para fins de controle de qualidade. Por meio desta monitoração, evita-se que o produto seja embalado com parte da cabeça, além de reduzir a perda de carne decorrente de um corte mal feito (De Silva e Gu, 1995).

- Fresagem de peças, feitas de material não homogêneo, controlando a velocidade de corte em função da força exercida na ponta a ferramenta. Consegue-se, por meio desta estratégia, evitar danos à ferramenta e à peça por esforço excessivo (Zuhars e Hsia, 1995).

- Operações de esmerilhamento, chanfradura e polimento, usando controle de força (e/ou momento) (Jinno et al., 1995).

A principal estratégia de controle usada para aplicações classificadas na segunda categoria é o Controle Híbrido, proposto inicialmente em (Raibert e Craig, 1981), por meio do qual posição e força são controladas simultaneamente. Entretanto, ela apresenta um grande inconveniente, que consiste no uso de matrizes de seleção para identificar em que direções deve ser controlado o movimento e em que direções deve ser controlada a força. A formalização do Controle Híbrido para um manipulador sujeito a restrições geométricas (ambiente rígido), dispensando o uso de matrizes de seleção, está desenvolvida em (McClamroch e Wang, 1988) e (Yoshikawa, 1987). Recentemente, De Luca e Manes desenvolveram uma nova formulação para o Controle Híbrido, mais abrangente que as anteriores, pois contempla a interação do manipulador com ambientes cinemáticos e/ou dinâmicos, além de facilitar a obtenção da lei de controle.

Os controladores citados até este ponto atendem as especificações, desde que o sistema seja perfeitamente conhecido. No entanto, a existência de incertezas quanto aos parâmetros do robô (principalmente suas massas e inércias) e do ambiente (especialmente as variações da carga e as incertezas quanto à geometria), a modelagem imprecisa, por desconsideração ou má representação do atrito, as perturbações externas e os ruídos nas medições podem comprometer a precisão dos resultados, se os controladores não forem robustos.

Estas fontes de incerteza e perturbações externas têm motivado o projeto de controladores robustos, entre os quais os baseados em estrutura variável (DeCarlo et al., 1988), (Utkin, 1992), (Hung et al., 1993), (Hsu e Costa, 1996), (Moura et al., 1997), (Young et al., 1999). Alguns destes controladores destinam-se apenas ao controle do movimento (Slotine e Sastry, 1983), (Bailey e Arapostathis, 1987), (Gao e Hung, 1993), (Guenther e Hsu, 1993), enquanto outros incluem também o controle da força de contato (Su et al., 1992), (Su et al., 1995), (Yao e Tomizuka, 1995), (Tian e Goldenberg, 1996), (Amaral et al., 1998).

O presente trabalho utiliza a modelagem proposta por De Luca e Manes, restrita, porém, à interação de robôs manipuladores com ambientes puramente cinemáticos (por exemplo, a realização de uma tarefa numa superfície rígida). Um controlador a estrutura variável é proposto para o controle simultâneo de movimento e força, para o qual são derivadas as condições que garantem a convergência do processo sob controle, mesmo que o modelo do sistema não seja perfeitamente conhecido.

Este artigo está organizado em sete seções, incluindo a presente introdução. As modelagens cinemática e dinâmica do manipulador interagindo com o ambiente são esboçadas na Seção 2. Na Seção 3, um controlador do tipo torque computado é derivado e são analisados os erros decorrentes de sua aplicação em face de incertezas paramétricas e de perturbações externas. O processo de síntese de um controlador robusto a estrutura variável para um sistema genérico é descrito na Seção 4, enquanto que na Seção 5 este controlador é aplicado ao sistema robô-ambiente. Finalmente, na Seção 6 são apresentados e analisados os resultados de simulação para um robô de dois graus de liberdade e na Seção 7, as conclusões.

2 MODELAGEM DO SISTEMA

O objeto de estudo deste trabalho consiste de um manipulador rígido cujo efetuador final (EF) se desloca num ambiente cinemático (admite movimento livre em algumas direções e o obstrui completamente nas demais), enquanto aplica sobre este uma força normal, conforme ilustra a Figura 1.

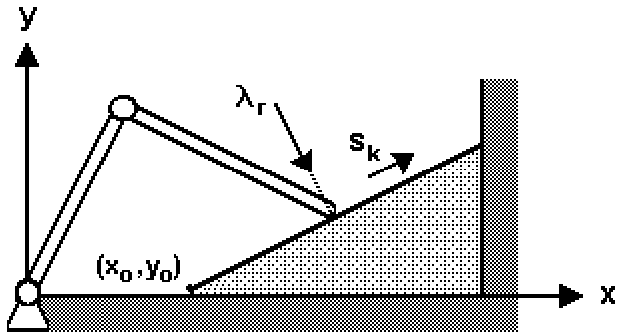

Figura 1: Robô cotovelar: Tarefa no plano inclinado.

A descrição da interação robô-ambiente é realizada por meio de dois sistemas de coordenadas: o primeiro é formado pelas coordenadas generalizadas de junta, que definem completamente a configuração do manipulador, e o segundo consiste de variáveis que descrevem o movimento admissível do efetuador final, quando em contato com o ambiente, do ponto de vista do ambiente. Portanto, a posição do efetuador final será descrita dos dois lados do contato.

Tal técnica de modelagem é orientada para o projeto de leis de controle híbridas, porque velocidades admissíveis bem como forças de reação são explicitamente caracterizadas no contato, e atendem por definição à exigência de ortogonalidade, melhor dizendo, o produto escalar entre forças de contato e velocidades admissíveis é nulo.

2.1 Modelo Cinemático do Robô

Seja um robô com n_r graus de liberdade, constituído por uma cadeia cinemática aberta de corpos rígidos, parametrizado pelo vetor $q \in \Re^{n_r}$ das variáveis de junta, isto é, dos ângulos relativos entre elos adjacentes (no caso de juntas de revolução) e dos deslocamentos (no caso de juntas prismáticas). O vetor q, com cada q_i dentro da sua faixa de excursão, se relaciona a uma única posição espacial e orientação do efetuador final.

Seja também $r = (p, o)$ de dimensão 6, onde p descreve a posição do efetuador final no espaço cartesiano $\Re^3$ e $o = (\varphi, \vartheta, \psi)$ sua orientação dada por uma representação mínima, a dos ângulos de Euler. Com isto, a cinemática do efetuador final é expressa nas variáveis das juntas por:

$$r = \Theta(q) \tag{1}$$

onde $\Theta(q)$ é um vetor de funções não lineares, que mapeia o espaço das juntas no espaço cartesiano. Na sua forma diferencial, a cinemática é descrita por:

$$\dot{r} = \frac{\partial\Theta(q)}{\partial q}\dot{q} = J_a(q)\dot{q} \tag{2}$$

sendo $J_a(q)$ uma matriz 6xn conhecida como *Jacobiano Analítico.*

O vetor de velocidades $v = (\dot{p}, \omega)$, composto pela velocidade linear $\dot{p}$ e pela velocidade angular ω, relaciona-se com $\dot{r}$ através de

$$v = G(r)\dot{r} \tag{3}$$

na qual

$$G(r) = \begin{bmatrix} I_{3x3} & 0 \\ 0 & G_o(\varphi, \vartheta, \psi) \end{bmatrix} \tag{4}$$

e onde $G_o(\varphi, \vartheta, \psi)$ é uma matriz 3x3 de funções, que expressa o mapeamento entre a derivada do *vetor* de orientação ($\frac{do}{dt}$) e a velocidade angular ω. Definindo

$$J(q) = G(\Theta(q))J_a(q) \tag{5}$$

o vetor de velocidades generalizadas pode agora ser escrito em função da velocidade $\dot{q}$ das juntas como

$$v = \begin{bmatrix} \dot{p} \\ \omega \end{bmatrix} = J(q)\dot{q} \tag{6}$$

onde a matriz $J(q)$, de dimensão 6xn_r, é conhecida como *Jacobiano Geométrico* do manipulador.

