



UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO NORTE  
CENTRO DE TECNOLOGIA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA E  
DE COMPUTAÇÃO



# **Controle preditivo aplicado a um sistema de elevação artificial Plunger Lift**

**João Ricardo Tavares Gadelha**

Orientador: Prof. Dr. Carlos Eduardo Trabuco Dórea

**Dissertação de Mestrado** apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica e de Computação da UFRN (área de concentração: Automação e Sistemas) como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Ciências.

Número de ordem do PPgEEC: M552  
Natal, RN, Julho de 2019

Divisão de Serviços Técnicos

Catálogo da publicação na fonte. UFRN / Biblioteca Central Zila Mamede

Gadelha, João Ricardo Tavares.

Controle preditivo aplicado a um sistema de elevação artificial *Plunger Lift*/

João Ricardo Tavares Gadelha - 2019

74 f.: il.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal do Rio Grande do Norte, Centro de Tecnologia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica e de Computação. Natal, RN, 2019.

Orientador: Carlos Eduardo Trabuco Dórea

1. Produção de petróleo - Dissertação. 2. Plunger Lift - Dissertação. 3. Controle preditivo - Dissertação. 4. Otimização da produção - Dissertação. I. Dórea, Carlos Eduardo Trabuco. II. Título.

RN/UF/BCZM

CDU 665.6(043.3)

*Em especial aos meus pais pelo  
amor, incentivo e apoio  
incondicional.*

---

# Agradecimentos

---

Primeiramente, agradeço a **Deus** por ter me dado saúde e força para superar os momentos de dificuldades, de incertezas, cansaço e vencer mais uma etapa de minha trajetória acadêmica.

Aos meus pais, **Antônio e Vânia Gadelha**, pelo amor e apoio incondicional.

Ao meu orientador, **Professor Dr. Carlos Eduardo Trabuco Dórea**, pela competência, atenção e contribuição para o desenvolvimento deste trabalho.

Ao engenheiro da Petrobrás **Édson Henrique Bolonhini** pelo auxílio e esclarecimentos no desenvolvimento do trabalho, sempre repassando com muita simpatia e paciência seu grande conhecimento sobre o assunto.

Ao professor, **Professor Dr. André Laurindo Maitelli**, pelo apoio, incentivo e amizade.

A minha amiga **Jussyara Aires**, pelo grande apoio no desenvolvimento deste trabalho e pelo incentivo no meu crescimento pessoal.

Ao **Professor André Dantas**, pelo auxílio na montagem do controlador preditivo e demais atividades.

Aos colegas do LAUT, que diretamente ou indiretamente contribuíram para meu desenvolvimento pessoal e acadêmico.

Ao **LAUT**, pela infraestrutura fornecida para a realização deste trabalho.

Ao **Departamento de Engenharia de Computação**, por oferecer infraestrutura e oportunidade de ampliação do conhecimento.

À **CAPES**, pelo apoio financeiro.



---

# Resumo

---

Durante a vida produtiva da maioria dos poços de gás ocorre um acúmulo de líquidos no fundo do poço que causa uma pressão contrária à vazão do reservatório, reduzindo a produção do poço, podendo até, em casos extremos, interromper completamente a produção. Dessa forma, um dos possíveis métodos de elevação artificial para solucionar este problema é representado pelo Plunger Lift. Consiste em uma técnica de baixos custos de instalação e manutenção que utiliza um pistão para, dentre outros usos, aumentar a eficiência de remoção de líquidos do sistema. No entanto, este método necessita de um controlador bem ajustado para definição apropriada dos períodos de abertura e fechamento de uma válvula motora instalada na cabeça do poço para regulagem da produção. O controle preditivo é uma técnica que pode ser aplicada para realizar tal tarefa, realizando previsões do comportamento futuro da planta a fim de obter seu desempenho ótimo. Neste trabalho, foi realizada a implementação e aplicação de um controlador preditivo linear a um poço simulado operando por Plunger Lift. Os resultados do controle foram comparados com versões convencionais de controle de *Plunger Lift* existentes na indústria de petróleo através de análise gráfica e de observação de parâmetros de desempenho. O controlador preditivo obteve melhores resultados quanto ao controle de velocidade média de subida do pistão e de produção acumulada de óleo e gás.

**Palavras-chave:** Produção de petróleo; Plunger Lift; Controle Preditivo; Otimização da produção.

---

# Abstract

---

During the productive life of most gas wells there is an accumulation of liquid at the bottom of the well which causes a pressure contrary to the flow of the reservoir, reducing the production of the well. This way, one of the possible artificial lift methods to solve this problem is represented by the Plunger Lift. It consists of a low-cost installation and maintenance technique that uses a piston to, among other uses, increase the efficiency of liquid removal from the system. However, this method requires a well-adjusted controller to appropriately define the opening and closing periods of a motor valve installed in the wellhead for production control. Model predictive control is a technique that can be applied to perform such a task, performing predictions of the future behavior of the plant in order to obtain its optimum performance. In this work, the implementation and application of a linear predictive controller to a simulated well operated by Plunger Lift was performed. The controller was applied under different conditions of draining ability, with and without, of the gas present in the annular space. The control results were compared with conventional versions of Plunger Lift control in the oil industry through graphical analysis and observation of performance parameters. The MPC controller obtained better results regarding the control of the average speed of plunger ascent and accumulated production.

**Keywords:** Oil production; Plunger Lift; Model predictive control; Production optimization.

---

# Sumário

---

<b>Sumário</b>	<b>i</b>
<b>Lista de Figuras</b>	<b>iii</b>
<b>Lista de Tabelas</b>	<b>v</b>
<b>Lista de Símbolos e Abreviaturas</b>	<b>vi</b>
<b>1 Introdução</b>	<b>1</b>
<b>2 Estado da arte</b>	<b>4</b>
2.1 Modelos de <i>Plunger Lift</i> . . . . .	4
<b>3 Aspectos teóricos</b>	<b>7</b>
3.1 <i>Plunger Lift</i> . . . . .	7
3.1.1 Descrição do processo . . . . .	7
3.1.2 Equipamentos . . . . .	8
3.1.3 Descrição do Ciclo . . . . .	10
3.1.4 Modos de controle . . . . .	12
3.1.5 Controle por temporização . . . . .	13
3.1.6 Controle por pressão no revestimento . . . . .	13
3.1.7 Modelagem do <i>Plunger Lift</i> . . . . .	14
3.1.8 Descrição do modelo . . . . .	14
3.1.9 Equacionamento dos estados contínuos . . . . .	16
3.1.10 Critérios de transição de estágios . . . . .	24

3.2	Controle preditivo . . . . .	26
3.2.1	Formulação linear . . . . .	29
3.2.2	Formulação sem restrições . . . . .	33
3.2.3	Formulação com restrições . . . . .	36
<b>4</b>	<b>Metodologia experimental</b>	<b>41</b>
4.1	Simulador . . . . .	41
4.1.1	Controle por temporização . . . . .	43
4.1.2	Controle por pressão de revestimento . . . . .	45
4.2	Controle Preditivo aplicado a <i>Plunger Lift</i> . . . . .	47
<b>5</b>	<b>Resultados e discussões</b>	<b>49</b>
5.1	Controle de <i>Plunger Lift</i> . . . . .	49
<b>6</b>	<b>Conclusões</b>	<b>56</b>
6.1	Sugestões para trabalhos futuros . . . . .	57

---

# Lista de Figuras

---

3.1	Esquemático do poço operando por <i>Plunger Lift</i> e seus principais componentes. . . . .	9
3.2	(A): Controlador da válvula pneumática com painel solar. (B): Instalações de superfície de um poço operando por <i>Plunger Lift</i> . . . . .	10
3.3	Etapas do ciclo do <i>Plunger Lift</i> . . . . .	11
3.4	Esquemático representando a posição do pistão durante as diferentes etapas do ciclo do <i>Plunger Lift</i> . . . . .	12
3.5	Transição dos modos. . . . .	25
3.6	Ideia básica do MPC. . . . .	28
4.1	Janela principal da interface gráfica do simulador. . . . .	42
4.2	Janela de configuração dos parâmetros de simulação. . . . .	42
4.3	Pressões e posição do pistão para o controle por temporização. . . . .	44
4.4	Curva de vazão de gás na linha de produção para o controle por temporização. . . . .	44
4.5	Pressões e posição do pistão para o controle por pressão de revestimento. . . . .	45
4.6	Curva de vazão de gás na linha de produção para o controle por pressão de revestimento. . . . .	46
5.1	Velocidade média de subida do pistão. . . . .	51
5.2	Variação do <i>build-up</i> . . . . .	51
5.3	Variação do <i>afterflow</i> . . . . .	52
5.4	Variação do <i>RGL</i> . . . . .	52

5.5	Produção acumulada de óleo. . . . .	53
5.6	Produção acumulada de gás. . . . .	53
5.7	Pressão de fundo do poço. . . . .	54

---

# Lista de Tabelas

---

3.1	Funções geradoras de evento $s_j(x, v)$ . . . . .	24
3.2	Funções de evolução dos estados usados no modelo de <i>Plunger Lift</i> . . . . .	26
4.1	Parâmetros do poço. . . . .	43
4.2	Parâmetros do controle por temporização. . . . .	44
4.3	Parâmetros do controle por pressão de revestimento. . . . .	45
5.1	Produções acumuladas e índices de desempenho para cada método de controle. . . . .	54

