

6º CONGRESSO BRASILEIRO DE PESQUISA E DESENVOLVIMENTO EM PETRÓLEO E GÁS



TÍTULO DO TRABALHO:

Modelagem e Controle da Dinâmica de Poços GLC

AUTORES:

Agustinho Plucenio e Cleber Asmar Ganzaroli

INSTITUIÇÃO:

Universidade Federal de Santa Catarina

Este Trabalho foi preparado para apresentação no 6º Congresso Brasileiro de Pesquisa e Desenvolvimento em Petróleo e Gás- 6º PDPETRO, realizado pela Associação Brasileira de P&D em Petróleo e Gás-ABPG, no período de 09 a 13 de outubro de 2011, em Florianópolis-SC. Esse Trabalho foi selecionado pelo Comitê Científico do evento para apresentação, seguindo as informações contidas no documento submetido pelo(s) autor(es). O conteúdo do Trabalho, como apresentado, não foi revisado pela ABPG. Os organizadores não irão traduzir ou corrigir os textos recebidos. O material conforme, apresentado, não necessariamente reflete as opiniões da Associação Brasileira de P&D em Petróleo e Gás. O(s) autor(es) tem conhecimento e aprovação de que este Trabalho seja publicado nos Anais do 6ºPDPETRO.

Modelagem e Controle da Dinâmica de Poços GLC

Abstract

Gas-lift is the artificial lift method responsible for more than 70% of the oil production in Brazil. New gas-lift wells are being completed with instrumentation that allows monitoring, controlling and optimization of the well performance. This work presents a gas-lift dynamic model developed to study control techniques. It also presents the results of a control strategy that stabilizes the well for low gas injection rates that would otherwise develop sustained oscillations known as Heading.

Introdução

O método de elevação artificial GLC (Gas-lift Contínuo) é responsável por mais de 70% da produção nacional de petróleo. A completação de poços GLC atuais tem adotado a instalação de instrumentação que permite efetuar a monitoração, controle e otimização das operações dos poços. Na linha de injeção de gás tem-se um medidor para a vazão e uma válvula que permite o seu controle. No fundo do poço tem-se adotado a instalação de PDGs (*Permanent Downhole Gages*) que permitem a medição de pressão e temperatura. Na linha de produção tem-se *choke* com controle ativo. Este cenário permite a aplicação de técnicas de controle e otimização da operação dos poços. Neste trabalho apresenta-se a modelagem fenomenológica e o controle da dinâmica de um poço GLC.

Desenvolvimento do modelo

Uma metodologia amplamente utilizada no desenvolvimento de técnicas de controle de processos complexos consiste na utilização de simuladores numéricos. Os simuladores comerciais oferecem um alto grau de representatividade do comportamento do processo. Entretanto, do ponto de vista da rapidez, é comum observarmos um desempenho demasiado lento na simulação o que torna o desenvolvimento muito demorado. É óbvio que para determinadas aplicações um simulador rigoroso é imprescindível, mas quando se deseja observar a dinâmica predominante do processo, a utilização de modelos mais simples pode ser um bom compromisso entre tempo de desenvolvimento e rigor na resposta do modelo.

A abordagem utilizada no desenvolvimento do modelo apresentado baseia-se nas equações clássicas de conservação de massa e quantidade de movimento aplicadas a uma seção do escoamento para as fases gás e líquido. Por simplicidade adotou-se um poço vertical e considera-se que a entrada de gás do anular para o tubo de produção acontece na mesma profundidade em que acontece o influxo de fluido da formação para o interior do poço. Essas considerações simplificam a modelagem e acredita-se que não alteram o comportamento principal da dinâmica do poço.

Tabela 1 – Variáveis e Parâmetros

Variáveis	Definição
z	Deslocamento vertical ao longo do poço.
α	Fração de vazio
ρ_g	Densidade do gás no tubo de produção
ρ_l	Densidade do líquido no tubo de produção
ρ_m	Densidade média da mistura gás-líquido no tubo de produção
ρ_a	Densidade do gás no anular
u_m	Velocidade média da mistura gás-líquido no tubo de produção
u_a	Velocidade do gás no anular
u_{vi}	Abertura da válvula de injeção
u_{ch}	Abertura do <i>choke</i> de produção

