

Aplicação de controlador por modos deslizantes em Bombeio Centrífugo Submerso

Juan S. Ojeda * Victor S. Matos *

* Programa de Pós-graduação em Mecatrônica, Universidade Federal da Bahia, BA, (e-mail: juan.solorzano@ufba.br, victorsm@ufba.br).

Abstract: This work presents the application of control by sliding modes to a electric submersible pump (ESP). The control design ensures robust stability by allowing the inclusion of parametric uncertainties in the formulation. Scenarios of application of unmeasured disturbances and operation outside the uncertainty range demonstrate the potential of the present technique.

Resumo: Este trabalho apresenta a aplicação de controle por modos deslizantes a um sistema de bombeio centrífugo submerso (BCS). O projeto de controle garante estabilidade robusta ao permitir a inclusão de incertezas paramétricas na formulação. Cenários de aplicação de distúrbios não medidos e funcionamento fora da faixa de incerteza demonstram a potencialidade da presente técnica.

Keywords: Sliding Mode; Electric Submersible Pump (ESP); Model Uncertainty; Robust Nonlinear Control; Robust Stability.

Palavras-chaves: Modos Deslizantes; Bombeio Centrífugo Submerso (BCS); Incerteza de Modelo; Controle Robusto Não-linear; Estabilidade Robusta.

1. INTRODUÇÃO

O Sistema BCS consiste em uma bomba centrífuga submersa de múltiplos estágios, proporcionando um aumento da pressão nos poços de petróleo e possibilitando a produção de uma vazão adequada para fins econômicos. Constituem-se como uma das mais difundidas tecnologias de elevação artificial de petróleo (Krishnamoorthy et al., 2016). A aplicação de controle automático tem sido abordada na literatura para agregar formas de manter a operação nos limites de segurança, evitar falhas e melhorar índice produção do sistema. Na área de controle linear são encontrados trabalhos com aplicação de controle preditivo linear (MPC) (Thamallah et al., 2019; Fontes et al., 2020; Pavlov et al., 2014; Binder et al., 2015a; Delou et al., 2019, 2020), controle Híbrido (PID-Fuzzy) (Salamanca, 2018). No contexto de técnicas de controle não linear, observa-se uma área pouco explorada, com apenas alguns trabalhos. Ohrem and Holden (2017) propuseram a aplicação de MPC não linear (NMPC) em BCS com o ajuste da frequência da bomba para controle da pressão de entrada. Silva (2018) comparou uma abordagem NMPC com controle PI com *setpoints* otimizados para maximizar a produção da bomba. Camponogara (2020) propôs uma abordagem NMPC prático com redes neurais do tipo estado de eco para o controle da pressão de fundo do poço e a maximização da vazão de produção, através das variáveis manipuladas de frequência e abertura de válvula. Osnes (2020) também propôs o uso de NMPC com redes neurais, sendo esta do tipo recorrente, repetindo o controle de pressão de fundo e vazão. De forma geral, essas abordagens com controle preditivo incluem as restrições do sistema mas não se destacam no quesito custo computacional, que

pode ser proibitivo em função dos problemas não lineares de controle (Rawlings et al., 2017).

O controle por modos deslizantes (do inglês *Sliding Mode* - SM) é uma técnica de controle não-linear com custo computacional de aplicação atrativo frente ao NMPC (Wang et al., 2013), além de ser desenvolvido para abarcar incertezas paramétricas do sistema de forma sistematizada e permitir a garantia de estabilidade robusta (Slotine et al., 1991). Salienta-se que o SM necessita de um projeto específico conforme aplicação associada a derivações sucessivas do modelo do sistema não-linear, além de não incorporar restrições naturalmente.

Esse trabalho busca introduzir o uso de controle por modos deslizantes em BCS, não observado na literatura, incorporando em seu projeto incertezas paramétricas pertinentes à aplicação. A avaliação será feita com base no modelo não linear caracterizado em Pavlov et al. (2014) e trabalhos complementares (Binder et al., 2014, 2015a).