---

# Lista de Símbolos e Abreviaturas

---

$RGL$	Razão gás-líquido
$TAF$	Tempo de <i>afterflow</i>
$TAF_{max}$	TAF máximo
$TAF_{min}$	TAF mínimo
$TF$	Tempo de <i>build-up</i>
$TF_{max}$	TF máximo
$TF_{min}$	TF mínimo
$T_{max}$	Máximo tempo de subida do pistão
$T_{min}$	Mínimo tempo de subida do pistão
$\Delta RGL$	Variação de $RGL$
$\Delta TAF$	Variação de $TAF$
$\Delta TF$	Variação de $TF$
E	Erro entre a referência de controle e a velocidade média de subida do pistão



---

# Capítulo 1

## Introdução

---

No início da vida produtiva da maioria dos poços de gás, o fluxo é dito surgente. Dessa forma, o gás proveniente do reservatório exerce pressão suficiente para garantir o fluxo contínuo de produção. No entanto, a medida que o gás é produzido, sua pressão diminui, decrescendo sua capacidade de elevar os líquidos até a superfície, o que por sua vez proporciona o acúmulo de uma coluna líquida no fundo do poço. A contrapressão hidrostática exercida por essa coluna sobre o fluxo de produção do reservatório desfavorece a injeção de produtos no poço pelo reservatório, potencialmente prejudicando, ou em casos mais graves, interrompendo completamente, a produção do sistema (Chang & Bai 2017).

Dessa forma, diversos métodos têm sido utilizados na remoção de líquidos na indústria petrolífera, tais como bombeio mecânico por hastes (Khamehchi et al. 2016), bombeio por cavidades progressivas (BCP) (Asel et al. 2014), bombeio centrífugo submerso (BCS) (Dinata et al. 2016), Gas Lift (Lea et al. 2008) e *Plunger Lift* (Baruzzi 1994).

O *Plunger Lift* se caracteriza como um método apropriado para poços com alta razão gás-líquido (RGL) de baixos custos de instalação, operação e manutenção (Zhao et al. 2018). Seu funcionamento gira em torno do uso de pistão de livre movimento, instalado na coluna de produção, atuando como interface mecânica entre os gases da formação e os líquidos acumulados acima deste. O movimento do pistão visa a remoção intermitente de líquidos do fundo do poço e a consequente redução da pressão de fundo do poço, atuando adicionalmente na remoção de deposição de parafina e incrustações nas paredes

da coluna de produção (Hassouna 2013).

O bom funcionamento do método depende fortemente do ajuste dos tempos de abertura e fechamento (build-up) da linha de produção (Parsa et al. 2013). Tempos de fechamento excessivamente longos podem resultar em altas velocidades de subida do pistão, o que pode resultar em danos nos equipamentos de superfície (Gupta et al. 2017). No entanto, este tempo deve ser suficientemente longo, primeiramente para que o sistema acumule pressão suficiente para garantir a subida do pistão e da golfada líquida até a superfície e, segundo, para garantir que o pistão se deposite abaixo do volume completo da golfada líquida (Singh 2017). Caso contrário, apenas parte desta golfada seria removida do fundo do poço. Além disso, o tempo de fechamento do sistema idealmente deve ser o menor possível para aumentar a produção, já que esta é interrompida durante este período (Ozkan et al. 2003). Quanto ao tempo de abertura, quanto maior seu valor, maiores quantidades de líquido se acumularão no fundo do poço, resultando em altas pressões de fundo de poço e, conseqüentemente, menores taxas de produção por parte do reservatório.

Controle Preditivo baseado em Modelo (MPC - Model Predictive Control) é uma das técnicas que mais vem obtendo sucesso em aplicações industriais (Maciejowski 2002). Isso se deve à sua habilidade de incorporar restrições físicas do sistema controlado, bem como apresentar robustez a imprecisões de modelagem e lidar com formulações de controle multivariável de forma simplificada. Dessa forma, este tipo de controle pode ser aplicado no controle de *Plunger Lift* restringindo a velocidade de subida do pistão.

Neste trabalho é apresentada a aplicação de um controlador preditivo linear em um poço simulado operando por *Plunger Lift*. O controle leva em consideração restrições sobre as variáveis de controle e seus valores de variação. A performance do controlador preditivo foi comparada a técnicas de controle de *Plunger Lift* comumente utilizadas na indústria petrolífera, as quais não se utilizam de uma referência precisa como o preditivo, mas uma faixa de valores aceitáveis para as variáveis de saída. Dessa forma, o preditivo proporciona maior controle e precisão sobre grandezas importantes da dinâmica do

processo.

O trabalho é estruturado da seguinte maneira: o capítulo 2 apresenta um estado da arte dos principais tópicos referentes à pesquisa de *Plunger Lift* e Controle Preditivo. No capítulo 3 são dispostos aspectos teóricos sobre o sistema de *Plunger Lift* e Controle Preditivo. No capítulo 4 é apresentada a metodologia conduzida no trabalho. No capítulo 5 são discutidos resultados da aplicação do controlador preditivo no controle de um sistema simulado de *Plunger Lift*. As conclusões e sugestões para trabalhos futuros são apresentadas no Capítulo 6.

---

# Capítulo 2

## Estado da arte

---

Neste capítulo são mostradas melhorias realizadas ao longo dos anos nos modelos de *Plunger Lift*.

### 2.1 Modelos de *Plunger Lift*

Foss & Gaul (1965) desenvolveram o primeiro modelo estático para descrição do movimento do pistão no poço realizando testes em poços de alta RGL (razão gás-líquido) sem packer (dispositivo utilizado na vedação do espaço anular de poços). O modelo obtido é capaz de prever importantes parâmetros de funcionamento do sistema tais como a pressão média na cabeça do revestimento e a pressão de tubulação do poço.

O modelo não prevê variações na performance do reservatório, sendo esta uma importante informação para a aplicação do método em poços de baixa pressurização. Os cálculos consideram que todo o gás utilizado na operação é proveniente do próprio reservatório. Diversos aspectos da dinâmica são desconsiderados para simplificar o processo de modelagem tais como os efeitos do atrito do pistão com as paredes do poço, as perdas de pressão causadas pelo atrito do gás com as paredes do anular e velocidades de subida e de descida do pistão constantes. Pontos importantes que foram melhorados no modelo foram a variação das velocidades do pistão e o uso de uma curva de índice de produtividade (IPR) para levar em conta variações do reservatório.

A partir do trabalho anterior, Hacksma (1972) desenvolveu um modelo que incorpora o IPR do reservatório, enquanto Abercrombie (1980) projetou um modelo estático similar ao de Foss & Gaul (1965), ajustando o valor das velocidades do pistão através de novos testes em campo. Determinou o valor de 10,15 m/s para a velocidade de subida, o dobro da definida por Foss & Gaul (1965), afirmando ser um valor mais próximo do real.

Lea (1982) definiu um modelo dinâmico pioneiro para a etapa de subida do pistão. Realiza um balanço de forças que atuam sobre o pistão durante a elevação da golfada líquida, incrementando o trabalho de Foss & Gaul (1965). Novamente, são realizadas aproximações para reduzir a complexidade do modelo. Não são consideradas a passagem de gases de baixo para cima do pistão durante sua subida. Assume também que o pistão e a golfada líquida possuem a mesma velocidade de subida.

Esse trabalho afirma ainda a importância do pistão no processo no aumento da eficiência de elevação dos líquidos até a superfície. Anteriormente ao uso do pistão no método, contava-se apenas com a força dos gases presos no anular durante os períodos de fechamento do poço, resultando em cerca de 70% de líquidos ao fundo do poço.

Marcano e Chacin (1992) modelaram o ciclo completo do pistão. O *fallback* é considerado uma função linear da velocidade de subida do pistão. O modelo é desenvolvido a partir de equações de conservação de massa e quantidade de movimento expressas por um conjunto de equações diferenciais ordinárias. O modelo foi validado em um experimento em campo, atingindo erros de 12 a 17% na previsão de volumes produzidos de gás e óleo, sendo considerado um modelo com boa precisão para estimação da dimensão da golfada líquida e quanto dessa massa líquida é perdida por *fallback*.

Baruzzi (1994) desenvolveu um modelo matemático do sistema de *Plunger Lift*, considerando os principais aspectos do método e admitindo algumas simplificações na dinâmica. O trabalho experimental permitiu uma melhor compreensão dos regimes de fluxo do sistema, servindo como estudo da otimização do método pela análise de sensibilidade realizada com o modelo. Este trabalho teve um grande impacto na área de estudos do

método de elevação, impulsionando novas pesquisas relativas à dinâmica da técnica.

Baruzzi e Alhanati (1995) produziram um modelo dinâmico da atuação de *Plunger Lift* em poços de óleo, demonstrando que a máxima produção do sistema é obtida quando o tempo de fechamento da válvula de produção é mínimo, o que minimiza a pressão de *build-up*. Dessa forma, no instante que o pistão toca o fundo do poço, a válvula de produção deve ser aberta para maximizar a produção. Além disso, é utilizada uma relação IPR para incluir a dinâmica de produção do reservatório no modelo.