p_{TP}	Pressão no tubo de produção
P_{TPt}	Pressão no topo do tubo de produção
P_{wf}	Pressão no fundo do poço
PR	Pressão média da formação
P_{sep}	Pressão no separador
p_a	Pressão no anular
P_{at}	Pressão no topo do anular
P_{af}	Pressão no fundo do anular
P_{GLM}	Pressão do GLM (<i>Gas Lift Manifold</i>)
Parâmetros	
D_T	Diâmetro interno do Tubo de Produção
D_{ha}	Diâmetro hidráulico do anular
f_T	Fator de atrito no Tubo de Produção, $f_T = f(R_e, \varepsilon)$
f_a	Fator de atrito no anular, $f_a = f(R_e, \varepsilon)$
IP	Índice de produtividade do poço
d	Diâmetro da válvula operadora de gas-lift tipo orifício
G_{vi}	Constante da equação da válvula de injeção
G_{ch}	Constante da equação do <i>choke</i> de produção
A	Constante da equação da válvula de orifício
σ_{vi}	Constante de tempo da válvula de injeção
σ_{ch}	Constante de tempo do <i>choke</i> de produção
γ	Razão de calor específico, $\gamma = c_p /$

No Tubo de Produção:

Equação da continuidade:

$$\frac{\partial((1-\alpha)\rho_l)}{\partial t} + \frac{\partial((1-\alpha)\rho_l u_m)}{\partial z} = 0 \quad \text{Eq. 1}$$

$$\frac{\partial(\alpha\rho_g)}{\partial t} + \frac{\partial(\alpha\rho_g u_m)}{\partial z} = 0 \quad \text{Eq. 2}$$

Equação da conservação da quantidade de movimento

$$\frac{\partial(\rho_m u_m)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_m u_m^2)}{\partial z} + \rho_m g + \frac{f_T}{2D_T} \rho_m u_m^2 + \frac{\partial p_{TP}}{\partial z} = 0 \quad \text{Eq. 3}$$

$$\rho_m = \alpha\rho_g + (1-\alpha)\rho_l \quad \text{Eq. 4}$$

No anular:

Equação da continuidade

$$\frac{\partial\rho_{ga}}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_{ga} u_a)}{\partial z} = 0 \quad \text{Eq. 5}$$

Equação da conservação da quantidade de movimento

$$\frac{\partial(\rho_{ga} u_a)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_{ga} u_a^2)}{\partial z} + \rho_{ga} g + \frac{f_a}{2D_{ha}} \rho_{ga} u_a^2 + \frac{\partial p_a}{\partial z} = 0 \quad \text{Eq. 6}$$

Manipulando-se as equações um a seis obtém-se um conjunto de equações para regime permanente e para o transiente. Por falta de espaço não será mostrado todo o desenvolvimento, mas deve-se salientar que foram consideradas as condições de fronteira impostas na superfície e no fundo do poço. Na superfície tem-se o sistema de injeção constituído de um GLM (*Gas-lift Manifold*) que mantém uma pressão constante P_{GLM} e uma válvula de injeção de gás cujo modelo foi considerado como

$$q_g = C_{vi} u_{vi} \sqrt{\frac{(P_{GLM} - P_{at})}{G_{vi}}}. \quad \text{Eq. 7}$$

Na linha de produção existe um *choke* que permite o controle da vazão. A vazão foi modelada como

$$q_m = C_{ch} u_{ch} \sqrt{\frac{(P_{TPt} - P_{sep})}{G_{ch}}}. \quad \text{Eq. 8}$$

Além do comportamento estático da válvula de injeção e *choke* de produção utilizou-se uma modelagem dinâmica considerando um comportamento de primeira ordem.

No fundo do poço considerou-se que o influxo de fluido da formação é dado pela equação

$$q_o = IP(P_R - P_{wf}). \quad \text{Eq. 9}$$

Considerou-se ainda que o gás do anular no fundo do poço entra no tubo de produção através da válvula de orifício. A vazão mássica de gás passando pela válvula é dada por

$$q_{vo} = AP_{af} \left[\left(\frac{P_{wf}}{P_{af}} \right)^{\frac{2}{\gamma}} - \left(\frac{P_{wf}}{P_{af}} \right)^{\frac{\gamma+1}{\gamma}} \right]^{\frac{1}{2}}. \quad \text{Eq. 10}$$

O conjunto de equações acima foi primeiramente utilizado para encontrar a solução em regime permanente. Na sequência o espaço anular e o tubo de produção foram discretizados em N elementos (em uma direção), obtendo-se um conjunto de equações algébricas e diferenciais. Utilizando-se algoritmos especializados foi possível obter o comportamento dinâmico do poço para mudanças na abertura da válvula de injeção