Da equação (6), conclui-se que, somente se $n_r \geq 6$ é possível mover o efetuador final arbitrariamente, seja com respeito a sua posição, seja com relação a sua orientação espacial. Entretanto, mesmo neste caso, podem existir configurações que reduzam o posto do Jacobiano, conhecidas como configurações singulares. Nas configurações singulares, o manipulador perde um ou mais graus de liberdade, o movimento do EF em certas direções pode não ser mais possível, velocidades limitadas no EF podem corresponder a velocidades ilimitadas nas juntas, forças e torques limitados no EF podem corresponder a torques ilimitados nas juntas, além de não existir uma solução única para o problema da cinemática inversa (Spong e Vidyasagar, 1989). Ao longo deste trabalho, supõe-se que $n_r \geq 6$ e que o Jacobiano tenha posto completo, o que pode ser conseguido planejando-se o movimento do manipulador de tal forma a evitar as configurações singulares.

2.2 Modelo Cinemático do Ambiente

Como o manipulador realizará uma tarefa de contato, as coordenadas de junta não são suficientes, nem adequadas para especificar o movimento do EF e da força de interação, que são melhor definidos num sistema de coordenadas ligado ao ambiente sob manipulação (De Luca e Manes, 1994). Por isso, será escolhida uma variável $s_k \in \Re^k$ associada às k direções em que o movimento do efetuador final é admissível, a qual servirá de parâmetro para o ambiente. Com a definição desta variável, ficam estabelecidas as k direções nas quais o movimento é livre, além das $6 - k$ direções em que o movimento é totalmente impedido. Nas direções em que o movimento é restrito, surgem forças de reação devido à ação do efetuador final sobre o ambiente.

Feitas estas definições, a posição e a velocidade do efetuador final, vistas do lado do ambiente, são expressas por

$$r = \Gamma(s_k) \tag{7}$$

$$\dot{r} = \frac{\partial\Gamma(s_k)}{\partial s_k}\dot{s}_k \tag{8}$$

onde $\Gamma(s_k)$ é um vetor de funções não lineares (pelo menos duas vezes diferenciáveis e inversíveis), que relaciona s_k a r. Como as equações (1) e (7) descrevem a mesma posição (e orientação) no espaço, vista, respectivamente, do lado do manipulador e do lado do ambiente, a seguinte relação de vínculo tem que ser satisfeita:

$$r = \Theta(q) = \Gamma(s_k) \rightarrow \Theta(q) - \Gamma(s_k) = 0 \tag{9}$$

Além disso, substituindo (8) em (3) e usando (7), é obtido o vetor das velocidades generalizadas v em função de $\dot{s}_k$:

$$v = \begin{bmatrix} \dot{p} \\ \omega \end{bmatrix} = T_k(s_k)\dot{s}_k \tag{10}$$

onde $T_k(s_k) = G(\Gamma(s_k))\frac{\partial\Gamma(s_k)}{\partial s_k}$ é uma matriz 6xk, que desempenha um papel semelhante ao do Jacobiano do manipulador e é considerada de posto cheio na região de operação. Como a velocidade v é uma só, seja ela expressa do lado do ambiente (10), seja do lado do robô (6), obtém-se a seguinte relação:

$$v = T_k(s_k)\dot{s}_k = J(q)\dot{q}. \tag{11}$$

2.3 Condição do Contato

Tendo em vista que, para contatos cinemáticos, não há troca de energia entre o robô e o ambiente, isto é, as forças

generalizadas de reação não realizam trabalho nas direções admissíveis de movimento no contato, conclui-se que

$$v^T F_r = \begin{bmatrix} \dot{p}^T & \omega^T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_r \\ m_r \end{bmatrix} = 0 \tag{12}$$

onde f_r são as forças de reação e m_r são os momentos de reação no efetuador final. As forças de reação generalizadas podem ser escritas na forma

$$F = F_r = Y_r(s_k)\lambda_r \tag{13}$$

onde $\lambda_r \in \Re^{6-k}$ parametriza as forças de reação (consideradas aqui no sentido do robô contra o ambiente) da mesma forma que $\dot{s}_k$ parametriza as velocidades admissíveis. Da condição de reciprocidade (ortogonalidade), definida pela equação (12), obtém-se a seguinte identidade

$$T_k^T(s_k)Y_r(s_k) = 0 \tag{14}$$

que também reflete a condição de não transferência de energia em contatos cinemáticos.

2.4 Modelo Dinâmico do Sistema

Usando considerações de energia e aplicando a formulação de Lagrange, o seguinte modelo dinâmico é derivado:

$$\begin{aligned} M(q)\ddot{q} + n(q,\dot{q}) &= u - J^T(q)F \\ n(q,\dot{q}) &= c(q,\dot{q}) + g(q) \end{aligned} \tag{15}$$

onde $M(q)$ é a matriz de inércias, quadrada de ordem n_r e definida positiva, u é o vetor dos torques de controle, $c(q,\dot{q})$ engloba os torques centrífugos e de Coriolis, $g(q)$ é o vetor dos torques gravitacionais e $J^T(q)F$ representa os torques decorrentes da interação do efetuador final com o ambiente.

O modelo dinâmico é completado pela condição de ortogonalidade (14) e pela identidade (11) ou (9), que estabelece o acoplamento (ou vínculo) entre os dois subsistemas, isto é, o robô e o ambiente.

A obtenção de um controlador a partir do modelo descrito desta maneira não é imediata. Por isso, um modelo compacto em uma só equação, escrito nas variáveis da tarefa (λ_r e $\ddot{s}_k$), e que inclui as equações (15), (11) e (14) será deduzido a seguir. Primeiramente, a equação (11) é derivada em relação ao tempo, ou seja

$$T_k(s_k)\ddot{s}_k + \dot{T}_k(s_k,\dot{s}_k)\dot{s}_k = J(q)\ddot{q} + \dot{J}(q,\dot{q})\dot{q}. \tag{16}$$

Resolvendo a equação (15) para $\ddot{q}$ e substituindo em (16), resulta em

$$T_k\ddot{s}_k + \dot{T}_k\dot{s}_k = JM^{-1}\left(u - J^TF - n\right) + \dot{J}\dot{q} \tag{17}$$

a qual, usando (13), e definindo

$$\begin{aligned} Q(q,s_k) &= \begin{bmatrix} JM^{-1}J^TY_r & T_k \end{bmatrix} \\ m(q,\dot{q},s_k,\dot{s}_k) &= -\dot{T}_k\dot{s}_k + \dot{J}\dot{q} - JM^{-1}n \end{aligned} \tag{18}$$

conduz ao seguinte modelo

$$\begin{bmatrix} \lambda_r \\ \ddot{s}_k \end{bmatrix} = Q^{-1}\left(m + JM^{-1}u\right) + \delta \tag{19}$$

onde o termo

$$\delta = \delta(t) = \begin{bmatrix} \delta_r \\ \delta_k \end{bmatrix} \tag{20}$$

foi adicionado para levar em conta as perturbações externas. A partir deste modelo, um controlador baseado na dinâmica inversa pode ser obtido com facilidade, desde que o objetivo seja controlar as forças de reação (representadas por λ_r) e o movimento (representado por $\ddot{s}_k$).

3 CONTROLE LINEARIZANTE E DESACOPLANTE

Nesta seção, um controlador do tipo torque computado (Lewis et al., 1993) é derivado e seu desempenho é analisado nas condições nominais e na presença de incertezas paramétricas e/ou perturbações externas. Por ser um controlador bastante conhecido, será utilizado para avaliar o desempenho do Controlador a Estrutura Variável, apresentado na próxima seção.

Descrevendo a tarefa a ser executada por meio de

$$u_{ref} = \begin{bmatrix} \lambda_{r,ref} \\ \ddot{s}_{k,ref} \end{bmatrix} \tag{21}$$

isto é, pelos valores de referência para a força ($\lambda_{r,ref}$) e para o movimento ($\ddot{s}_{k,ref}$), os torques de entrada que atendem a esta especificação são imediatamente derivados de (19), isto é,

$$u = \left(J\hat{M}^{-1}\right)^{\#}\left(\hat{Q}u_{ref} - \hat{m}\right) \tag{22}$$

onde

$$\begin{aligned} \hat{Q} &= \begin{bmatrix} J\hat{M}^{-1}J^TY_r & T_k \end{bmatrix} \\ \hat{m} &= -\dot{T}_k\dot{s}_k + \dot{J}\dot{q} - J\hat{M}^{-1}\hat{n} \end{aligned} \tag{23}$$

e $\left(J\hat{M}^{-1}\right)^{\#}$ é uma pseudo inversa à direita de $\left(J\hat{M}^{-1}\right)$, que pode ser por exemplo $\hat{M}J^{\#}$, sendo $J^{\#}$ uma pseudo-inversa de J. Se J for quadrada e não singular, $\left(J\hat{M}^{-1}\right)^{\#} = \hat{M}J^{-1}$. Os termos do tipo $\hat{\bullet}$ referem-se a grandezas estimadas, visto que os parâmetros do sistema podem não ser perfeitamente conhecidos.