Silva (2007) apresenta a análise da vazão de gás de poços operando por *Plunger Lift*, possibilitando o desenvolvimento de uma técnica de estimação de vazão durante os instantes de golfada provocadas por este tipo de poço. O trabalho se baseia na modelagem de *Plunger Lift* desenvolvida por Baruzzi (1994), bem como expressão matemática da dinâmica de um vaso separador bifásico. A estimação é realizada a partir do sinal de controle da válvula controladora de pressão (PCV).

Silva (2017) desenvolveu um simulador de *Plunger Lift* implementado na linguagem Java. A ferramenta é baseada no modelo proposto por (Baruzzi 1994), sendo capaz de simular o ciclo completo do pistão, possibilitando a escolha entre duas metodologias de controle convencionais do método de elevação: temporização e pressão de revestimento, além do controle por tempos fixos. Além disso, pode-se escolher as características do poço simulado, tais como profundidade da tubulação e viscosidade do óleo.

Nandola et al. (2017) apresentam um método de otimização da produção de poços de gás operando por *Plunger Lift*. O trabalho descreve uma transformação das variáveis manipuladas binárias no desenvolvimento de um modelo de ordem reduzida para a descrição dos ciclos do processo. A modelagem é usada para formular um problema de otimização que maximiza a produção diária garantindo o respeito às restrições físicas do sistema. A eficiência do algoritmo proposto é demonstrada pela aplicação em um poço simulado de *Plunger Lift*.

---

# Capítulo 3

## Aspectos teóricos

---

Este capítulo apresenta uma descrição teórica dos aspectos mais relevantes sobre o sistema de *Plunger Lift* e controle preditivo linear aplicado no ajuste dos parâmetros da válvula motora.

### 3.1 *Plunger Lift*

#### 3.1.1 Descrição do processo

*Plunger Lift* é uma técnica de elevação artificial de produção intermitente que opera em um processo cíclico de abertura e fechamento do poço. A operação deste método, em sua versão convencional, utiliza apenas a energia do gás produzido pelo reservatório, não necessitando de fontes de energia adicionais (Kamari et al. 2017). O componente principal do método consiste em uma haste metálica, denominada *pistão*, que é instalada no poço de forma a aumentar a eficiência de elevação do método, pois atua como uma interface mecânica entre os líquidos produzidos e o gás da formação, evitando o retorno de líquidos de volta ao fundo do poço durante o seu processo de subida (Chava et al. 2008, Nandola et al. 2017).

O método tem sido utilizado por diversas décadas na deliquificação de poços de gás sob uma grande quantidade de condições de operação. Uma de suas maiores vantagens sobre outros métodos de elevação artificial está em seu reduzido custo de instalação e

operação. A aplicação do método também garante a limpeza do poço de incrustações e deposições de parafina, já que o pistão “raspa” as paredes do poço em seu movimento de subida (Chava et al. 2008).

No entanto, a complexidade do método dificulta a sua otimização. Por muito anos, os ajustes dos parâmetros de controle eram imprecisos, não raramente sendo feitos “às escuras”. O correto ajuste do controlador pode evitar que o pistão alcance velocidades de subida muito altas, o que pode danificar os equipamentos na cabeça do poço. Além disso, caso não seja ajustado corretamente, o método pode permitir o acúmulo excessivo de líquidos no fundo do poço, causando seu “afogamento”. Dessa forma, o método requer uma maior supervisão para o ajuste apropriado de seus parâmetros (de Moura Fonsêca 2011).

### 3.1.2 Equipamentos

Segundo Silva (2017), os principais componentes de uma instalação típica de *Plunger Lift* convencional são:

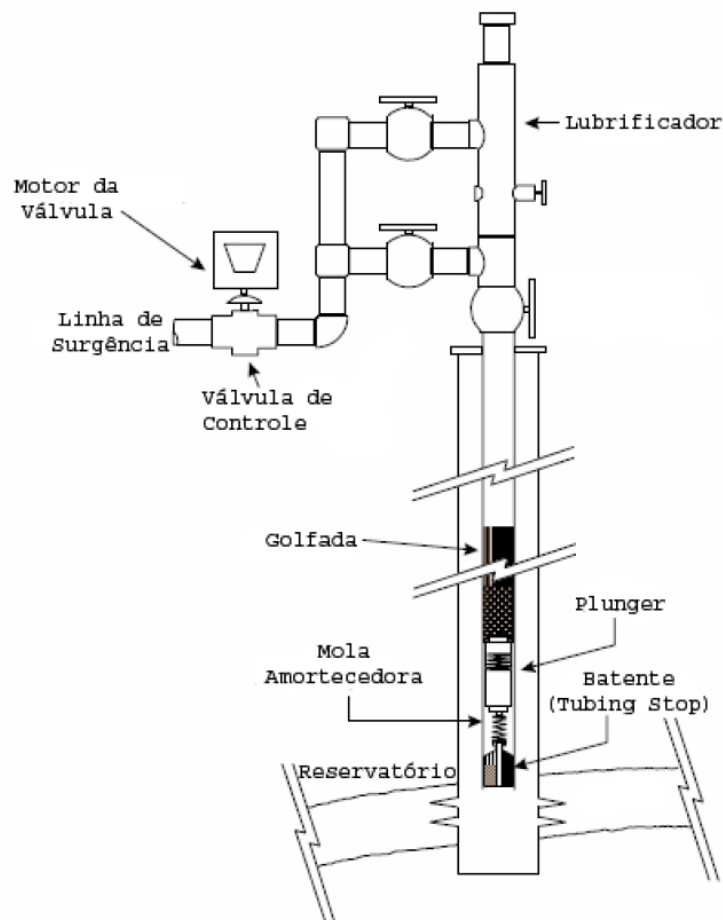
- Lubrificador: possui uma mola que amortece o impacto de chegada do pistão na superfície, protegendo os equipamentos da cabeça do poço;
- Válvula motora pneumática com diafragma: costuma ter operação ON/OFF, fechando ou abrindo o poço de acordo com as instruções do controlador;
- Controlador: determina os tempos de abertura e fechamento da válvula motora utilizando-se das leituras de sensores do poço;
- Painel solar: serve de fonte de energia para as baterias do controlador;
- Sensor de chegada do pistão: sinaliza a chegada do pistão ao controlador;
- Pistão: atua como interface mecânica entre os gases da formação e os líquidos acumulados no fundo do poço, elevando-os até a superfície. Serve também para limpar as paredes do poço de deposições de incrustações, parafinas e areia.



- Mola de fundo do poço: protege o pistão em sua chegada no fundo do poço.
- Linha de produção ou surgência: tubulação presente na superfície que conecta o topo da coluna de produção com um vaso separador. A válvula motora é instalada na linha de produção.

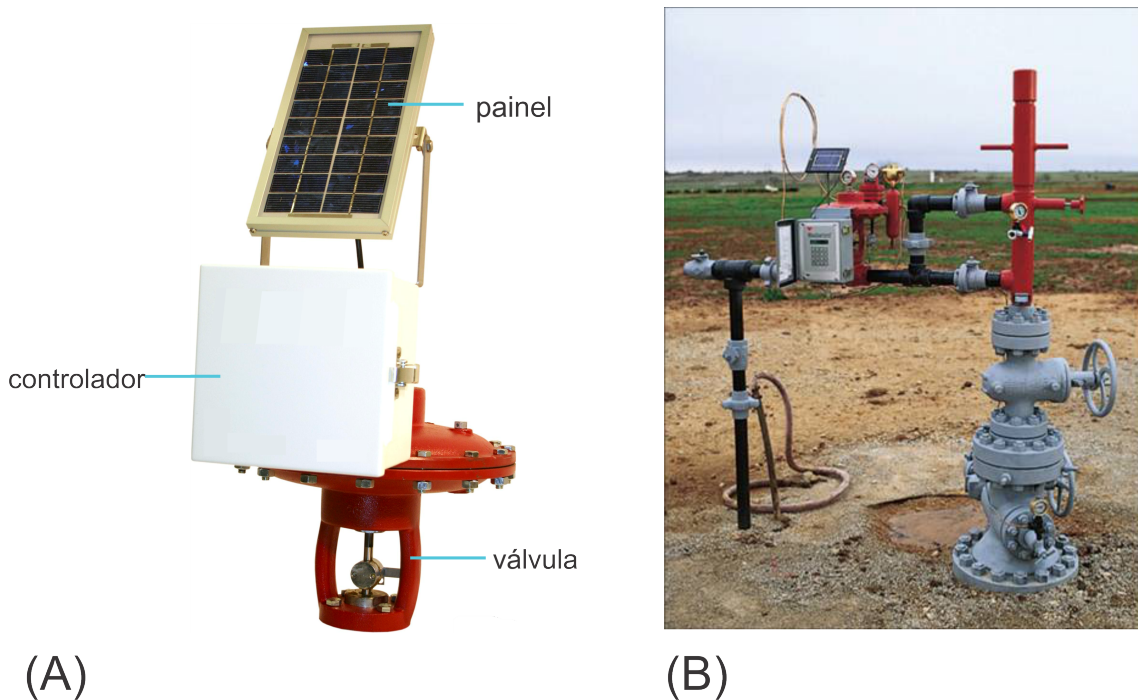
Uma representação esquemática do poço e dos componentes da superfície pode ser observada na Figura 3.1. Na Figura 3.2 estão presentes ilustrações de um controlador anexado a uma válvula pneumática equipado com um painel solar e equipamentos de superfície de um poço operando por *Plunger Lift*.