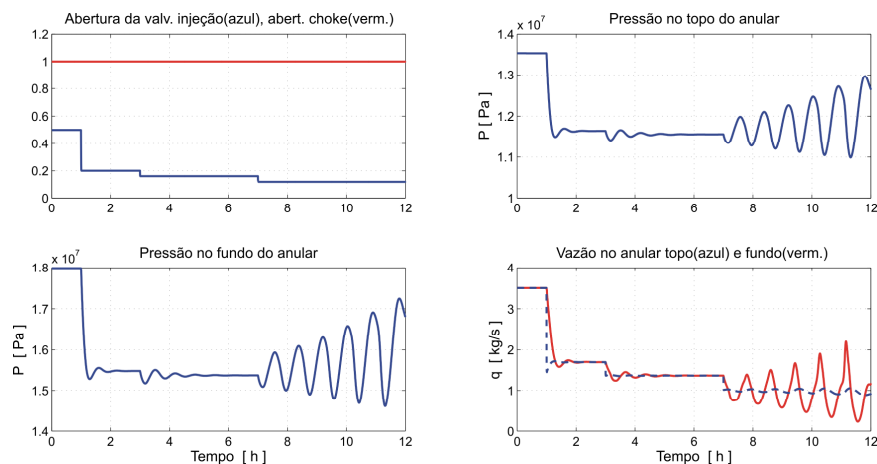


Figura 1 – Resultados de simulação I

As figuras 1 e 2 mostram os resultados de simulação de um poço com profundidade de 2500m. As demais características do poço não são mostradas por falta de espaço. A figura 1 mostra a abertura da

válvula de injeção enquanto mantém-se o *choke* de produção totalmente aberto. Observa-se que a abertura da válvula de injeção é diminuída passadas 1, 3 e 7 horas do início do experimento. A cada diminuição da abertura da válvula de injeção, diminui a vazão de gás no topo e no fundo do anular. Na figura 2 observa-se que na medida em que a vazão de gás entrando no tubo de produção é diminuída a pressão de fundo de poço aumenta com um comportamento característico de fase não mínima. Ou seja, primeiro a pressão diminui para depois aumentar. Nota-se também o comportamento crescentemente sub-amortecido conforme a vazão de gás diminui. A partir das 7 horas, com a abertura da válvula de injeção em aproximadamente 0,12, a vazão de gás na superfície cai para cerca de 1 kg/s e o poço começa a desenvolver um comportamento oscilatório do tipo *Heading*.

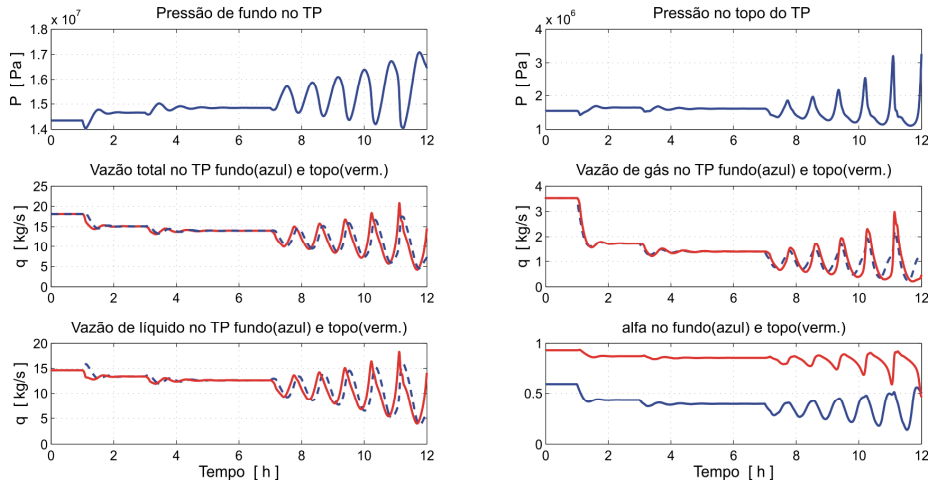


Figura 2 – Resultados de simulação II

Desenvolvimento da estratégia de controle

A maioria dos trabalhos sobre controle de poços GLC adotam uma abordagem clássica onde uma referência é estabelecida para uma determinada variável controlada e o sistema de controle é projetado para fazer o seu seguimento, Eikrem G. O., (2006), Scibilia et al., (2008), Eikrem, G. O., (2004), Hu B., (2004), Imsland, L. S. *et al.*, (2003) e Plucenio, A. *et al.*, (2009). Tipicamente controla-se a pressão de fundo manipulando-se a abertura do *choke* de produção.