O artigo está organizado como segue. A Seção 2 apresenta o problema de controle e avalia os seus aspectos dinâmicos. A seção 3 revisita controle por modos deslizantes e o projeto para o sistema BCS. Os resultados da aplicação da técnica são apresentados na Seção 4 e os pontos marcantes e trabalhos futuros são sintetizados na Seção 5.

2. BOMBEIO CENTRÍFUGO SUBMERSO

A BCS pode ser representada conforme Figura 1, suas variáveis principais são: as pressões de fundo de poço p_{bh} , de cabeça de poço p_{wh} , de entrada da bomba p_{in} , de reservatório p_r , de *manifold*; as vazões médias q , de reservatório q_r , de válvula *choke* q_c ; a frequência de giro do motor elétrico e bomba hidráulica f , a altura manométrica

gerada (ou *head*) H , o índice de abertura da válvula *choke* z ; parâmetros do fluido como a densidade ρ , viscosidade μ ; e dimensões estruturais do sistema, níveis um h_1 e dois h_2 , volumes V_1 v_2 , respectivamente.

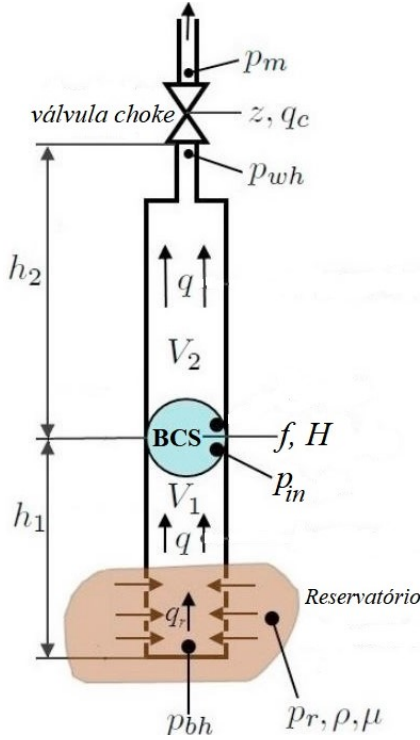


Figura 1. Sistema BCS (adaptado de Binder et al. (2015a)).

O modelo dinâmico aproximado da BCS, baseado em parâmetros concentrados, proposto por Pavlov et al. (2014) é caracterizado pelas equações

$$\begin{cases} \dot{p}_{bh} = (q_r - q) \beta_1 / V_1 \\ \dot{p}_{wh} = (q - q_c) \beta_2 / V_2 \\ \dot{q} = \frac{1}{M} (p_{bh} - p_{wh} - \rho g h_w - F_1 - F_2 + \rho g H), \end{cases} \quad (1)$$

que modelam dinâmicas de p_{bh} , p_{wh} e q . Além disso, os elementos finais de controle (motor elétrico e válvula *chocke*) tem dinâmica restrita, conforme

$$\begin{cases} \dot{f} = (f_{ref} - f) * \Delta f_{max} \\ \dot{z}_c = (z_{cref} - z_c) * \Delta z_{cmax} \end{cases}, \quad (2)$$

como também, as equações algébricas auxiliares

$$\begin{cases} q_r = PI(p_r - p_{bh}) \\ q_c = C_c z_c \sqrt{p_{wh} - p_m} \\ F_i = 0,158 \frac{\rho L_i q^2}{D_i A_i^2} \left(\frac{\mu}{\rho D_i q} \right)^{1/4} \\ H = C_H(\mu) H_0(q_0) (f/f_0)^2 \\ q_0 = \frac{q}{C_p(\mu)} (f_0/f) \end{cases} \quad (3)$$

onde f_{ref} e z_{cref} compreendem as entradas do sistema e estão associadas as restrições $f_{ref} \in [35; 65]$ Hz, $\Delta f_{refmax} = 0,5$ Hz/s (saturação) $z_{cref} \in [0; 100]$ %, $\Delta z_{crefmax} = 1$ %/s, além das restrições de envelope, que constituem as restrições de *upthrust* e *downthrust* (limites de segurança relacionado a aproximação dos componentes móveis e estáticos da bomba) (Binder et al., 2014). Avaliar Binder et al.