Figura 3.1: Esquemático do poço operando por *Plunger Lift* e seus principais componentes.



Fonte: (Soares 2010)

Figura 3.2: (A): Controlador da válvula pneumática com painel solar. (B): Instalações de superfície de um poço operando por *Plunger Lift*.



Fonte: Fabricante (Weatherford 2018)

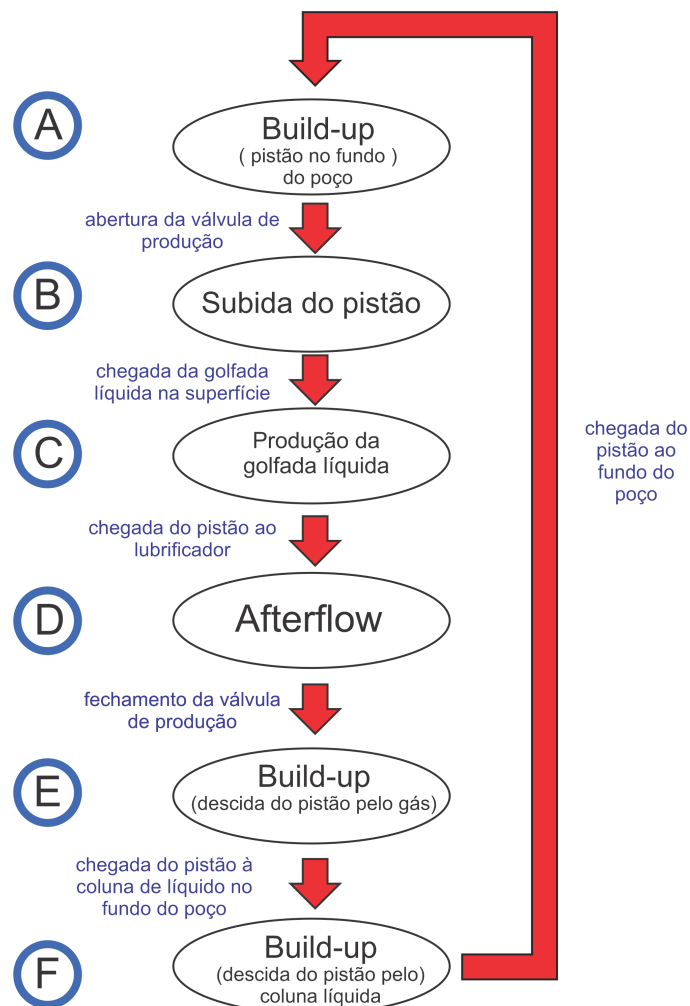
### 3.1.3 Descrição do Ciclo

O ciclo do *Plunger Lift* se divide em 6 etapas em função da posição do pistão no poço. A sequência das etapas é ilustrada na Figura 3.3. A Figura 3.4 ilustra as posições do pistão durante as diferentes etapas do ciclo.

O processo se inicia com o pistão em repouso no fundo do poço (item **A**). Quando as pressões resultantes do acúmulo de gases provenientes do reservatório alcançam um valor suficientemente alto, a válvula de produção é aberta, provocando uma vazão de gás na linha de produção. A pressão na tubulação começa a cair, causando um diferencial de pressão atuando sobre o pistão, que começa a subir rumo à superfície junto com a golfada líquida (item **B**). Parte do líquido presente na golfada escorre pelas laterais do pistão em ascensão, retornando ao fundo do poço. Este fenômeno de retorno de líquido é

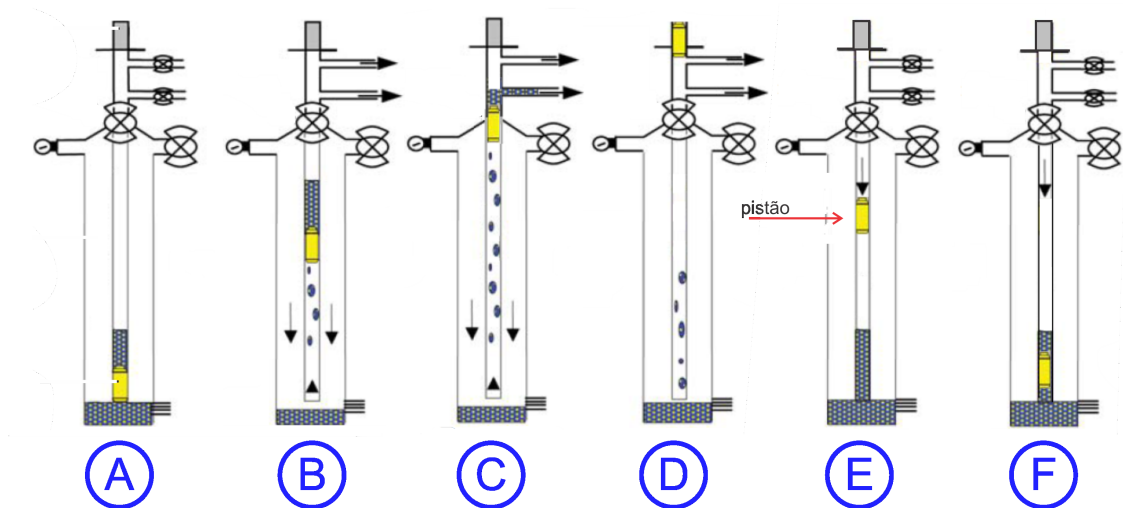
denominado *fallback*. A próxima etapa se inicia com a chegada da golfada à superfície, momento em que vaza pela linha de produção (item (C)). O momento em que toda a golfada é produzida e o gás abaixo do pistão passa a ser produzido dá início à etapa de *Afterflow* (item (D)). Depois de um determinado período de tempo de produção, a válvula de produção é fechada, causando a queda do pistão pelo gás (item (E)). O pistão, então, atravessa a coluna líquida presente no fundo do poço (item (F)) até alcançar o fundo do poço, encerrando assim o ciclo.

Figura 3.3: Etapas do ciclo do *Plunger Lift*.



Fonte: própria.

Figura 3.4: Esquemático representando a posição do pistão durante as diferentes etapas do ciclo do *Plunger Lift*.



Fonte: (da Silva & Maitelli 2017)

### 3.1.4 Modos de controle

Um ponto crucial do controle do método de *Plunger Lift* reside no correto ajuste dos tempos de abertura e fechamento da válvula, que, por sua vez, regulam o nível de energia estocada no espaço anular. Quanto mais gás proveniente do reservatório é armazenado no espaço anular, maior será a energia liberada para empurrar o pistão até a superfície.

Em casos extremos, o poço pode ou ter muita energia acumulada, o que pode fazer com que o pistão atinja com muita violência os equipamentos da superfície, possivelmente danificando-os, ou, então, o poço pode não ter energia suficiente para fazer o conjunto pistão-golfada líquida alcançarem a superfície, causando seu retorno ao fundo do poço.

Dessa forma, um controlador bem sintonizado deverá manter o sistema operando dentro de uma faixa de segurança (Lea & Nickens 2008). Essa faixa geralmente diz respeito aos parâmetros de RGL (razão gás-líquido) e velocidades de subida do pistão, que não devem ser menores que 4 m/s nem maiores do que 6 m/s. A seguir, são discutidos dois algoritmos de controle muito utilizados na prática de elevação por *Plunger Lift*, o controle

por temporização e por pressão de revestimento, para regulagem da velocidade de subida do pistão.

### 3.1.5 Controle por temporização

Este algoritmo tem o objetivo de manter a continuidade da operação do poço, evitando que este “afogue” (interrupção completa da produção devido a um grande acúmulo de líquidos no fundo do poço), não visando a otimização da produção (da Silva 2017).

O método busca manter o tempo de viagem do pistão do fundo do poço até a superfície dentro de uma faixa delimitada por dois valores fixos, os tempos máximo ( $T_{max}$ ) e mínimo ( $T_{min}$ ). Caso o tempo de viagem seja maior do que  $T_{max}$ , isso significa que a velocidade do pistão é muito baixa. Assim, o controlador pode aumentar o tempo de *Build-up* (tempo de fechamento -  $TF$ ) e/ou diminuir o tempo de *Afterflow* (tempo que inicia com a chegada do pistão na superfície e encerra com o fechamento da válvula de produção -  $TAF$ ). No caso em que o tempo de viagem é menor do que  $T_{min}$ , o controlador pode diminuir  $TF$  e/ou aumentar  $TAF$ .

Em sua versão convencional, o *Plunger Lift* pode manipular apenas os valores de  $TF$  e  $TAF$ , e ambos possuem valores limite superior e inferior. Nos casos em que  $TF$  e  $TAF$  já estão em seus valores limites e mesmo assim a velocidade do pistão não seja satisfatória, pode-se optar pela instalação de uma válvula secundária no espaço anular, de forma a injetar gás, caso seja preciso aumentar a velocidade do pistão, ou drenar gás, caso a velocidade do pistão esteja muito alta.