Substituindo a lei de controle (22) no modelo dado pela equação (19), obtém-se:

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \lambda_r \\ \ddot{s}_k \end{bmatrix} &= Q^{-1}m - Q^{-1}JM^{-1}\hat{M}J^{-1}\hat{m} \\ &\quad + Q^{-1}JM^{-1}\hat{M}J^{-1}\hat{Q}u_{ref} + \delta \end{aligned} \tag{24}$$

a partir da qual, levando-se em conta as definições (18), (23) e a identidade (16), chega-se à seguinte equação de malha fechada:

$$\begin{bmatrix} \lambda_r \\ \ddot{s}_k \end{bmatrix} = u_{ref} + p_t \tag{25}$$

na qual $p_t = p_r - p_d$, sendo que

$$p_r = \hat{Q}^{-1}J\hat{M}^{-1}\left(\tilde{M}\ddot{q} + \tilde{n}\right) \tag{26}$$

e

$$\begin{aligned} p_d &= \hat{Q}^{-1}J\hat{M}^{-1}MJ^{-1}Q\delta \\ &= \hat{Q}^{-1}J\hat{M}^{-1}\begin{bmatrix} J^TY_r\delta_r \\ MJ^{-1}T_k\delta_k \end{bmatrix} \end{aligned} \tag{27}$$

totalizam, respectivamente, as influências das incertezas paramétricas do robô e das perturbações externas, e onde $\tilde{M} = \hat{M} - M$ e $\tilde{n} = \hat{n} - n$. Considera-se aqui que as massas e as inércias do manipulador não sejam perfeitamente conhecidas, porém dispõem-se dos limites inferior e superior das incertezas incidentes nestes parâmetros. Usam-se, na lei de controle, os valores médios de massas e inércias como estimativas para estes parâmetros do robô.

Para o sistema linearizado (25), ainda resta definir o controlador linear u_{ref}. Nas direções de força, a ação integral do erro de força é a mais recomendada (Volpe, 1990), (Wilfinger et al., 1994), (Ferreti et al., 1995), (Whitcomb et al., 1997), enquanto que para as direções de movimento tem sido muito utilizada a ação proporcional-derivativa (Lewis et al., 1993), (Rocco, 1996), (Whitcomb et al., 1997). Desta forma,

$$\begin{aligned} \lambda_{r,ref} &= \lambda_{rd} - K_i\int_0^t\left(\lambda_r - \lambda_{rd}\right)\,d\tau \\ \ddot{s}_{k,ref} &= \ddot{s}_{kd} - K_v(\dot{s}_k - \dot{s}_{kd}) - K_p(s_k - s_{kd}) \end{aligned} \tag{28}$$

em que K_i, K_v e K_p são os ganhos integral, derivativo e proporcional do controlador e onde λ_{rd}, $\ddot{s}_{kd}$, $\dot{s}_{kd}$ e s_{kd} são os valores desejados de λ_r, $\ddot{s}_{kd}$, $\dot{s}_k$ e s_k, respectivamente. Usando (21) e (28), a equação de malha fechada (25) é re-escrita como

$$\begin{bmatrix} \lambda_r - \lambda_{rd} + K_i\int_0^t\left(\lambda_r - \lambda_{rd}\right)\,d\tau \\ \ddot{s}_k - \ddot{s}_{kd} + K_v(\dot{s}_k - \dot{s}_{kd}) + K_p(s_k - s_{kd}) \end{bmatrix} = p_t. \tag{29}$$

Evidentemente, se o sistema manipulador-ambiente é perfeitamente conhecido ($p_t = 0$), a lei de controle (22), obtida da dinâmica inversa, cancela completamente as não-linearidades, desacopla as direções de força das direções de movimento e alcança os objetivos de controle. Quando, porém, isto não é verdadeiro ($p_t \neq 0$), o cancelamento das não-linearidades já não é total, nem o desacoplamento das equações, provocando o surgimento de erros transitórios e de regime. Estes erros podem ser diminuídos, aumentando-se os ganhos, não porém sem comprometer em algum momento a estabilidade do sistema. É importante notar que estas conclusões são válidas para qualquer controlador linear com ganhos finitos e com informações semelhantes.

Os problemas verificados com o uso deste tipo de controlador têm motivado a investigação de controladores que sejam robustos diante de perturbações (paramétricas ou externas), um dos quais é o objeto de estudo da próxima seção.

4 CONTROLE A ESTRUTURA VARIÁVEL

Os controladores a estrutura variável (CEV) forçam a trajetória dos estados para um lugar no espaço de estados, cuja dinâmica é escolhida pelo projetista, e onde o sistema é imune a perturbações. Deste modo, ao contrário dos controladores baseados em dinâmica inversa, o efeito de incertezas paramétricas é anulado e o objetivo de controle alcançado, visto que o CEV funciona como um controlador de ganho infinito quando a trajetória de estados desliza sobre a superfície de chaveamento.

4.1 Definição do Sistema

Uma importante classe de sistemas não lineares, cujos parâmetros não são perfeitamente conhecidos, podem ser modelados na forma de equações de estado como:

$$\dot{x}(t) = f(x,\rho,t) + B(x,\rho,t)\, u(x,t) + d(t) \tag{30}$$

em que

$$\begin{aligned} f(x,\rho,t) &= f_o(x) + \Delta f(x,\rho,t) && (31)\\ B(x,\rho,t) &= B_o(x) + \Delta B(x,\rho,t && (32) \end{aligned}$$

onde x é o vetor n_xx1 dos estados, f é um vetor de funções não lineares, B é uma matriz de funções não lineares, u é o vetor n_ux1 das entradas de controle ρ é o vetor dos parâmetros incertos, Δf e ΔB as perturbações no sistema decorrentes das incertezas paramétricas, d as perturbações externas e f_o e B_o referem-se aos parâmetros nominais. O objetivo final deste estudo é a derivação de um controlador a estrutura variável, que seja robusto a estas perturbações.

Para que se possa garantir a robustez do controlador, as perturbações devem ser limitadas, a matriz B deve ser não-singular e as seguintes condições têm que ser satisfeitas (Esfandiari e Khalil, 1991), (Gao e Hung, 1993):

$$\begin{aligned} \Delta f &= B_o\, \tilde{f} \\ \Delta B &= B_o\, \tilde{B} \\ d &= B_o\, \tilde{d} \end{aligned} \tag{33}$$

o que significa dizer que Δf, ΔB e d têm que pertencer à imagem de B_o; $\tilde{f}$ e $\tilde{B}$ são vetores que incorporam as incertezas paramétricas e $\tilde{d}$ as perturbações externas.

4.2 Síntese do Controlador

Pode-se distinguir duas fases da trajetória de estados em direção ao objetivo de controle, quando se usa o controle a estrutura variável: a **fase de alcance** e a **fase de deslizamento**. Na primeira fase, os estados desenvolvem uma trajetória desde o estado inicial $x(0)$ até à superfície de chaveamento ($\sigma(x,t) = 0$). Na segunda fase, a trajetória dos estados está restrita à superfície de chaveamento, deslizando sobre a mesma; portanto, o comportamento nesta fase depende da forma e dos parâmetros da superfície escolhida.

Para que se tenha meios de influir no processo de alcance da superfície de chaveamento, o controle $u(x,t)$ é escolhido de tal modo que imponha a $\sigma(x,t)$ a dinâmica expressa pela seguinte equação diferencial (Gao e Hung, 1993):

$$\dot{\sigma}(x,t) = -W sign(\sigma) - K h(\sigma) \tag{34}$$

onde W e K são matrizes diagonais definidas positivas, $h(\sigma) = \sigma$ (poderia ser outra função, desde que $\sigma^T h(\sigma) > 0$) e $sign(\sigma)$ é uma função descontínua dada por

$$sign(\sigma) = \begin{cases} +1 & se \quad \sigma > 0 \\ 0 & se \quad \sigma = 0 \\ -1 & se \quad \sigma < 0 \end{cases} \tag{35}$$

O termo $Kh(\sigma)$ contribui para acelerar o processo de convergência, pois a constante de tempo relativa à equação (34) é inversamente proporcional a K. Por outro lado, o termo $W sign(\sigma)$ força $\sigma(x,t)$ persistentemente em direção à superfície de chaveamento ($\sigma = 0$), de uma forma não assintótica. Estas observações ficam bem estabelecidas quando se demonstra que o tempo de alcance da superfície $\sigma = 0$ é finito e dado por:

$$t_a = \frac{1}{k} \ln(\frac{k}{w}\, |\sigma_o| + 1) \tag{36}$$

desde que $K = kI$ e $W = wI$ e onde $\sigma_o = \sigma(x(0), 0)$.