Uma forma de abordar o problema de controle de um grupo de poços e do próprio GLM, é apresentada em Plucenio, A. *et al.*, (2009) e Plucenio, A., (2010), onde mostra-se uma técnica de controle que distribui o gás de forma ótima eliminando as oscilações. Entretanto, pode ser interessante desacoplar o problema de controle do sistema de otimização. Para isso a técnica de controle deve estabilizar o poço, suprimindo as oscilações independentemente do ponto de operação. Este trabalho apresenta uma técnica com essa característica. Conforme Sinègre, L., (2006), a fração mássica de gás tem um papel fundamental no comportamento dinâmico de um poço operando por GLC. A fração mássica de gás é definida em função da fração de vazão, α , da densidade do gás, ρ_g e do líquido ρ_l , como

$$x = \frac{\alpha \rho_g}{\alpha \rho_g + (1 - \alpha) \rho_l} \quad \text{Eq. 11}$$

Para um determinado modelo de velocidade de escorregamento líquido-gás, Sinègre, L., (2006), mostrou que a fração mássica de gás pode ser relacionada com espaço e tempo como

$$\frac{\partial x}{\partial t} + v_g \frac{\partial x}{\partial z} = 0, \quad \text{Eq. 12}$$

onde v_g é a velocidade do gás e z é a distância a partir da posição da válvula operadora de *gas-lift*. Isso significa que para uma velocidade constante do gás, a fração mássica de gás na cabeça do poço no

tempo t seria igual aquela que aconteceu no fundo no tempo $t - \tau$ com $\tau = \frac{L}{V_g}$, onde L é a distância entre a cabeça do poço e a profundidade da válvula operadora de *gas-lift*. A fração mássica de gás viaja no tubo de produção com a velocidade V_g e é responsável pela mudança nos valores da fração volumétrica de gás na cabeça do poço. Propõe-se a estabilização do poço de *gas-lift* utilizando-se uma ação de controle que garanta $\frac{\partial x}{\partial t} = 0$ no tubo de produção na profundidade da válvula operadora de *gas-lift*. Fazendo isso, de acordo com a Equação 12, força-se $\frac{\partial x}{\partial z} = 0$, o que implica na estabilização das frações volumétricas de gás e líquido ao longo do tubo de produção e particularmente na cabeça do poço, evitando assim o comportamento oscilatório da vazão e pressão. Denominando U_{sg} e U_{sl} como a velocidade superficial de gás e líquido, V_t , como a velocidade média das gotas de gás no líquido, α pode ser expressa como

$$\alpha = \frac{U_{sg}}{U_{sg} + U_{sl} + V_t}. \quad \text{Eq. 13}$$

Substituindo (13) em (11), a seguinte expressão é obtida

$$x = \frac{q_g}{q_g + q_l + V_t A \rho_l}, \quad \text{Eq. 14}$$

onde q_g e q_l são respectivamente a vazão mássica de gás e de líquido. O termo $V_t A \rho_l$ representa a vazão mássica virtual, q_v devido a velocidade relativa das gotas de gás no líquido. A proposta de controle é fazer $\dot{x} = 0$, garantindo-se $\dot{p}_{wff} = 0$ com controle realimentado. Deve-se observar que

$$\dot{x} = \frac{\dot{q}_g (q_l + q_v) - \dot{q}_l q_g - \dot{q}_v q_g}{(q_g + q_l + q_v)^2} \quad \text{Eq. 15}$$