### 3.1.6 Controle por pressão no revestimento

Neste tipo de controle, são definidos valores máximo  $P_{max}$  e mínimo  $P_{min}$  de pressão de revestimento. A válvula é aberta quando, durante a fase de *Build-up*, a pressão acumulada alcança  $P_{max}$  e é fechada quando, durante a fase de *Afterflow*, a pressão alcança  $P_{min}$ .

Semelhantemente ao controle por temporização, este tipo de controlador também avalia o tempo de viagem do pistão com relação a uma janela de valores delimitada por um valor máximo  $T_{max}$  e mínimo  $T_{min}$ . Caso o tempo de viagem esteja acima de  $T_{max}$ , os valores de  $P_{min}$  e  $P_{max}$  são incrementados igualmente. Caso o tempo de viagem esteja abaixo de  $T_{min}$ , os valores de  $P_{min}$  e  $P_{max}$  são decrementados igualmente (de Moura Fonsêca 2011).

### 3.1.7 Modelagem do *Plunger Lift*

O método de *Plunger Lift* apresenta dinâmica híbrida, tendo como entrada uma variável binária. Dentre os diversos métodos de representação de sistemas híbridos estão o MLD (*Mixed Logical Dynamical*), sistemas afim por partes (*Piece Wise Affine* - PWA) e o MPL (*multiple partially linearized model*). A modelagem na formulação de estados híbridos (*hybrid state model* - HSM) da dinâmica do *Plunger Lift* apresentada a seguir foi desenvolvida por (Gupta et al. 2017).

### 3.1.8 Descrição do modelo

A operação de elevação do pistão consiste em seis estágios diferentes, cada estágio regido por uma dinâmica contínua, para cada ciclo e uma entrada manipulada binária.

O poço é dividido em três seções: o Anular é considerado uma seção, enquanto a tubulação é dividida em duas seções, tubulação acima do pistão e tubulação abaixo do pistão. As massas de gás e líquido em cada uma das três seções são definidas como variáveis de estado. Posição e velocidade do pistão são definidas como variáveis de estado para acompanhar o movimento do pistão durante os estágios de subida e queda. Assim, o vetor de estado comum a todos os modos do processo de elevação possuem as seguintes variáveis:

$$x = \left[ m_{ga} \quad m_{la} \quad m_{gtt} \quad m_{ltt} \quad m_{gtb} \quad m_{ltb} \quad X_p \quad V_p \quad A_r \right]^T \quad (3.1)$$

em que  $m_g$  e  $m_l$  representam massa de gás e líquido, respectivamente; os índices  $a$ ,  $tt$  e  $tb$  representam o anular, a tubulação acima e abaixo do pistão, respectivamente,  $X_p$  é a localização do pistão (a partir do fundo do poço),  $V_p$  é a velocidade do pistão (a velocidade ascendente é positiva) e  $A_r$  é uma variável de estado introduzida para determinar o instante de chegada do pistão à superfície.

Seis estados binários são definidos para determinar o funcionamento do *Plunger Lift*. Quando o sistema está no  $l$ -ésimo modo,  $q_l = 1$  e os demais elementos do vetor binário  $q$  são zero. Por exemplo, no estágio de subida do pistão (modo 4),  $q_4 = 1$  e todos os outros elementos são zero. Não existem entradas contínuas ( $n_u = 0$ ) e existe uma única entrada binária que determina se a válvula de produção está aberta ( $v = 1$ ) ou fechada ( $v = 0$ ). As medidas incluem pressões de revestimento, tubulação e de linha, a taxa de fluxo de produção e o instante de chegada:

$$y = \left[ P_c \quad P_t \quad P_l \quad F_{out} \quad \bar{A}_r \right]^T \quad (3.2)$$

Além das variáveis de estado, outras variáveis intermediárias são calculadas no modelo. Dentre estas estão a altura da coluna líquida ( $L$ ), taxa de fluxo do reservatório ( $F_{g,res}, F_{l,res}$ ), pressão na parte superior e inferior do pistão ( $P_{pt}$  e  $P_{pb}$ ) e pressão de fundo do poço ( $P_{wf}$ ). O líquido está presente apenas na base de cada sub-seção de poço. Assim, a altura das colunas líquidas no anular e subseções da tubulação é dada por:

$$L_{(j)} = \frac{m_{l(j)}}{\rho_l A_{(j)}} \quad \text{sendo } (j) = a, tb \quad (3.3)$$

em que  $\rho_L$  é a densidade de líquido e  $m_l$  é a massa da coluna líquida no anular ou na tubulação. As pressões na parte superior e inferior de uma coluna de gás de altura  $L_g$  são

relacionados por:

$$P_{bottom} = P_{topo} e^{\alpha L_g} \quad (3.4)$$

$$\alpha = \frac{M_g g}{ZRT} \quad (3.5)$$

em que  $M_g$  é o peso molecular médio. No caso da tubulação acima do pistão, com a válvula de produção aberta, o gás flui da linha de produção com taxa  $F_{out}$ . A equação acima pode ser modificada como:

$$P_{bottom}^2 = P_{top}^2 e^{2\alpha L_g} + b^2 F_{g,out}^2 (e^{2\alpha L_g} - 1) \quad (3.6)$$

$$b^2 = \frac{8g}{\pi^2 \alpha^2 d_i^5} \quad (3.7)$$

A temperatura aumenta linearmente ao longo da profundidade ( $x$ ) do poço:

$$T_x = T_0(1 + \Delta T x) \quad (3.8)$$

### 3.1.9 Equacionamento dos estados contínuos

As equações da dinâmica do sistema são descritas para 6 etapas: queda do pistão pelo gás, queda do pistão pelo líquido, *Build-up*, subida do pistão, produção da golfada e *Afterflow*. As equações de massa, momento e equilíbrio de força são apresentadas a seguir.



**Vazões de produção e de reservatório**

O fluxo de fluidos injetados no poço pelo reservatório é dado por:

$$F_{g_{res}} = \rho_{g_{std}} C_{res} (P_{res}^2 - P_{wf}^2)^n \quad (3.9)$$

$$F_{l_{res}} = \frac{F_{g_{res}}}{GLR} \quad (3.10)$$

O fluxo do reservatório  $F_{res}$  se divide pelo anular e tubulação. O fluxo na tubulação é representado por  $F_{tub}$  e no revestimento, por  $F_{ann}$ :

$$F_{res} = F_{ann} + F_{tub} \quad (3.11)$$

Ou equivalentemente:

$$F_{g_{ann}} = F_{g_{res}} - F_{g_{tub}} \quad (3.12)$$

$$F_{l_{ann}} = F_{l_{res}} - F_{l_{tub}} \quad (3.13)$$

O modelo de fluxo através da válvula de produção é baseada em equacionamentos padrões de válvula:

$$F_{g_{out}} = \begin{cases} \rho_g C_v P_t & \text{if } P_t \geq 2P_l \\ 2\rho_g C_v \sqrt{(P_t - P_l)P_l} & \text{if } P_l < P_t < 2P_l \end{cases} \quad (3.14)$$

**Balço de massa no anular**

O anular contém uma coluna de gás de altura  $(H - L_a)$  presente acima de uma coluna líquida de altura  $L_a$ . A altura da coluna líquida é dada pela Equação 3.3. As pressões no topo do revestimento,  $P_c$ , e a pressão no topo da coluna líquida,  $P_{cb}$  são dadas por:

$$P_c = m_{g_a} \frac{Z_c RT}{A_a (H - L_a) M_g} \quad (3.15)$$

$$P_{cb} = P_c e^{\alpha(H-L_a)} \quad (3.16)$$

em que  $M_g$  é a massa molar média do gás. A pressão de fluxo de fundo do poço  $P_{wfa}$  é determinada como a pressão exercida pelo gás e pelo líquido presentes no fundo do anular:

$$P_{wfa} = P_{cb} + L_a \rho_l g \quad (3.17)$$

Como o único fluxo que entra ou sai do anular é  $F_{ann}$ , as equações de balanço no anular (em todos os modos) são dadas por:

$$\frac{dm_{g_{ann}}}{dt} = F_{g_{ann}} \quad (3.18)$$

$$\frac{dm_{l_{ann}}}{dt} = F_{l_{ann}} \quad (3.19)$$

**Balço de massa nas seções da tubulação com a válvula fechada**

Inicia-se a análise do balanço de massa na tubulação considerando-se a válvula de produção fechada (primeiros três estágios). Durante as fases de queda e *Build-up*, o balanço de massas nas seções da tubulação seguem um padrão semelhante ao do reservatório. A

massa resultante na tubulação é  $(m_{g,t} + m_{g,b})$  e  $L_{tb}$  é o nível de líquido no fundo:

$$P_t = (m_{g,b} + m_{g,t}) \frac{Z_t RT}{A_t M_g (H - L_{tb})} \quad (3.20)$$

$$P_{tb} = P_t e^{\alpha(H-L_{tb})} \quad (3.21)$$

$$P_{wfi} = P_{tb} + L_{tb} \rho_l g \quad (3.22)$$

Com a válvula de produção fechada, o único fluxo que interfere na quantidade de massa acumulada na tubulação é  $F_{tub}$ . Considerando-se o balanço de massa de gás, esta se distribui no pistão de acordo com a sua posição na tubulação:

$$m_{g,tb} = \frac{X_p}{H} (m_{g,t} + m_{g,b}) \quad (3.23)$$

Diferenciando-se com respeito ao tempo, e notando-se que  $(m_{g,t} + m_{g,b})' = F_{g,tub}$  resulta em:

$$\frac{d}{dt} m_{g,tb} = \frac{X_p}{H} F_{g,tub} + F_{g,p} \quad (3.24)$$

$$\frac{d}{dt} m_{g,t} = \frac{H - X_p}{H} F_{g,tub} - F_{g,p} \quad (3.25)$$

Usando a Equação 3.23, o fluxo de gás através do pistão descendente na tubulação é dado por:

$$F_{g,p} = (m_{g,t} + m_{g,b}) \frac{V_p}{H} \quad (3.26)$$

Quando o pistão alcança o líquido, já que não há gás abaixo do pistão e  $F_{g,p}$  não tem valor relevante e a massa de líquido varia com a velocidade do pistão, tem-se:

$$\dot{m}_{lt} = V_p \rho_l A_t \quad (3.27)$$

$$\dot{m}_{lb} = F_{ltub} - V_p \rho_l A_t \quad (3.28)$$

À medida que o pistão alcança o fundo do poço (i.e. estágio de *Afterflow*), não há gás e líquido abaixo do pistão e o nível de líquido acima do pistão aumenta devido ao fluxo do reservatório para a tubulação,  $F_{ltub}$ .