Retomando a equação (34) e levando em conta (30), obtém-se:

$$\begin{aligned} \dot{\sigma}(x,t) &= \frac{\partial \sigma(x,t)}{\partial x}\dot{x} + \frac{\partial \sigma(x,t)}{\partial t} \\ &= \frac{\partial \sigma}{\partial x}(f + B\, u + d) + \frac{\partial \sigma}{\partial t} \\ &= -W sign(\sigma) - K\sigma \end{aligned} \tag{37}$$

de onde se deriva a seguinte lei de controle:

$$u = -\hat{B}_\sigma^{-1}\left(\hat{f}_\sigma + \frac{\partial \sigma}{\partial t} + W sign(\sigma) + K\sigma\right) \tag{38}$$

na qual $\hat{f}_\sigma = \frac{\partial \sigma}{\partial x}\hat{f}$, $\hat{B}_\sigma = \frac{\partial \sigma}{\partial x}\hat{B}$, onde $\hat{f}$ e $\hat{B}$ são estimativas de f e B, respectivamente. Definindo

$$u^* = -\left(\frac{\partial \sigma}{\partial t} + W sign(\sigma) + K\sigma\right) \tag{39}$$

e substituindo (38) em (37), resulta em:

$$\begin{aligned} \dot{\sigma} &= f_\sigma - B_\sigma \hat{B}_\sigma^{-1}\left(\hat{f}_\sigma - u^*\right) + d_\sigma + \frac{\partial \sigma}{\partial t} \\ &= -W sign(\sigma) - K\sigma - \Psi && (40) \end{aligned}$$

onde $d_\sigma = \frac{\partial \sigma}{\partial x} d$ e

$$\begin{aligned} \Psi &= \hat{f}_\sigma - f_\sigma + \left(\hat{B}_\sigma - B_\sigma\right) u + d_\sigma && (41)\\ &= \Delta\tilde{f}_\sigma + \Delta\tilde{B}_\sigma u + d_\sigma \end{aligned}$$

nada mais é do que a soma das incertezas e perturbações sofridas pelo sistema.

4.3 Critério de Robustez

Considere $V = \frac{1}{2}\sigma^T\sigma$, definida positiva, a função candidata de Lyapunov; então, a superfície de chaveamento é atrativa desde que a lei de controle (38) implique que $\dot{V} = \sigma^T\dot{\sigma}$ seja definida negativa. Usando a equação (40), $\dot{V}$ pode ser escrita como

$$\begin{aligned}\dot{V} &= \sigma^T\dot{\sigma} \\ &= -\sigma^T\left(W\,sign(\sigma) + K\sigma\right) - \sigma^T\Psi\end{aligned} \tag{42}$$

Como $\sigma^T K\sigma \geq 0$, a condição que obriga $\dot{V} \leq 0$ pode ser expressa por

$$\sigma^T W\,sign(\sigma) \geq -\sigma^T\Psi \tag{43}$$

de onde, finalmente, deriva-se a seguinte restrição sobre W

$$w_i > |\psi_i|\,, \quad \forall i \tag{44}$$

Com isto, a lei de controle está completamente definida.

Se $W = wI$, $K = kI$ e levando em conta que

$$\|\sigma\| = \sqrt{\sigma^T\sigma} = \sqrt{2V} \tag{45}$$

e que

$$sign(\sigma) \geq \frac{\sigma}{\|\sigma\|} \tag{46}$$

as seguintes relações são obtidas:

$$\begin{array}{lclcl}\sigma^T W\,sign(\sigma) & \geq & w\sigma^T\frac{\sigma}{\|\sigma\|} & = & w\sqrt{2V} \\ \sigma^T K\sigma & = & k\sigma^T\sigma & = & 2kV \\ \sigma^T\Psi & \leq & \|\sigma\|\,\|\Psi\| & = & \psi\sqrt{2V}\end{array} \tag{47}$$

de onde se chega à inequação

$$\dot{V} + 2kV \leq -\left(w - \psi\right)\sqrt{2V} \tag{48}$$

onde ψ representa o máximo efeito das perturbações paramétricas e/ou externas.

O termo à direita desta última equação pode ser visto como uma excitação. Se $w > \psi$, a excitação será negativa, forçando V para zero, pelo menos exponencialmente de acordo com a constante de tempo $\tau = \frac{1}{2k}$; com isto, o termo à direita também tende para zero. Se, porém, $w < \psi$, a referida excitação é positiva, forçando V para um valor de regime maior do que zero.

Para o cálculo de ψ e conseqüentemente de w, é necessário dispor de algum conhecimento a respeito das incertezas nos parâmetros e das perturbações externas, para que se possa estimar os seus efeitos. Em geral, são conhecidos apenas os limites superiores (identificados pelo subscrito H) e inferiores (identificados pelo subscrito L) das incertezas que incidem sobre f e B, isto é, $f_L < f < f_H$ e $B_L < B < B_H$. As estimativas de f e B podem se basear numa lei adaptativa dos parâmetros, o que contribui para o conhecimento do sistema, resultando num valor menor para ψ, o que conduz a um menor valor de w também. Entretanto, a inclusão da estimação de parâmetros é computacionalmente onerosa; por isso, adota-se aqui uma estratégia mais simples e menos onerosa, que consiste simplesmente na obtenção da média aritmética (a média geométrica também pode ser usada) dos limites superior e inferior dos parâmetros do sistema. Com relação às perturbações externas, não se tem conhecimento do seu padrão; conhecem-se apenas os seus limites. Por isso, nenhuma estimativa de d é incluída na lei de controle.

4.4 Superfícies de Chaveamento

Em geral, as superfícies de chaveamento (σ) são superfícies lineares (DeCarlo et al., 1988), (Hung et al., 1993) dos erros de controle ($\tilde{x} = x - x_d$), do tipo

$$\sigma_i = c_i^T\tilde{x} = 0, \quad i = 1, \ldots, n_\sigma \tag{49}$$

Quando os estados estiverem na fase de deslizamento, os erros tenderão exponencialmente para zero de acordo com um padrão determinado pelos vetores de constantes c_i.

4.5 Camada Limite

Devido às não-idealidades de um sistema real, especialmente atrasos devido ao cálculo do controle e limitações físicas dos atuadores, não é possível chavear instantaneamente o controle de um valor para outro. Por causa disso, o CEV nem sempre conseguirá manter a trajetória de estados deslizando na superfície de chaveamento, dando origem a um chaveamento de alta freqüência em torno das superfícies de deslizamento, conhecido como *chattering*. Para o controlador proposto, este efeito é tanto mais evidente, quanto maior for o valor de W.

Este fenômeno indesejado pode ser evitado, utilizando-se uma camada limite (Φ) em torno das superfícies de chaveamento; como conseqüência disto, a função $sign(.)$ é substituída pela função $sat(.)$, definida como segue (Hung et al., 1993):

$$sat(\sigma) = \begin{cases} sign(\sigma) & se \quad |\,\sigma\,| > \Phi \\ \sigma/\Phi & se \quad |\,\sigma\,| \leq \Phi \end{cases} \tag{50}$$

Escolhendo-se apropriadamente a camada limite, o fenômeno do *chattering* é eliminado ou, ao menos, reduzido. Dentro da camada limite, o controle deixa de ser descontínuo e passa a ser um controle contínuo de alto ganho.