Assume-se $\dot{q}_v = 0$ já que V_t varia pouco com o tempo e pode-se assumir constante para as condições quando acontecem as oscilações. Deve-se observar que a vazão de gás q_g na válvula de *gas-lift* é constante para a válvula operadora do tipo Venturi operando na região crítica. Neste caso tem-se $\dot{q}_g = 0$. Já para a válvula do tipo orifício $q_g = f(p_{wff})$ e $\dot{q}_g = \frac{\partial q_g}{\partial p_{wff}} \frac{\partial p_{wff}}{\partial t}$. Portanto, para $\dot{p}_{wff} = 0$, tem-se $\dot{q}_g = 0$. Já q_l depende da pressão de fundo, $q_l = f(p_{wf})$ e, portanto $\dot{q}_l = \frac{\partial q_l}{\partial p_{wf}} \frac{\partial p_{wf}}{\partial t}$. Para $\dot{p}_{wf} = 0$, tem-se $\dot{q}_l = 0$. Assim, podemos obter $\dot{x} = 0$ garantindo-se $\dot{p}_{wff} = 0$ como proposto. As oscilações caracterizadas pelo efeito *Heading* acontecem para vazões de injeção de gás onde a pressão do fundo do poço é influenciada praticamente só pela gravidade. Para vazões de injeção maiores a inclinação da curva estática $p_{wff} \times q_g$ diminui junto com a sensibilidade do sistema para perturbações. Uma forma de se evitar as oscilações seria então fechar parcialmente o *choke* de produção. Isso coloca componente de atrito na resposta da pressão de fundo e pode estabilizar o poço. O desafio para o controle realimentado neste caso é estabilizar o poço com o mínimo de fechamento do *choke* de produção. A lei de controle desenvolvida manipula a abertura do *choke* de produção de forma a acrescentar atrito de forma dinâmica cancelando e evitando o desenvolvimento das oscilações sustentadas.

Resultados e Discussão

A Figura 1 e 2 mostram a simulação de um poço com o *choke* de produção totalmente aberto. Nota-se que depois de 7 horas o poço desenvolve *Heading*.

Sem aplicar nenhum tipo de controle realimentado buscou-se uma abertura do *choke* de produção que estabilizasse o comportamento do poço. Para uma abertura do *choke* de produção de 30% e, mantidas as demais condições de vazão de injeção e pressão do separador, o poço é estabilizado conforme mostra a figura 3.

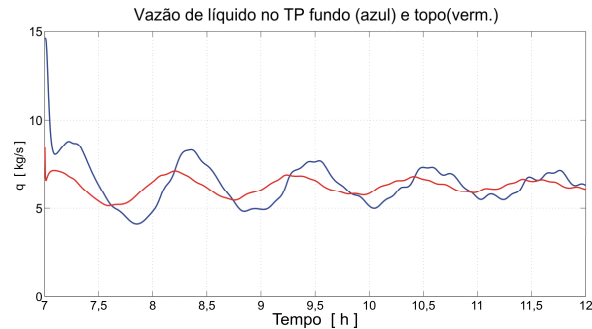


Figura 3 – Vazão de líquido com abertura do *choke* em 30%

A questão que se coloca é: O Controle realimentado pode operar o poço sem oscilações com aberturas do *choke* de produção maior do que 30%? A resposta é sim e este é o real benefício da aplicação de controle realimentado neste caso: Poder operar o poço em uma condição de maior produção e sem comportamento dinâmico indesejável.