### Balço de massa nas seções da tubulação com a válvula aberta

a) Estágio de subida do pistão:

Durante a subida do pistão, o poço perde gás pela vazão na superfície. Ao mesmo tempo, a coluna de produção recebe uma vazão de gás provenientes do reservatório entrando pelo fundo do poço:

$$\frac{d}{dt} m_{gt} = -F_{gout} \quad (3.29)$$

$$\frac{d}{dt} m_{gtb} = F_{gtub} \quad (3.30)$$

O *fallback*, ou perda de massa sofrida pela golfada líquida durante a sua subida, pode ser modelado como um processo de primeira ordem:

$$F_{leak} = k_{leak} m_{lt} \quad (3.31)$$

$$\frac{d}{dt}m_{lt} = -F_{leak} \quad (3.32)$$

$$\frac{d}{dt}m_{lb} = F_{ltub} + F_{leak} \quad (3.33)$$

Nota-se que em uma elevação ideal do pistão,  $F_{leak} = 0, m_{lt} = 0, m_{lb} = F_{ltub}$ . As pressões acima da golfada líquida são dadas pelas seguintes equações não lineares:

$$P_t = m_{gt} \frac{Z_t RT}{A_t M_g (H - X_p - L_{tt})} \quad (3.34)$$

$$P_{pt}^2 = P_t^2 e^{2\alpha(H - X_p - L_{tt})} + b^2 F_{gout}^2 (e^{2\alpha(H - X_p - L_{tt})} - 1) \quad (3.35)$$

em que  $P_{pt}$  é a pressão no topo do pistão e  $F_{gout}$  é o fluxo de gás da tubulação para a linha. Para a seção da tubulação abaixo do pistão, as pressões são dadas pelas equações:

$$P_{pb} = m_{gtb} \frac{Z_t RT}{A_t M_g (X_p - L_{tb})} \quad (3.36)$$

$$P_{tb} = P_{pb} e^{\alpha(X_p - L_{tb})} \quad (3.37)$$

$$P_{wfi} = P_{tb} + L_{tb} \rho_l g \quad (3.38)$$

b) Estágio de chegada do pistão

Durante o estágio de subida da golfada, o líquido acima do pistão flui através da

válvula de produção com a mesma velocidade de subida:

$$F_{l_{out}} = V_p A_t \rho_l \quad (3.39)$$

$$\frac{d}{dt} m_{g_{tt}} = 0 \quad (3.40)$$

$$\frac{d}{dt} m_{l_{tt}} = -F_{l_{out}} \quad (3.41)$$

O balanço de equações para a seção abaixo do pistão permanece o mesmo do caso anterior.

c) Estágio de *Afterflow*

As equações de variação de massa de gás e líquido abaixo do pistão são dadas por:

$$\frac{d}{dt} m_{g_{tb}} = F_{g_{tub}} - F_{g_{out}} \quad (3.42)$$

$$\frac{d}{dt} m_{l_{tb}} = F_{l_{tub}} \quad (3.43)$$

O comportamento da pressão é calculado usando a equação do fluxo de gás na seção da tubulação abaixo do pistão.

$$P_t = m_{g_{tb}} \frac{Z_t R T}{A_t M_g (H - L_{tb})} \quad (3.44)$$

$$P_{tb}^2 = P_t^2 e^{2\alpha(H-L_{tb})} + b^2 (e^{2\alpha(H-L_{tb})} - 1) \quad (3.45)$$

$$P_{wfi} = P_{tb} + L_{tb}\rho_l g \quad (3.46)$$

### Balço de forças atuantes no pistão

a) Posição do pistão e velocidade durante o estágio de queda pelo gás e líquido:

A velocidade de queda do pistão é dada por:

$$V_p = \begin{cases} \frac{C}{\sqrt{\rho_g}} & \text{(no estágio 1)} \\ \frac{C}{\sqrt{\rho_l}} & \text{(no estágio 2)} \end{cases} \quad (3.47)$$

em que:

$$C = C_d \frac{Aa}{A_t} \sqrt{\frac{2m_p g}{A_t}} \quad (3.48)$$

b) Posição e velocidade do pistão durante o estágio de subida

A pressão logo acima ( $P_{pt}$ ) e logo abaixo do pistão ( $P_{pb}$ ) são calculadas usando equações de pressão de tubulação. O equilíbrio de forças que atuam no pistão resulta em:

$$\dot{V}_p = \frac{(P_{pb} - P_{pt} - P_{fric})A_t}{m_p + m_{lt}} - g \quad (3.49)$$

em que  $P_{fric}$  é a pressão relativa à força de atrito entre a golfada líquida de comprimento  $L_s$  e a parede da tubulação é dada por:

$$P_{fric} = \frac{1}{2}\rho_l V_p^2 f \left( \frac{L_s}{d_t} \right) \quad (3.50)$$

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -4 \log_{10} \left[ 0.27 \frac{\varepsilon}{d_t} + \left( \frac{7}{Re} \right)^{0.9} \right] \quad (3.51)$$

em que  $Re$  é o número de Reynolds e  $\varepsilon$  é a rugosidade da tubulação.

### Tempo de chegada

Tempo de chegada é o tempo necessário para que o pistão alcance a superfície após a abertura da válvula de produção. O estado é reiniciado para  $A_r = 0$  quando o sistema entra na etapa 6 (estágio de *Afterflow*).

$$\frac{dA_r}{dt} = \begin{cases} 1 & \text{quando } q_4 = 1 \text{ ou } q_5 = 1 \\ 0 & \text{caso contrário} \end{cases} \quad (3.52)$$

### 3.1.10 Critérios de transição de estágios

A mudança entre os modos ou estágios é determinada pela função de geração de eventos  $s_j(x, q, u, v)$  (conforme disposto na Tabela 3.1).

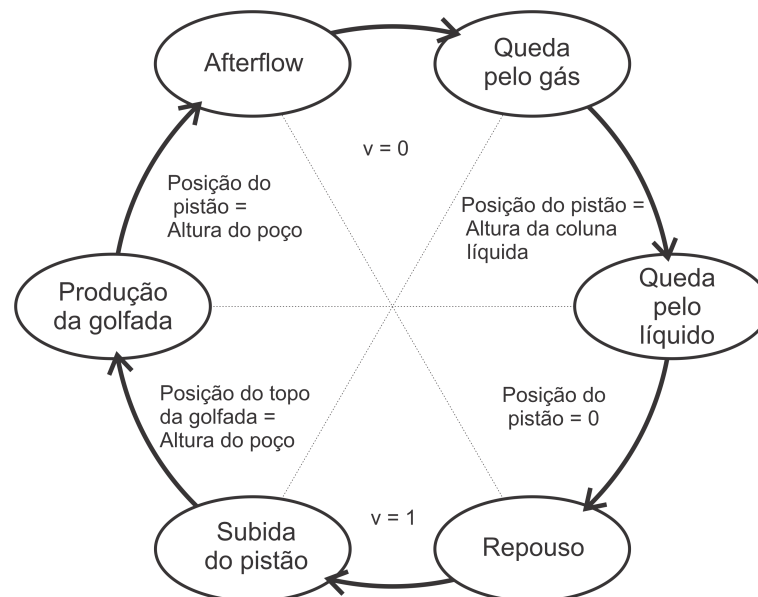
Tabela 3.1: Funções geradoras de evento  $s_j(x, v)$

j (Modo atual)	Função de transição $s_j(\cdot)$
1 - Queda do pistão (gás)	$X_p - \frac{m_{lb}}{\rho_l A_t}$
2 - Queda do pistão (líquido)	$X_p$
3 - Repouso	$1 - v$
4 - Subida do pistão	$H - (X_p + \frac{m_{lt}}{\rho_l A_t})$
5 - Chegada da golfada	$H - X_p$
6 - <i>Afterflow</i>	$v$

A transição de cada modo se dá quando a respectiva função de transição assume valor zero. Considera-se que o fundo do poço tem altura  $H$  igual a zero e a variável binária  $v$  representa o estado de abertura da válvula. A válvula está aberta ou fechada, respectivamente, quando  $v$  assume o valor 1 ou 0. A Figura 3.5 ilustra os modos e suas respectivas transições:



Figura 3.5: Transição dos modos.