5 APLICAÇÃO DO CEV AO SISTEMA ROBÔ-AMBIENTE

Inicialmente são definidos dois grupos de superfícies de chaveamento, um associado às forças (σ_r) e outro ao movimento (σ_k), na forma

$$\begin{aligned}\sigma\left(x,t\right) &= \begin{bmatrix}\sigma_r(\lambda_r,t) \\ \sigma_k(s_k,\dot{s}_k,t)\end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix}\int_0^t\left(\lambda_r - \lambda_{r,d}\right)\,d\tau \\ \left(\dot{s}_k - \dot{s}_{k,d}\right) + c_k\left(s_k - s_{k,d}\right)\end{bmatrix} = 0\end{aligned} \tag{51}$$

para a qual $c_k > 0$ e onde o subscrito d indica que as variáveis a que pertencem são valores desejados. Definindo, ainda,

$$u_{ref} = \begin{bmatrix}0 \\ -c_k\dot{s}_k\end{bmatrix} + u^* \tag{52}$$

onde u^* é dado por (39), e tendo em vista o modelo do sistema manipulador-ambiente dado pelas equações (18)-(20), o controlador estabelecido em (38) assume a seguinte forma

$$u = \hat{M}J^{-1}\left(\hat{Q}u_{ref} - \hat{m}\right) \tag{53}$$

onde

$$\begin{aligned}\hat{Q} &= \begin{bmatrix} J\hat{M}^{-1}J^TY_r & T_k \end{bmatrix} \\ \hat{m} &= -\dot{T}_k\dot{s}_k + \dot{J}\dot{q} - J\hat{M}^{-1}\hat{n}.\end{aligned} \tag{54}$$

Aplicando este controle ao sistema robô-ambiente, obtém-se:

$$\begin{aligned}\begin{bmatrix}\lambda_r\\ \ddot{s}_k\end{bmatrix} &= Q^{-1}m - Q^{-1}JM^{-1}\hat{M}J^{-1}\hat{m} \\ &\quad +Q^{-1}JM^{-1}\hat{M}J^{-1}\hat{Q}u^* + \delta\end{aligned} \tag{55}$$

a partir da qual, levando-se em conta (18), (54) e a identidade

$$\dot{T}_k\,\dot{s}_k - \dot{J}\,\dot{q} = J\ddot{q} - T_k\,\ddot{s}_k \tag{56}$$

chega-se à seguinte equação de malha fechada:

$$\begin{bmatrix}\lambda_r\\ \ddot{s}_k\end{bmatrix} = u^* + p_t \tag{57}$$

onde $p_t = p_r - p_d$ já está definido na Seção 3.

Usando este resultado, obtém-se a seguinte expressão para $\dot{\sigma}$:

$$\begin{aligned}\dot{\sigma} &= \frac{\partial\sigma}{\partial x}\dot{x} + \frac{\partial\sigma}{\partial t} \\ &= \begin{bmatrix}\lambda_r\\ \ddot{s}_k\end{bmatrix} + \frac{\partial\sigma}{\partial t} \\ &= -W\,sign(\sigma) - K\sigma + p_t\end{aligned} \tag{58}$$

que é idêntica à expressão obtida na seção anterior para um sistema não linear genérico. Portanto, o mesmo critério de robustez ali proposto pode ser usado para o sistema robô-ambiente. Neste caso, se $W = wI$,

$$w > \bar{p}_t \tag{59}$$

onde $\bar{p}_t$ representa o máximo efeito das perturbações paramétricas e/ou externas $(p_r - p_d)$.

No cálculo de p_r, são utilizados valores majorados de $\tilde{M}$, $\tilde{C}$ e $\tilde{g}$, ao invés de calculá-los a cada iteração, i.e.,

$$\begin{aligned}\bar{M} &= 0,5\left(\bar{M}_H - \bar{M}_L\right) &\geq& \mid \tilde{M} \mid \\ \bar{C} &= 0,5\left(\bar{C}_H - \bar{C}_L\right) &\geq& \mid \tilde{C} \mid \\ \bar{g} &= 0,5\left(\bar{g}_H - \bar{g}_L\right) &\geq& \mid \tilde{g} \mid\end{aligned} \tag{60}$$

onde H e L estão associados, respectivamente, aos valores absolutos máximo e mínimo dos componentes de M, C e g.

6 EXEMPLOS DE SIMULAÇÃO

Nesta seção, são expostos e comparados os resultados de simulação, decorrentes da aplicação dos controladores CLD e CEV a um manipulador cotovelar de dois graus de liberdade (Figura 1). O modelo detalhado deste robô articulado pode ser encontrado em livros de robótica bem conhecidos, como por exemplo (Spong e Vidyasagar, 1989), (Lewis et al., 1993).

Os parâmetros nominais do robô, obtidos de (Gao e Hung, 1993), e os ganhos dos controladores são os seguintes:

- Parâmetros do Manipulador:
  - Comp. dos elos [m]: $l_1 = l_2 = 1$;
  - Centros de massa [m]: $l_{c1} = l_{c2} = 0,5$;
  - Massas [Kg]: $m_1 = 20$; $m_2 = 10$;
  - Inércias [Kg.m^2]: $I_1 = 0,8$; $I_2 = 0,2$;
- Controlador Linearizante e Desacoplante:
  - Direção cinemática: $k_p = 100$; $k_v = 20$;
  - Direção de força: $k_i = 10$;
- Controlador a Estrutura Variável:
  - Direção cinemática: $k_k = 10$; $c_k = 10$;
  - Direção de força: $k_r = 10$;
  - Ganho mínimo do controle chaveado: $w_{\min} = 5$.

Estes ganhos foram ajustados de tal modo a não ultrapassarem um valor de torque admitido como máximo, ao submeter-se o sistema a uma excitação do tipo degrau, e a produzirem equações de malha fechada com o mesmo comportamento dinâmico para ambos os controladores; desta forma, a diferença nos resultados será devida totalmente ao controle chaveado.

6.1 Definição da Tarefa

A tarefa consiste em movimentar o efetuador final ao longo do plano inclinado em 30°, enquanto se aplica uma força de 20 [N], normal ao plano. As trajetórias no tempo para o movimento são mostradas na Figura 2. O efetuador final é movido ao longo do plano inclinado desde a posição $s_k = 0$ [m] até a posição $s_k = 0,5$ [m] a uma velocidade constante, exceto pelo pequeno espaço de tempo relativo à aceleração e à desaceleração.

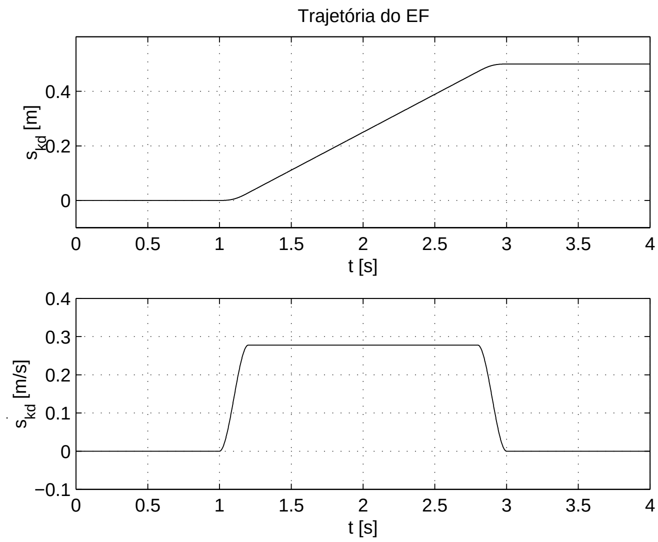

Figura 2: Posição e velocidade desejadas.

Escolhendo-se s_k como a variável definidora do movimento admissível pelo ambiente, facilmente se obtém sua relação com as coordenadas cartesianas, a saber:

$$\begin{aligned}\begin{bmatrix}p_x\\ p_y\end{bmatrix} &= \begin{bmatrix}x_o + 0,5\sqrt{3}s_k\\ y_o + 0,5s_k\end{bmatrix} \\ &= \Gamma(s_k)\end{aligned} \tag{61}$$

que, derivada em relação ao tempo, resulta em:

$$\begin{aligned}v &= \begin{bmatrix}0,5\sqrt{3}\\ 0,5\end{bmatrix}\dot{s}_k \\ &= T_k\dot{s}_k\end{aligned} \tag{62}$$

A força de reação (do EF contra o ambiente) é parametrizada na forma $F_r = Y_r\lambda_r$, onde a matriz Y_r deve ser arbitrada, satisfazendo a condição de ortogonalidade, isto é, $T_k^T Y_r = 0$. A partir daí se escreve:

$$\begin{bmatrix}0,5\sqrt{3} & 0,5\end{bmatrix}\begin{bmatrix}Y_{r_{11}}\\ Y_{r_{21}}\end{bmatrix} = 0 \tag{63}$$

o que leva a $Y_r = \left[\begin{array}{cc} 0,5 & -0,5\sqrt{3} \end{array} \right]^T$. Com isso, a força de reação é expressa como:

$$F_r = Y_r \lambda_r = \left[\begin{array}{c} 0,5 \\ -0,5\sqrt{3} \end{array} \right] \lambda_r \tag{64}$$

que é normal ao plano inclinado.