(2015b) para mais detalhes sobre as variáveis e parâmetros do modelo. A saída p_{in} corresponde a

$$p_{in} = p_{bh} - g h_1 \rho - \frac{79 L_1 \rho q^2 \left(\frac{\mu}{D_1 \rho q} \right)^{1/4}}{500 A_1^2 D_1}. \quad (4)$$

2.1 Caracterização dinâmica

Com base no modelo da BCS, é possível verificar através de repetidos testes numéricos que a mesma não apresenta múltiplos pontos de operação para a região viável de trabalho (definida pelas restrições). Aplicando-se o método indireto de Lyapunov é possível avaliar a estabilidade local do sistema, para um ponto de equilíbrio desejado (Khalil, 2002).

Segundo Rønning (2011), a *BCS* apresenta estabilidade assintótica para qualquer ponto de operação se as condições de $p_{wh} > p_m$, $H_0 > 0$, $q > 0$, $f > 0$ e $z_c > 0$, que significam, de forma geral, que o fluido é sempre bombeado para fora do poço, sem retorno. Para um teste pontual dessa afirmação, considera-se o ponto de equilíbrio $f_{refss} = f_{ss} = 50$ Hz, $z_{crefss} = z_{css} = 65$ %, $p_{bhss} = 74,2788$ bar, $p_{whss} = 10,5197$ bar, $q_{ss} = 43,1975$ m³/h, que satisfaz as condições citadas, linearizou-se as equações dinâmicas do modelo, resultando nos polos $-1.8770 + 1.3150i$, $-1.8770 - 1.3150i$, -1.0110 , -0.5000 e -1.0000 , que verificam a estabilidade assintótica para a região próxima a este ponto de equilíbrio, conforme observado nas Figuras 2-4 dos retratos de fase para os estados p_{bh} , p_{wh} e q .

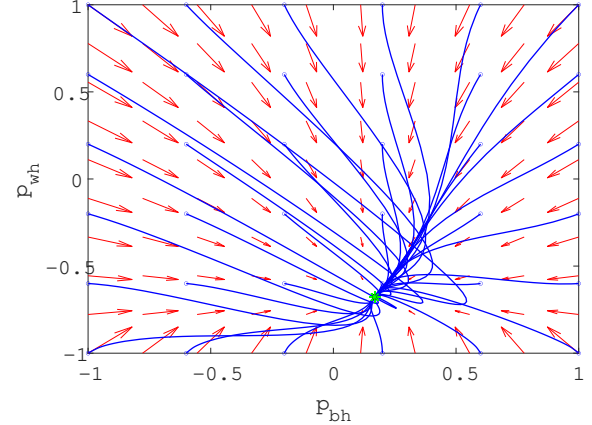


Figura 2. Retrato de fase entre as pressões de fundo e de cabeça de poço.

3. CONTROLE POR MODOS DESLIZANTES

O controle do modo deslizante são projetados para acionar e depois restringir o estado do sistema para ficar na função de comutação, há duas vantagens principais. Em primeiro lugar, o comportamento dinâmico do sistema pode ser adaptado pela escolha particular da função de comutação (9). Em segundo lugar, a resposta de malha fechada se torna totalmente insensível a uma classe particular de incerteza (7), (8) e (11) Liu and Wang (2011). Um sistema não-linear que possa ser escrito dessa forma

$$\dot{x} = f(x, t) + g(x, t) * u, \quad (5)$$

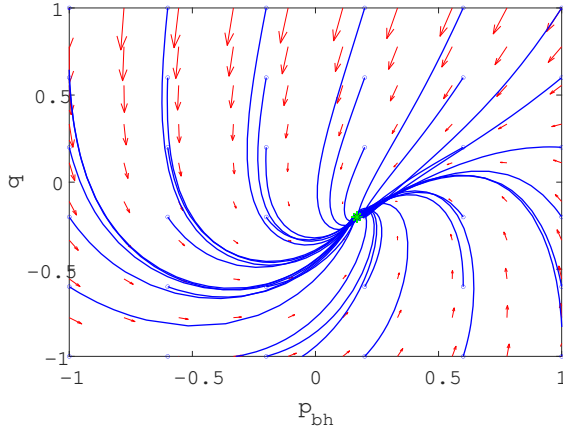


Figura 3. Retrato de fase entre a pressão de fundo de poço e vazão.