Fonte: própria.

Os seis modos do *Plunger Lift* ocorrem sucessivamente, i.e.  $1 \rightarrow 2 \rightarrow \dots \rightarrow 6 \rightarrow 1$ . Os seguintes eventos físicos na operação de *Plunger Lift* determinam as transições do modo no modelo:

1. O estágio de queda do pistão pela coluna de gás começa quando a válvula de produção é fechada.
2. O estágio de queda do pistão pela coluna de líquido no fundo do poço começa quando o pistão toca o topo dessa coluna.
3. O estágio de repouso começa quando o pistão toca o fundo do poço.
4. A subida do pistão começa quando a válvula de produção é aberta.
5. O estágio de chegada da golfada começa quando o sistema pistão + golfada líquida alcança a superfície.
6. O estágio de *Afterflow* começa quando o pistão alcança a superfície.

A Tabela 3.2 agrega as funções de evolução dos estados para os seis modos do modelo de *Plunger Lift*.

Tabela 3.2: Funções de evolução dos estados usados no modelo de *Plunger Lift*.

Etapa	Queda do pistão (gás)	Queda do pistão (líquido)	Repouso	Subida do pistão	Chegada da golfada	Afterflow
Modo	$q_1 = 1$	$q_2 = 1$	$q_3 = 1$	$q_4 = 1$	$q_5 = 1$	$q_6 = 1$
$\dot{m}_{ga}$	$F_{gann}$	$F_{gann}$	$F_{gann}$	$F_{gann}$	$F_{gann}$	$F_{gann}$
$\dot{m}_{la}$	$F_{lann}$	$F_{lann}$	$F_{lann}$	$F_{lann}$	$F_{lann}$	$F_{lann}$
$\dot{m}_{gn}$	$\frac{H-X_p}{H} F_{gsub} - F_{g,p}$	$F_{gsub}$	$F_{gsub}$	$-F_{gout}$	0	0
$\dot{m}_{ln}$	0	$V_p \rho_l A_t$	$F_{lsub}$	$-F_{leak}$	$-F_{lout}$	0
$\dot{m}_{gib}$	$\frac{X_p}{H} F_{gsub} + F_{g,p}$	0	0	$F_{gsub}$	$F_{gsub}$	$F_{gsub} - F_{gout}$
$\dot{m}_{lib}$	$F_{lsub}$	$F_{lsub} - V_p \rho_l A_t$	0	$F_{lsub} + F_{leak}$	$F_{lsub}$	$F_{lsub}$
$\dot{X}_p$	$-\frac{C}{\sqrt{\rho_g}}$	$\frac{C}{\sqrt{\rho_l}}$	0	$V_p$	$V_p$	0
$\dot{V}_p$	0	0	0	$\dot{V}_p$	0	0
$A_r$	0	0	0	1	1	0

## 3.2 Controle preditivo

O controle preditivo (MPC - *Model Predictive Control*) consiste em uma família de controladores avançados, que apresenta um amplo e significativo impacto no controle de processos industriais.

Os primeiros estudos da abordagem de controle baseado em um modelo de predição foram realizados no fim da década de 50 por Smith (1958). O controlador de Richalet et al. (1978), o controlador preditivo heurístico baseado em modelo (*model predictive heuristic control* - MPHHC) utiliza a resposta ao impulso da planta multivariável para o cálculo online. Caracteriza-se pelo uso de restrições nas variáveis de controle e pela robustez a perturbações estruturais, baseando-se na resolução de um problema de programação quadrática ao longo de um horizonte finito.

O DMC (*Dynamic Matrix Control*), desenvolvido por Cutler e Ramakar (1980), da indústria Shell, possui grande utilização na aplicação de plantas monovariáveis com restrições. Consiste de uma técnica numérica que atua em conjunção com uma formulação de mínimos quadrados para minimizar o erro de rastreamento futuro, possibilitando a resolução de problemas inalcançáveis pelo controle PID. Não considera restrições no problema de otimização multivariável. Utiliza um modelo linear da resposta ao degrau da planta. Os autores demonstram uma aplicação do controlador no ajuste da temperatura de uma fornalha.

Clarke, Mohtadi e Tuffs (1987) propõem o controle preditivo generalizado (*generalized predictive control - GPC*), o qual poderia ser aplicado a uma grande gama de sistemas, tais como plantas de fase não mínima, instáveis em malha aberta, com tempo morto variável ou desconhecido e sistemas de ordem desconhecida. O controle utiliza a técnica de horizonte móvel, calculando um vetor de entradas de forma a otimizar o comportamento futuro do sistema dentro de um horizonte de predição. As entradas podem ser limitadas através da ponderação de seu sinal. Esta técnica é robusta a erros de modelagem por incluir uma modelagem estruturada do ruído de medição, além de utilizar um horizonte estendido de controle.

Este controle apresenta diversas vantagens, dentre elas:

- Possibilidade de incorporar o tratamento de restrições. Operar próximo a tais restrições representa uma maior margem de lucro e operação mais eficiente em diversas aplicações industriais;
- Robustez a erros de modelagem;
- Formulação de fácil entendimento;
- Formulação básica pode ser estendida para sistemas multivariáveis com poucas modificações;
- É mais poderosa que controladores clássicos;
- Pode ser aplicado em processos de fase não-mínima, instáveis em malha aberta e com atraso de transporte (Maciejowski 2002).

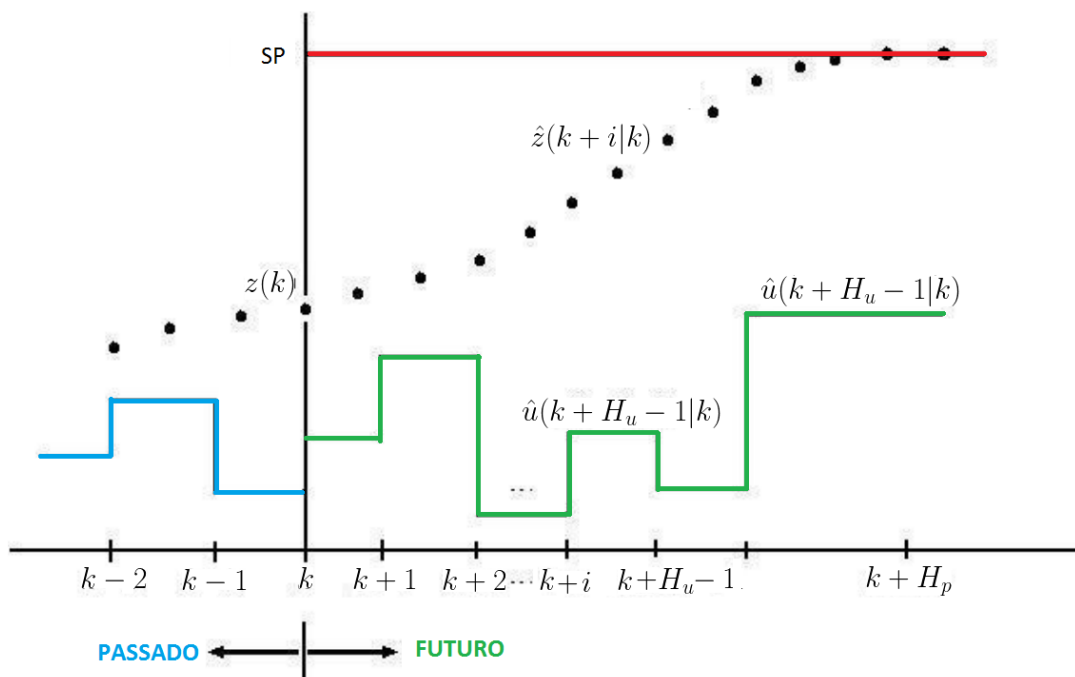
Contudo, o controle preditivo também possui suas desvantagens. Apesar do aumento recente da capacidade computacional dos computadores, os problemas de otimização podem se tornar muito complexos e computacionalmente custosos. Além disso, os equipamentos industriais precisam dividir seu tempo com outras tarefas, como comunicação, alarmes, registros, etc. No entanto, a sua maior desvantagem é a necessidade de um modelo apropriado do processo estar disponível (Oliveira 2012).

O controle baseado em modelo utiliza o sinal de erro e o modelo do processo para

calcular as ações de controle. Em contrapartida, controladores clássicos, como o PID, utilizam apenas o sinal de erro para calcular as ações de controle.

O MPC baseia-se no comportamento futuro do processo, e a predição é obtida usando um modelo dinâmico e as medidas disponíveis. As saídas do controlador são calculadas de modo a minimizar a diferença entre a resposta predita do processo e a resposta desejada. A cada instante de amostragem, os cálculos de controle são repetidos e as predições são atualizadas com base em medidas atuais (da Silva Casillo 2009). A Figura 3.6 apresenta a ideia básica do MPC.

Figura 3.6: Ideia básica do MPC.