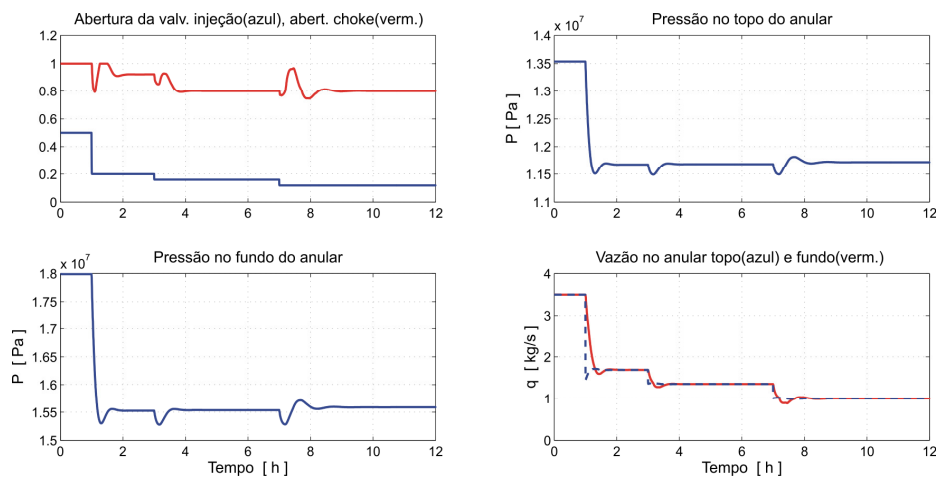


Figura 4 – Resultados da aplicação de Controle I

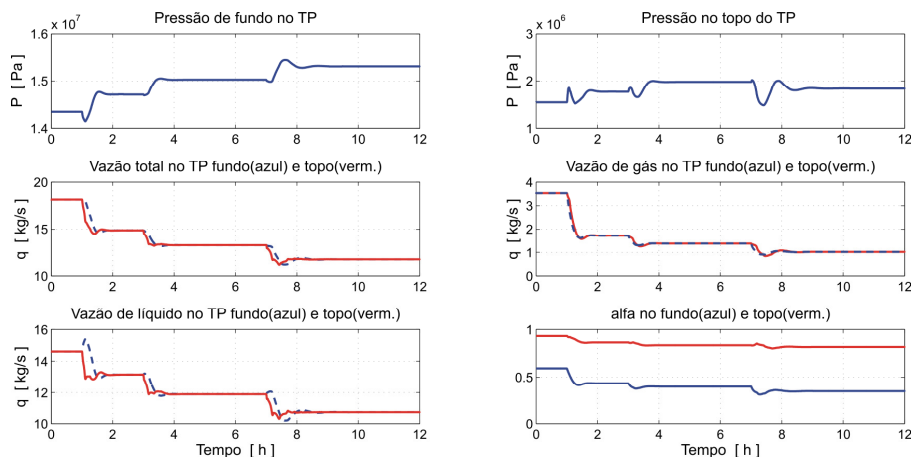


Figura 5 – Resultados da aplicação de Controle II

Os resultados obtidos com a aplicação da técnica de controle desenvolvido são apresentados nas Figuras 4 e 5. Observa-se que as oscilações sustentadas são eliminadas. Comparando a vazão de líquido no tubo de produção com a aplicação de controle e com a abertura do *choke* em 30% percebe-se que com a aplicação de controle a vazão obtida ficou próxima a 11 kg/s enquanto que com o fechamento do *choke* obteve-se algo em torno de 6 kg/s.

Conclusões

Na Figura 4 observa-se o comportamento da abertura do *choke* de produção. Ela obedece a lei de controle desenvolvida. Nota-se que nas mudanças da vazão de injeção de gás o algoritmo manipula a abertura de *choke* de produção de forma a estabilizar o escoamento. Ao mesmo tempo a abertura é levada para um valor desejado que depende da vazão de injeção de gás medida na superfície. Para vazões próximas aquela que gera oscilações sustentadas utilizou-se uma abertura desejada de 80%.

Agradecimentos

Cleber Asmar Ganzaroli agradece a bolsa de Mestrado fornecida pelo Instituto Brasileiro de Petróleo, Gás e Biocombustíveis.

Referências Bibliográficas

PLUCENIO, A., 2010. Desenvolvimento de técnicas de controle não linear para elevação de fluidos multifásicos, Tese do Dpto de Automação e Sistemas, Universidade Federal de Santa Catarina.

EIKREM G. O., 2006. Stabilization of gas-lift wells by feedback control, Master's thesis, Department of Engineering Cybernetics Norwegian University of Science and Technology, Trondheim, Norway

Scibilia, F., Hovd, M., and Bitmead, R. R., 2008. Stabilization of gas-lift oil wells using topside measurements, Seoul, Korea, 2008.

EIKREM, G. O., FOSS, B., AND IMSLAND, L.S., 2004, Stabilization of gas lifted wells based on state estimation, IFAC ADCHEM 2003, Hong Kong, 2004.

HU. B., 2004, Characterizing gas-lift instabilities, Master's thesis, Department of Petroleum Engineering and Applied Geophysics, Norwegian University of Science and Technology University, Trondheim, Norway, 2004.

IMSLAND, L. S., FOSS, B. A., AND EIKREM, G. O., 2003. State feedback control of a class of positive systems: Application to gas lift stabilization, Cambridge, United Kingdom, 2003.

PLUCENIO, A., PAGANO, D. J., CAMPONOGARA, E., TRAPLE, A., AND TEIXEIRA, A., 2009. Gas lift optimization and control with nonlinear MPC, International Symposium on Advanced Control of Chemical Process-ADCHEM 2009.

PLUCENIO, A., 2010. Desenvolvimento de técnicas de controle não linear para elevação de fluidos multifásicos, Tese de doutorado, Programa de Pos-Graduação em Engenharia de Automação e Sistemas, DAS, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis-SC-Brasil, 2010.

SINEGRE, L., 2006. Etude des instabilités dans les puits activés par gas-lift, Master's thesis, Ecole des Mines de Paris, Paris, France, 2006.