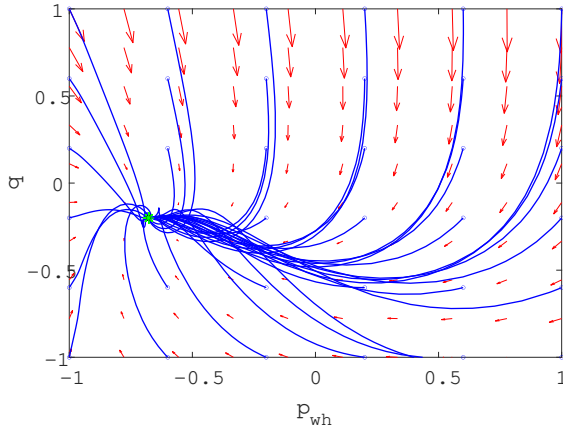


Figura 4. Retrato de fase entre vazão e pressão de cabeça de poço.

onde, x são os estados do sistema; $f(x, t)$ é uma função com os estados e tempo; $g(x, t)$ é o ganho de controle; u variável de entrada e a saída seja modelada por

$$y = h(x, t). \quad (6)$$

O erro entre a referência e a saída

$$e = y_d - y, \quad (7)$$

no qual, y_d é trajetória desejada, y é a variável a ser controlada. A superfície que caracteriza o SM, sendo está acrescida da ação integral)

$$s(x, t) = (d/dt + \lambda)^n \int_0^t e d\tau; \quad (8)$$

onde, $s(x, t)$ é a superfície de deslizamento; λ constante positiva de sintonia; n grau relativo do sistema. Fazendo (8) igual a zero, obtém-se a lei de controle equivalente u_{eq}

$$u_{eq} = -f(x, t) + d/dt(s(x, t)), \quad (9)$$

associada diretamente o modelo não-linear do sistema onde, $u_{eq}(x, t)$ é o controle equivalente; $\hat{f}(x, t)$ é uma parcela nominal do modelo do sistema; $d/dt(s(x, t))$ primeira derivada da superfície s . A lei de controle total

$$u = u_{eq} + k \cdot \text{sgn}(s) \quad (10)$$

agrega a parcela de chaveamento responsável por conduzir o sistema para a superfície de deslizamento, sendo k um

parâmetro de sintonia que indica a amplitude do chaveamento (Slotine et al., 1991). Para compor a característica de estabilidade do SM é necessário impor a condição de deslizamento (11), associa um comportamento assintoticamente estável ao sistema em malha fechada, de forma que a derivada da função de *Lyapunov* $V = s^2$ resulta em

$$\dot{V} = s \cdot \dot{s} \leq -\eta \cdot |s(x, t)| \quad (11)$$

A partir dessa condição, estima-se o valor de k (12) levando em consideração a inclusão de incertezas paramétricas em $f(x, t)$ e $g(x, t)$, que são definidas, respectivamente por, (13) e (14). Sendo $G = \left(\frac{g_{max}}{g_{min}}\right)^{1/2}$.

$$k = G(\eta + F) + (G - 1)|f + v| \quad (12)$$

$$|(f - \hat{f})| \leq F \quad (13)$$

$$G^T \leq \frac{g}{\hat{g}} \leq G \quad (14)$$

3.1 Projeto de SM para BCS

O projeto de SM para o sistema *BCS* precisa escrever o modelo não-linear (1), (2) e (4) na forma (5). Para isso o projeto se deu conforme:

- (1) $y = p_{in}$ (4) não apresenta relação explícita com a entrada f_{qref} .
- (2) Deriva-se (4), resultando em uma função dos estados p_{bh} , p_{wh} , q , f , assim como também, dos parâmetros como μ , ρ , PI , pr , $D1$, $V1$, $f0$. Ainda não é função direta da entrada para a forma (5).

$$\dot{y} = \dot{p}_{in} \quad (15)$$

- (3) Deriva-se novamente (16), obtendo-se a relação explícita com f_{ref} , e forma que o grau relativo $n = 2$. Obtendo-se, portanto, $f(x, t)$ e $g(x, t)$ e a equação padrão (5) do sistema não linear.

$$\ddot{y} = \ddot{p}_{in} \quad (16)$$

- (4) Define-se a superfície de grau 2 com ação integral por (8).
- (5) Calcula-se a lei de controle equivalente e total 10.