6.2 Resultados das Simulações

Apresentam-se, aqui, os resultados de simulação relativos a quatro casos, identificados a seguir:

- Caso 1 - Os parâmetros do sistema são perfeitamente conhecidos e não existe qualquer perturbação externa;
- Caso 2 - Há incerteza quanto aos parâmetros do sistema, porém nenhuma perturbação externa está presente;
- Caso 3 - Os parâmetros do sistema são perfeitamente conhecidos, porém ocorrem perturbações externas;
- Caso 4 - Há incerteza quanto aos parâmetros do sistema, além da incidência de perturbações externas.

Para cada um destes casos, são usados três conjuntos de gráficos, comparando os desempenhos dos controladores CLD) e CEV. No primeiro deles, mostram-se os erros de posição ($s_k - s_{k,d}$) e de velocidade ($\dot{s}_k - \dot{s}_{k,d}$); no segundo, os erros da força de contato normal ao plano ($\lambda_r - \lambda_{r,d}$), e no terceiro, os torques de controle (u).

Os resultados para o caso nominal, mostrados nas Figuras 3, 4 e 5, já evidenciam um melhor desempenho do CEV, apesar de ambos os controladores produzirem erros pequenos quanto à força e ao movimento. Para este caso, usaram-se os seguintes valores para as camadas limites: $\Phi_r = 0,005$ para a superfície de força e $\Phi_k = 0,005$ para a superfície de movimento, os quais foram obtidos por tentativa, tal que não houvesse *chattering*.

No Caso 2, os controladores trabalharam com parâmetros subestimados em 20% com relação aos respectivos valores nominais. As camadas limite foram fixadas em $\Phi_r = 0,05$ e $\Phi_k = 0,01$.

Observando os resultados apresentados nas Figuras 6 e 7, as evidências em favor do CEV são fortalecidas, pois tanto os erros relativos ao movimento como o de força são consideravelmente maiores para o CLD, podendo até mesmo inviabilizá-lo se as exigências de precisão excederem as suas possibilidades. Registre-se, por exemplo, que o erro de posição ultrapassa 2 [cm] e o de força alcança 2 [N] para o CLD, ao passo que para o CEV ambos são algumas dezenas de vezes menores.

Os picos observados nas ações de controle (Figura 8) devem-se aos intervalos de aceleração e desaceleração. Apesar da diferença de eficiência dos dois controladores, o esforço de controle do CEV é praticamente o mesmo do CLD.

Para o Caso 3, considerou-se a incidência de perturbações externas o tipo $A\cos(\omega t)$, que incidem no EF nas direções de força e de movimento. Supõe-se que uma força de $10\cos(10t)$ [N] perturbe o sistema na direção de aplicação da força, ao passo que uma perturbação de $10\cos(50t)$ [N] incida na direção do movimento. Para este caso, as camadas limite usadas foram $\Phi_r = \Phi_k = 0,02$.

Os erros de movimento (Figura 9) evidenciam o efeito da perturbação na direção de s_k, pois exibem um comportamento alternado de 50 [rd/s] em torno do zero. Esta perturbação introduz pequenas variações periódicas na posição e na velocidade desejadas, mesmo após ter sido comandada a cessação do movimento. Não se observa uma influência da perturbação que incide na direção de força sobre o movimento na direção cinemática.

O CEV conseguiu seguir de perto as trajetórias especificadas de força (Figura 10) e de movimento, enquanto que o CLD mostrou-se ineficaz para tratar este tipo de perturbação. As variações na força para o CLD chegam a alcançar 17 [N], enquanto que o CEV as mantêm em menos de $0,5$ [N]; a da posição chega a 1 [mm] para o CLD, ao passo que o CEV a mantém abaixo de $0,04$ [mm]. Nota-se que a perturbação que incide na direção cinemática afeta visivelmente a força normal, especialmente para o CLD, que não consegue reagir com rapidez suficiente para rejeitá-la.

As ações de controle (Figura 11) refletem bem a grandeza das perturbações a que o EF foi submetido. Nota-se, entretanto, uma grande diferença: o CLD praticamente só evidencia a perturbação de 10 [rd/s], enquanto o CEV denuncia a presença de dois sinais de freqüências distintas, o que significa que este último reagiu rapidamente a ambas as perturbações.

No quarto caso, as incertezas paramétricas do Caso 2 e as perturbações externas do Caso 3 incidem simultaneamente sobre o sistema. As camadas limite foram estabelecidas nos valores $\Phi_r = 0,05$ e $\Phi_k = 0,02$.

Comparando os resultados deste caso, expressos nas Figuras 12, 13 e 14, com os dos dois casos anteriores, percebe-se que os efeitos das incertezas paramétricas e das perturbações externas se somaram. Os erros de posição para o CLD alcançam a casa dos centímetros e os de força são grandes o bastante para ameaçar a perda do contato. Para o CEV, os erros são pequenos e não causam maiores problemas.

7 CONCLUSÃO

O controlador a estrutura variável proposto, cuja derivação é facilitada pela forma compacta do modelo usado para representar o sistema robô-ambiente, controla força e movimento de uma forma integrada, dispensando o uso de matrizes de seleção. O seu bom desempenho é evidenciado nos resultados, que demonstram sua capacidade de seguir as trajetórias pré-estabelecidas de força e de movimento. O uso da camada limite permitiu a eliminação do *chattering* a um custo aceitável, visto que os erros apresentados pelo CEV são perfeitamente toleráveis em muitas tarefas. Além disso, mostrou-se robusto e estável na presença de incertezas paramétricas e de perturbações externas, a despeito do nível elevado destas incertezas e perturbações e do fato de o movimento ser amplo e rápido para uma situação de contato.

Em adição ao trabalho já realizado, pretende-se investigar o desempenho do CEV no caso da interação com ambientes cinemáticos e/ou dinâmicos, estudar os efeitos da inclusão do atrito nas juntas do robô e no ambiente, da flexibilidade nas juntas, e propor leis de controle simplificadas, que levem em conta apenas os termos dinâmicos mais relevantes do sistema.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem aos revisores pelas suas valiosas sugestões. O primeiro autor também deseja registrar seu agradecimento ao PICDT/CAPES pelo suporte financeiro durante o seu doutoramento.

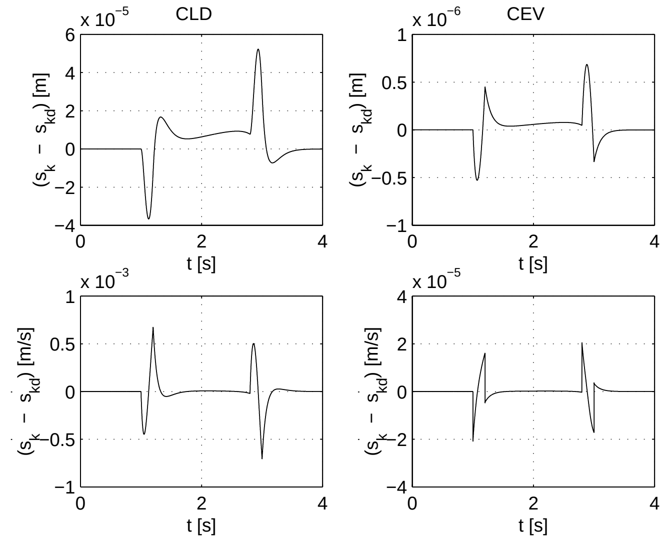

Figura 3: Caso 1: Erros de posição e de velocidade.