Segundo Binder et al. (2015b) as incertezas paramétricas que podem afetar o funcionamento do sistema *BCS* são os relacionados as propriedades do fluido, ρ valor médio de densidade do fluido e a viscosidade μ , o qual é incerto e variável. Além disso, índice de produtividade do poço PI é um parâmetro desconhecido e de característica variável a longo prazo, dado que representa o envelhecimento do poço com a diluição de produtividade. Para incluir as incertezas no projeto do controlador foi realizado:

- (1) Definição da faixa de incerteza de $\pm 5\%$ para as variáveis, nosso caso $\delta\rho$, $\delta\mu$, δPI .
- (2) Substituído ρ_{min} , μ_{min} , PI_{min} , em $f(x, t)$, $g(x, t)$ para obter $f(x, t)_{min}$, $g(x, t)_{min}$.
- (3) Substituído ρ_{max} , μ_{max} , PI_{max} , em $f(x, t)$, $g(x, t)$ para obter $f(x, t)_{max}$, $g(x, t)_{max}$.
- (4) Similarmente, para obter $F(x, t)$ e $G(x, t)$, e posteriormente calcular $k(x, t)$, sendo a incerteza completa.

4. RESULTADOS

A planta *BCS* foi simulada com os valores nominais e para a verificação da abordagem de controle, foram propostos

dois casos de estudo, com valores conforme Tabela 1. O caso 1 compreende valores de incerteza dentro da faixa de projeto ($\pm 5\%$) e a aplicação de distúrbios tipo degrau no sistema com amplitudes: em $t = 2000$ s, $\delta p_{in} = +1$ bar; em $t = 4000$ s, $\delta f_{ref} = +8$ Hz; em $t = 6000$ s, $\delta p_m = +18$ bar; em $t = 9000$ s, $\delta p_r = -6$ bar. Após sintonia do controlador, resultou-se os parâmetros $\lambda = 6$ e $\eta = 0$. Além disso, o sinal de referência foi suavizado por um filtro passa baixa de constante de tempo $\tau = 125$ s. Adotou-se a função $sgn(s) = s/(|s| + \delta)$, com $\delta = 5 \times 10^5$, conforme testes para suavizar nível de oscilação do esforço de controle do SM.

Tabela 1. Parâmetros nominais.

Casos	Planta	Caso 1	Caso 2
$\rho/(\text{Kg}/\text{m}^3)$	950	915	809
$PI/10^{-9}(\text{m}^3/\text{s}/\text{Pa})$	2,32	2,22	2,00
$\mu/10^{-2}(\text{Pa.s})$	2,50	2,60	4,50

A simulação foi implementada em ambiente *Simulink Matlab*, conforme diagrama da Figura 5. O bloco do controlador recebe as entradas de referência P_{inref} , erro e , derivada do erro de , segunda derivada da referência ddp_{inref} , integral do erro ie e por último os estados do bcs x . O bloco do controlador retorna o esforço de controle total u_t , entrada equivalente u_{eq} , entrada chaveamento u_{chave} , superfície ideal s_n , superfície com ação integral s , amplitude do chaveamento k . No bloco de sistema BCS, entrada são, f_{ref} , z_{cref} , p_r e p_m .

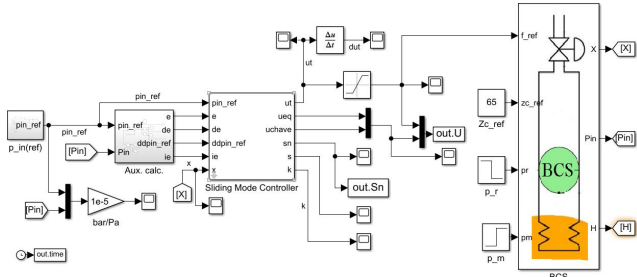


Figura 5. Digrama de aplicação em *Simulink*.

A Figura 5 apresenta a variável controlada p_{in} para os dois casos de teste. De forma geral, o controlador SM foi capaz seguir a trajetória de referência proposta para ambos os casos de controle em função da ação integral acoplada a técnica. As subfiguras de 6(a) a 6(d) apresentam os efeitos dos distúrbios sobre o caso 1 e em todas as aplicações o controlador apresentou bom rendimento, ainda esses distúrbios tenham característica pertinente. A Figura 6(d) permite observar que o caso 1 não foi capaz de absorver completamente o distúrbio em p_r aplicado, uma vez que essa variável altera consideravelmente a região de operação de todo o sistema BCS e torna o modelo da planta distinto do modelo nominal presente no controlador. Ainda que a aplicação do distúrbio em p_m tenha significado similar, o controlador conseguiu absorver eu efeito conforme Figura 6(c). O caso 2 apresenta a dinâmica do sistema controlado operando em uma faixa cerca de 80% fora dos valores nominais da planta e sua resposta foi satisfatória.

Segundo a Figura 7, o controlador produz picos que levam a saturação para o caso 1, em função da absorção dos distúrbios com o passar do tempo, conforme crescimento

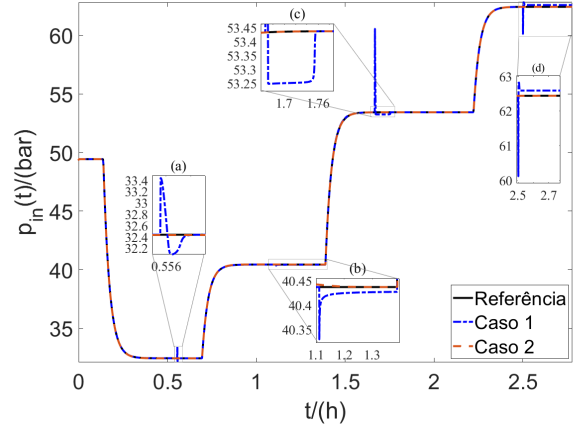


Figura 6. Pressão de entrada controlada e sinal de referência.

da diferença entre os sinais em relação ao caso 2. Este último, ainda que fora da faixa de projeto, não apresenta grandes variações, apenas nas regiões de mudança da referência.

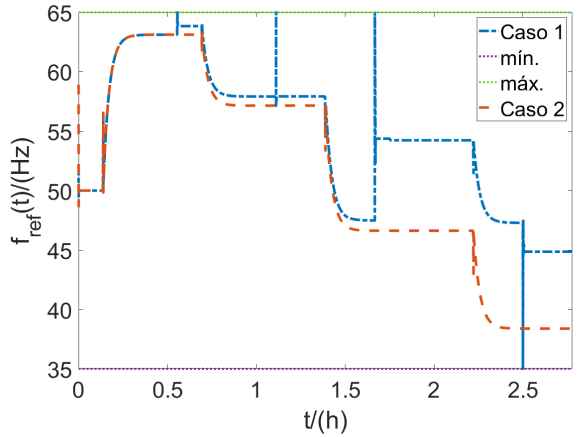


Figura 7. Sinal de frequência gerado pelo controlador.

A trajetória do caso 1, se observada sobre o envelope operacional na Figura 8, demonstra a mudança de região de operação em função dos distúrbios introduzidos no sistema. Salienta-se que a técnica empregada não engloba as restrições do sistema, nem pode apresenta grau de liberdade suficiente para manter o sistema sempre dentro do envelope, que para diferentes distúrbios poderia ser desrespeitado.