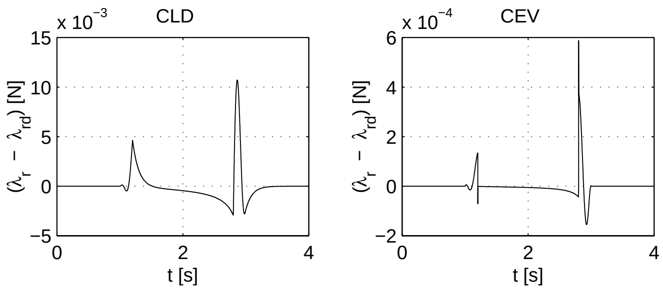

Figura 4: Caso 1: Erros de força.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Amaral, S., Pieri, E. R. e Guenther, R. (1998). Controle a estrutura variável de robôs manipuladores em ambientes cinemáticos, *Anais do XII Congresso Brasileiro de Automática - XII CBA*, Vol. III, pp. 1113–1118.

Bailey, E. e Arapostathis, A. (1987). Simple sliding mode control scheme applied to robot manipulators, *International Journal of Control* **45**(4): 1197–1209.

Broome, D. R., Wang, Q. e Greig, A. R. (1993). Adaptive compliant control for an inspection robot system, *IEE Proceedings-D*, Vol. 140(3), pp. 191–197.

De Luca, A. e Manes, C. (1994). Modeling of robots in contact with a dynamic environment, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **10**(4): 542–548.

De Silva, C. W. e Gu, J. H. (1995). On-line sensing and modeling of mechanical impedance in robotic food processing, *IEEE International Conference on Systems, Man and Cybernetics*, pp. 1693–1698.

DeCarlo, R. A., Zak, S. H. e Matthews, G. P. (1988). Variable structure control of nonlinear multivariable systems: A tutorial, *Proceedings of IEEE*, Vol. 76(3), pp. 212–232.

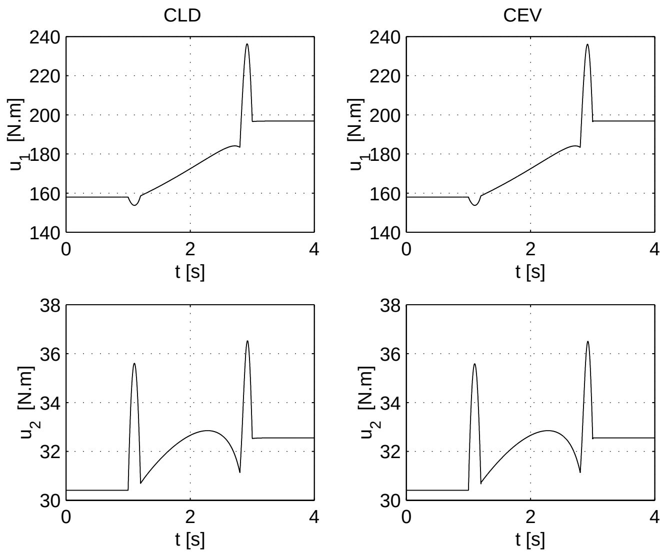

Figura 5: Caso 1: Torques de controle.

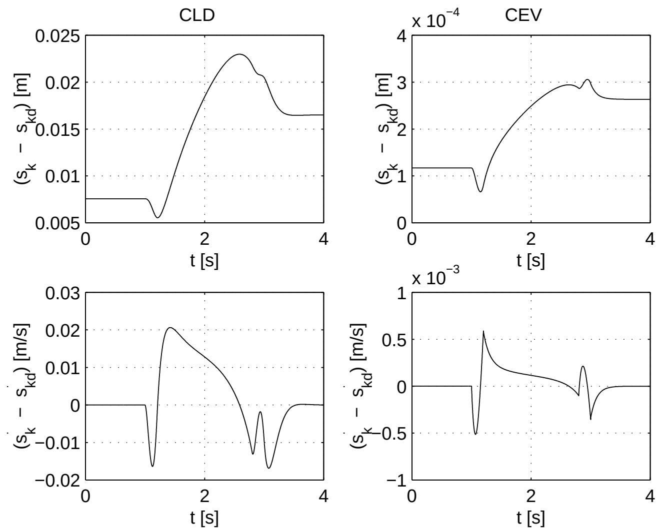

Figura 6: Caso 2: Erros de posição e de velocidade.

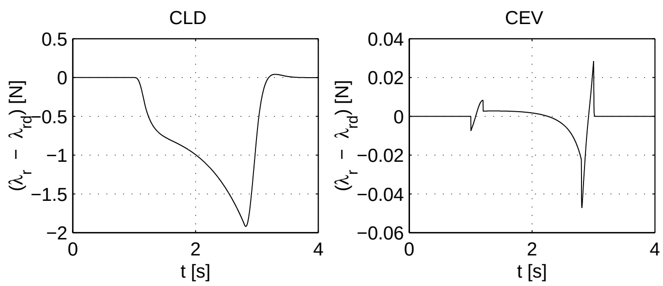

Figura 7: Caso 2: Erros de força.

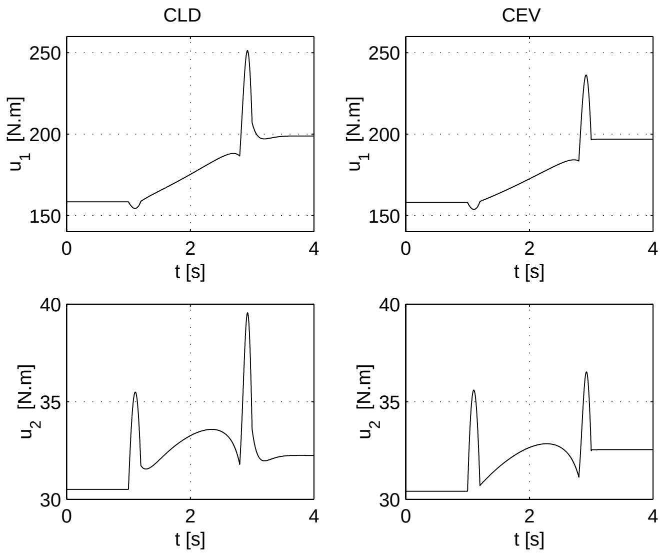

Figura 8: Caso 2: Torques de controle.

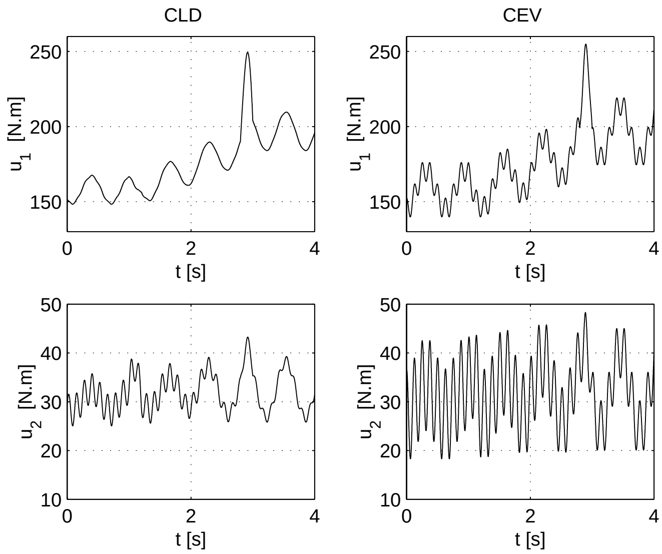

Figura 11: Caso 3: Torques de controle.

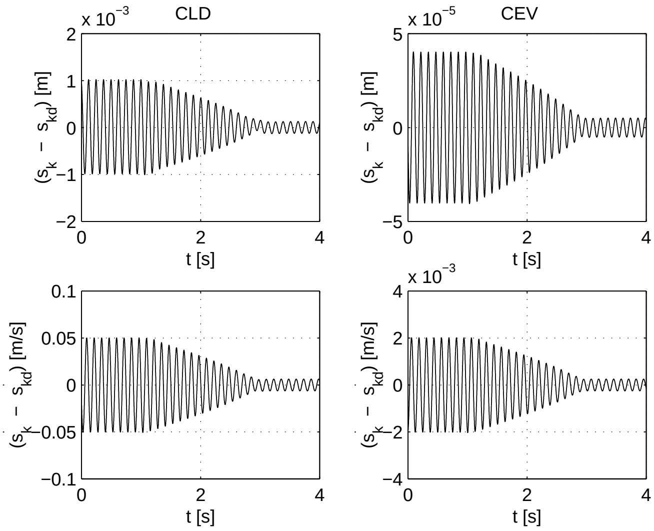

Figura 9: Caso 3: Erros de posição e de velocidade.