A superfície de deslizamento, que substitui o problema de controle da BCS por um problema de controle de primeira ordem, corresponde a uma métrica de desempenho da técnica. A Figura 9 apresenta um recorte do comportamento da superfície ideal (sem a ação integral) no tempo. No caso 1, os valores de pico em função dos distúrbios ultrapassaram os limites dos eixos, contudo se aproximaram de zero nas demais regiões. O caso 2 também tem comportamento convergente para zero após as mudanças no sinal de referência. Ambos os casos confirmam a controlabilidade da técnica frente aos *mistatches* empregados. Vale ressaltar que a planta apresenta as restrições de variação os valores de frequência e abertura de válvula, que não foram força-

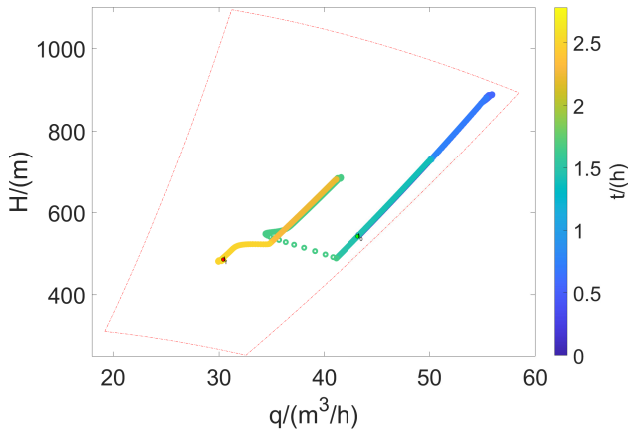


Figura 8. Trajetória no envelope operacional para o caso 1.

das no sinal de controle gerado e essa não linearidade não pôde ser representada no modelo nominal utilizado pelo controlador.

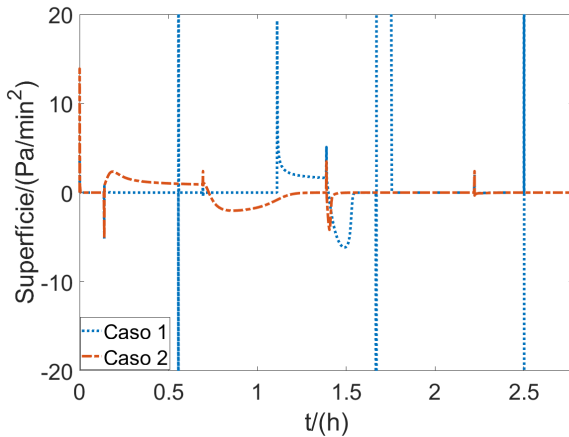


Figura 9. Superfície ideal ($s = \dot{e} + \lambda e$).

5. CONCLUSÃO

O modelo de BCS proposto por Pavlov et al. (2014), ainda que de forma simplificada, abarca os principais elementos que compõem um poço típico desse sistema de elevação e suas contribuições dinâmicas. Verifica-se que a estabilidade desse sistema é assintótica se satisfeitas as restrições de funcionamento adequado, conforme testado no ponto de operação escolhido. A aplicação de uma abordagem básica de SM permitiu o controle da pressão de entrada, mesmo sobre casos extremos de incerteza e distúrbios persistentes não medidos, indicando que essa técnica pode ser explorada em trabalhos futuros, através da extensão para o controle do head e a inclusão das restrições de envelope.

AGRADECIMENTOS

Este trabalho foi financiado pela ANP-FINEP no escopo do PRH 35.1-ANP.