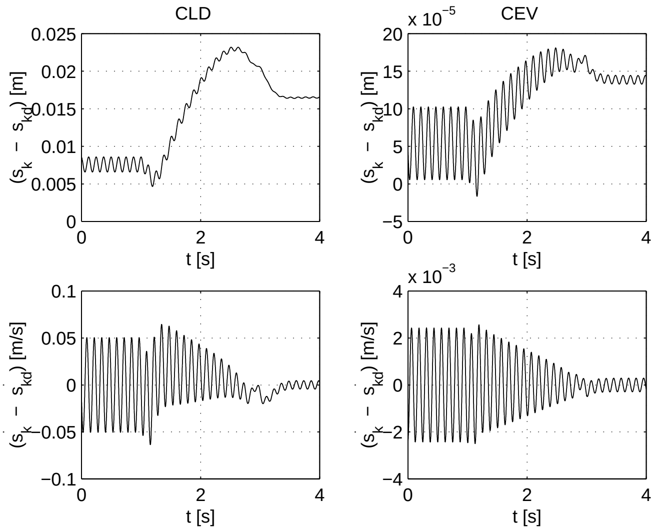

Figura 12: Caso 4: Erros de posição e de velocidade.

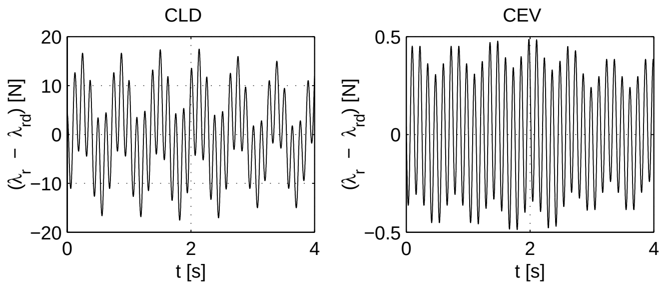

Figura 10: Caso 3: Erros de força.

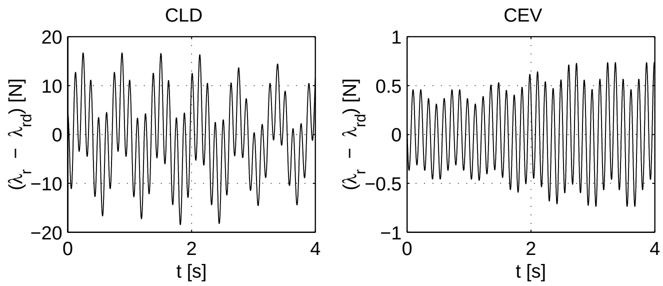

Figura 13: Caso 4: Erros de força.

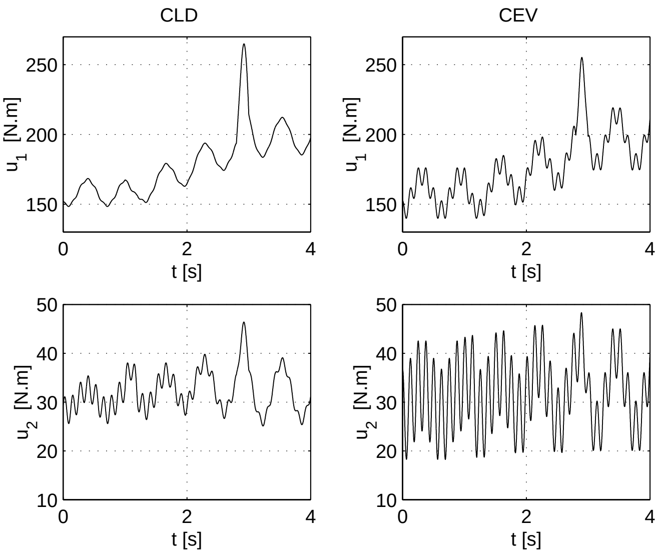

Figura 14: Caso 4: Torques de controle.

Esfandiari, F. e Khalil, H. K. (1991). Stability analysis of a continuous implementation of variable structure control, *IEEE Transactions on Automatic Control* **36**(5): 616–619.

Ferreti, G., Magnani, G. e Rocco, P. (1995). On the stability of the integral force control in case of contact with stiff surfaces, *Transactions of the ASME - Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control* **117**(4): 547–553.

Gao, W. e Hung, J. C. (1993). Variable structure control of nonlinear systems: A new approach, *IEEE Transactions Industrial Electronics* **40**(1): 45–55.

Gorinevsky, D. M., Formalsky, A. M. e Schneider, A. Y. (1997). *Force Control of Robotics Systems*, CRC Press, Inc.

Guenther, R. e Hsu, L. (1993). Variable structure adaptive cascade control of rigid-link electrycally-driven robot manipulators, *Proceedings IEEE 32nd CDC*, pp. 2137–2142.

Hsu, L. e Costa, R. R. (1996). Adaptive control with sliding modes: Theory and applications, *Anais do XI Congresso Brasileiro de Automática (Minicurso)*, Vol. I, pp. 39–60.

Hung, J. Y., Gao, W. e Hung, J. C. (1993). Variable structure control: A survey, *IEEE Transactions Industrial Electronics* **40**(1): 2–22.

Jinno, M., Ozaki, F., Yoshimi, T., Tatsuno, K., Takahashi, M., Kanda, M., Tamada, Y. e Nagataki, S. (1995). Development of a force controlled robot for grinding, chamfering and polishing, *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 1455–1460.

Lewis, F. L., Abdallah, C. T. e Dawson, D. M. (1993). *Control of Robot Manipulators*, Macmillan Publishing Company.

McClamroch, N. H. e Wang, D. (1988). Feedback stabilization and tracking of constrained robots, *IEEE Transactions on Automatic Control* **33**(5): 419–426.

Moura, J. T., Elmali, H. e Olgac, N. (1997). Sliding mode control with sliding perturbation observer, *Transactions of the ASME - Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control* **119**: 657–665.

Raibert, M. H. e Craig, J. J. (1981). Hybrid position/force control of manipulators, *Transactions of the ASME - Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control* **102**(3): 126–133.

Rocco, P. (1996). Stability of pid control of industrial robot arms, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **12**(4): 606–614.

Slotine, J.-J. E. e Sastry, S. S. (1983). Tracking control of nonlinear systems using sliding surfaces, with application to robot manipulators, *International Journal of Control* **38**(2): 465–492.

Spong, M. W. e Vidyasagar, M. (1989). *Robot Dynamics and Control*, John Wiley & Sons.

Su, C.-Y., Leung, T.-P. e Zhou, Q. J. (1992). Force/motion control of constrained robots using sliding mode, *IEEE Transactions on Automatic Control* **37**(5): 668–672.

Su, C.-Y., Stepanenko, Y. e Leung, T.-P. (1995). Combined adaptive and variable structure control for constrained robots, *Automática* **31**(3): 483–488.

Tian, L. e Goldenberg, A. A. (1996). A unified approach to motion and force control of flexible joint robots, *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 1116–1120.

Utkin, V. I. (1992). *Sliding Modes in Control and Optimization*, Springer-Verlag.

Volpe, R. A. (1990). *Real and Artificial Forces in the Control of Manipulators: Theory and Experiments*, Ph.D. Thesis, Carnegie Mellon University, Pittsburgh.

Whitcomb, L. L., Arimoto, S., Naniwa, T. e Ozaki, F. (1997). Adaptive model-based hybrid control of geometrically constrained robot arms, *IEEE Transactions on Robotics and Automation* **13**(1): 105–116.

Wilfinger, L. S., Wen, J. T. e Murphy, S. (1994). Integral force control with robustness enhancement, *IEEE Control Systems Magazine*, pp. 31–40.

Yao, B. e Tomizuka, M. (1995). Robust adaptive constrained motion and force control of manipulators with guaranteed transient performance, *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 893–898.

Yoshikawa, T. (1987). Dynamic hybrid position/force control of robot manipulators - description of hand constraints and calculation of joint driving force, *IEEE Journal of Robotics and Automation* **3**(5): 386–392.

Young, K. D., Utkin, V. I. e Ozguner, U. (1999). A control engineer's guide to sliding mode control, *IEEE Transactions on Control Systems Technology* **7**(3): 328–342.

Zuhars, J. e Hsia, T. C. (1995). Nonhomogeneous material milling using a robot manipulator with force controlled velocity, *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 1461–1467.