REFERÊNCIAS

- Binder, B.J., Kufoalor, D.K., and Johansen, T.A. (2015a). Scalability of QP solvers for embedded model predictive control applied to a subsea petroleum production system. *2015 IEEE Conference on Control and Applications, CCA 2015 - Proceedings*.
- Binder, B.J., Kufoalor, D.K., Pavlov, A., and Johansen, T.A. (2014). Embedded model predictive control for an electric submersible pump on a programmable logic controller. *2014 IEEE Conference on Control Applications, CCA 2014*.
- Binder, B.J., Pavlov, A., and Johansen, T.A. (2015b). Estimation of flow rate and viscosity in a well with an electric submersible pump using moving horizon estimation. *IFAC-PapersOnLine*, 28(6), 140–146. doi:10.1016/j.ifacol.2015.08.022. URL <http://dx.doi.org/10.1016/j.ifacol.2015.08.022>.
- Camponogara, E. (2020). Practical NMPC of Electrical Submersible Pumps based on Echo State Networks. (July).
- Delou, P.A., de Souza, M.B., and Secchi, A.R. (2020). Addressing the lack of measurements in the subsea environment by using a model scheduling Kalman filter coupled with a robust adaptive MPC. *Brazilian Journal of Chemical Engineering*, (0123456789). doi:10.1007/s43153-020-00079-x.
- Delou, P.A., De Azevedo, J.P., Krishnamoorthy, D., De Souza, M.B., and Secchi, A.R. (2019). Model predictive control with adaptive strategy applied to an electric submersible pump in a subsea environment. *IFAC-PapersOnLine*, 52(1), 784–789. doi:10.1016/j.ifacol.2019.06.157.
- Fontes, R.M., A. Costa, E., S. L. Abreu, O., A. F. Martins, M., and Schnitman, L. (2020). On application of a zone IHMPC to an ESP-lifted oil well system. In *Anais do Congresso Brasileiro de Autômática 2020*. sbabra. doi:10.48011/asba.v2i1.1700.
- Khalil, H.K. (2002). *Nonlinear systems*. Prentice Hall, 3rd ed edition.
- Krishnamoorthy, D., Bergheim, E.M., Pavlov, A., Fredriksen, M., and Fjalestad, K. (2016). Modelling and robustness analysis of model predictive control for electrical submersible pump lifted heavy oil wells. *IFAC-PapersOnLine*, 49(7), 544–549.
- Liu, J. and Wang, X. (2011). *Adaptive Sliding Mode Control for Mechanical Systems*. doi:10.1007/978-3-642-20907-9_6.
- Ohrem, S.J. and Holden, C. (2017). Modeling and Nonlinear Model Predictive Control of a Subsea Pump Station. *IFAC-PapersOnLine*, 50(2), 121–126. URL <https://doi.org/10.1016/j.ifacol.2017.12.022>.
- Osnes, I. (2020). Recurrent Neural Networks and Nonlinear Model-based Predictive Control of an Oil Well with ESP. (July).
- Pavlov, A., Krishnamoorthy, D., Fjalestad, K., Aske, E., and Fredriksen, M. (2014). Modelling and model predictive control of oil wells with electric submersible pumps. *2014 IEEE Conference on Control Applications, CCA 2014*, (3905), 586–592. doi:10.1109/CCA.2014.6981403.
- Rawlings, J., Mayne, D., and Diehl, M. (2017). *Model Predictive Control: Theory, Computation, and Design*. Nob Hill Publishing.

- Rønning, R. (2011). *Automatic Start-up and Control of Artificially Lifted Wells*. Master, Norwegian University of Science and Technology.
- Salamanca, L.F.B. (2018). Controle de bombas centrífugas submersas para operação no ponto de melhor eficiência. Controle de bombas centrífugas submersas para operação no ponto de melhor eficiência. 143.
- Silva, L.Á. (2018). Controlador predictivo basado en modelo no lineal (nmpe) para optimizar de forma automática y segura , la operación de un pozo petrolero con sistema de levantamiento artificial com bomba electrosumergible.
- Slotine, J.J.E., Li, W., et al. (1991). *Applied nonlinear control*, volume 199. Prentice hall Englewood Cliffs, NJ.
- Thamallah, A., Sakly, A., and M'Sahli, F. (2019). A new constrained PSO for fuzzy predictive control of Quadruple-Tank process. *Measurement: Journal of the International Measurement Confederation*, 136(December), 93–104. doi:10.1016/j.measurement.2018.12.050. URL <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2018.12.050>.
- Wang, Y., Chen, W., Tomizuka, M., and Alsuwaidan, B.N. (2013). Model predictive sliding mode control: for constraint satisfaction and robustness. In *Dynamic Systems and Control Conference*, volume 56147, V003T44A005. American Society of Mechanical Engineers.