Fonte: (Gadelha 2016)

As variáveis  $u(k)$  e  $z(k)$  representam os valores no instante  $k$  da variável manipulada (entrada do processo) e da variável controlada (variável de saída), respectivamente.  $SP$  representa a referência do controlador e  $H_p$  e  $H_u$  representam o número de passos dos chamados horizonte de predição e controle, respectivamente. Notar que a variável mani-

pulada permanece constante após o término do horizonte de controle.

As saídas preditas usando o modelo do processo com base nas informações disponíveis até o instante  $k$  são denotadas  $\hat{z}(k+i|k)$  para  $i = 1, \dots, H_p$  e dependem do sinal de controle  $\hat{u}(k-1+i|k)$  a ser aplicado para  $i = 1, \dots, H_u$ .

A sequência de controle é calculada de modo a reduzir o erro entre a saída do processo e a trajetória de referência  $SP$ . Para isso, é usualmente definida uma função custo que leve em conta o erro de rastreamento dentro do horizonte de predição e o esforço de controle associado.

Uma vez que a sequência ótima  $\hat{u}(k-1+i|k)$ , para  $i = 1, \dots, H_u$ , tenha sido obtida, o primeiro valor desta é aplicado ao processo, e a otimização é repetida no próximo instante de amostragem, quando a informação dos dados de entrada e saída forem atualizados. Este procedimento garante o fechamento da malha de controle. Esta estratégia é denominada de *horizonte deslizante* (móvel) e é importante para conferir ao controlador certo grau de robustez com respeito às incertezas ou aproximações feitas no modelo, bem como compensar o efeito de perturbações (da Silva Casillo 2009).

### 3.2.1 Formulação linear

Considera-se a equação de estado de um sistema linear discreto invariante no tempo :

$$x(k+1) = Ax(k) + Bu(k)$$

$$z(k) = Cx(k)$$

Sendo  $x(k)$  o vetor de estados,  $u(k)$  o vetor de entradas,  $z(k)$  o vetor de saídas no instante de amostragem  $k$  e  $A$ ,  $B$  e  $C$  matrizes de valores constantes. As predições dos

estados a partir do instante  $k$  ao longo do horizonte de predição  $H_p$  são dadas por:

$$\begin{aligned}
\hat{x}(k+1|k) &= Ax(k) + B\hat{u}(k|k) \\
\hat{x}(k+2|k) &= A\hat{x}(k+1|k) + B\hat{u}(k+1|k) \\
&= A(Ax(k) + B\hat{u}(k|k)) + B\hat{u}(k+1|k) \\
&= A^2x(k) + AB\hat{u}(k|k) + B\hat{u}(k+1|k) \\
&\vdots \\
\hat{x}(k+H_p|k) &= A\hat{x}(k+H_p-1|k) \\
&\quad + B\hat{u}(k+H_p-1|k) \\
&= A^{H_p}x(k) + A^{H_p}B\hat{u}(k|k) + \dots + \\
&\quad B\hat{u}(k+H_p-1|k)
\end{aligned} \tag{3.53}$$

É importante observar que como considera-se que  $x(k)$  é lido da planta,  $\hat{x}(k|k) = x(k)$ . Além disso, usualmente adota-se  $H_u \leq H_p$  e  $\hat{u}(k+H_u+q|k) = \hat{u}(k+H_u|k)$ , com  $H_u \leq q \leq H_p$  e  $q \in \mathbb{N}$ . Considera-se as seguintes equações de predição das entradas ao longo do horizonte de controle  $H_u$ :

$$\begin{aligned}
\hat{u}(k|k) &= \Delta\hat{u}(k|k) + u(k-1) \\
\hat{u}(k+1|k) &= \Delta\hat{u}(k+1|k) + \Delta\hat{u}(k|k) + u(k-1) \\
&\vdots \\
\hat{u}(k+H_u-1|k) &= \Delta\hat{u}(k+H_u-1|k) + \dots \\
&\quad + \Delta\hat{u}(k|k) + u(k-1)
\end{aligned} \tag{3.54}$$

Pensando no problema de otimização que deverá ser resolvido no futuro, deve-se reescrever as equações de predição dos estados (Equação 3.53) em função de  $\Delta\hat{u}(k+i|k)$  (Equação 3.54), levando-se em consideração que  $\Delta\hat{u}(k+i|k) = \hat{u}(k+i|k) - \hat{u}(k+i-1|k)$  e

que no instante  $k$ ,  $u(k-1)$  já é um valor conhecido. Os seguintes passos são apresentados em (Maciejowski 2002):

$$\begin{aligned}
\hat{x}(k+1|k) &= Ax(k) + B[\Delta\hat{u}(k|k) + u(k-1)] \\
\hat{x}(k+2|k) &= A^2x(k) + AB[\Delta\hat{u}(k|k) + u(k-1)] \\
&\quad + B \underbrace{[\Delta\hat{u}(k+1|k) + \Delta\hat{u}(k|k) + u(k-1)]}_{\hat{u}(k+1|k)} \\
&= A^2x(k) + (A+I)B\Delta\hat{u}(k|k) + B\Delta\hat{u}(k+1|k) \\
&\quad + (A+I)Bu(k-1) \\
&\quad \vdots \\
\hat{x}(k+H_u|k) &= A^{H_u}x(k) \\
&\quad + (A^{H_u-1} + \dots + A + I)B\Delta\hat{u}(k|k) \\
&\quad \dots + B\Delta\hat{u}(k+H_u-1|k) \\
&\quad + (A^{H_u-1} + \dots + A + I)Bu(k-1)
\end{aligned} \tag{3.55}$$

Para os instantes de predição além de  $H_u$ :

$$\begin{aligned}
\hat{x}(k+H_u+1|k) &= A^{H_u+1}x(k) \\
&\quad + (A^{H_u} + \dots + A + I)B\Delta\hat{u}(k|k) \\
&\quad \dots + (A+I)B\Delta\hat{u}(k+H_u-1|k) \\
&\quad + (A^{H_u} + \dots + A + I)Bu(k-1) \\
&\quad \vdots \\
\hat{x}(k+H_p|k) &= A_p^H x(k) \\
&\quad + (A^{H_p-1} + \dots + A + I)B\Delta\hat{u}(k|k) \\
&\quad \dots + (A^{H_p-H_u} + \dots + A + I)B\Delta\hat{u}(k+H_u-1|k) \\
&\quad + (A^{H_p-1} + \dots + A + I)Bu(k-1)
\end{aligned} \tag{3.56}$$





Define-se as matrizes  $\bar{C}$  e  $\Delta U$  como :

$$\bar{C} = \begin{bmatrix} C_z & 0 & \dots & 0 \\ 0 & C_z & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & 0 \\ 0 & 0 & \dots & C_z \end{bmatrix} \quad (3.58)$$

$$\Delta U(k) = \begin{bmatrix} \Delta \hat{u}(k|k) \\ \vdots \\ \Delta \hat{u}(k + H_u - 1|k) \end{bmatrix} \quad (3.59)$$

Reescrevendo-se as predições de  $z$ :

$$\begin{bmatrix} \hat{z}(k+1|k) \\ \vdots \\ \hat{z}(k+H_p|k) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_z & 0 & \dots & 0 \\ 0 & C_z & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & 0 \\ 0 & 0 & \dots & C_z \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{x}(k+1|k) \\ \vdots \\ \hat{x}(k+H_p|k) \end{bmatrix} = \bar{C}\alpha x(k) + \bar{C}\beta u(k-1) + \bar{C}\gamma \Delta U(k) \quad (3.60)$$

### 3.2.2 Formulação sem restrições

Considerando que o estado no instante  $k$  é medido e que as perturbações estão ausentes, a função custo pode ser escrita como:

$$J(k) = \sum_{i=H_\omega}^{H_p} \|r(k+i|k) - \hat{z}(k+i|k)\|_{Q(i)}^2 + \sum_{i=0}^{H_u-1} \|\Delta \hat{u}(k+i|k)\|_{R(i)}^2 \quad (3.61)$$

Pode também ser escrita como:

$$J(k) = \|T(k) - Z(k)\|_{\tilde{Q}}^2 + \|\Delta U(k)\|_{\tilde{R}}^2 \quad (3.62)$$

Sendo:

$$\begin{aligned} T(k) &= \begin{bmatrix} r(k + H_\omega | k) \\ \vdots \\ r(k + H_p | k) \end{bmatrix} \\ Z(k) &= \begin{bmatrix} \hat{z}(k + H_\omega | k) \\ \vdots \\ \hat{z}(k + H_p | k) \end{bmatrix} \\ \Delta U(k) &= \begin{bmatrix} \Delta \hat{u}(k | k) \\ \vdots \\ \Delta \hat{u}(k + H_u - 1 | k) \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (3.63)$$

E as matrizes de ponderação  $\tilde{Q}$  e  $\tilde{R}$ :

$$\tilde{Q} = \begin{bmatrix} Q(H_\omega) & 0 & \dots & 0 \\ 0 & Q(H_\omega + 1) & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & Q(H_p) \end{bmatrix} \quad (3.64)$$

$$\tilde{R} = \begin{bmatrix} R(0) & 0 & \dots & 0 \\ 0 & R(1) & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & R(H_u - 1) \end{bmatrix} \quad (3.65)$$

Define-se as matrizes  $\Psi$ ,  $\Upsilon$  e  $\Theta$  a partir da Equação (3.60) como:

$$\begin{aligned}
\Psi &= \bar{C}\alpha \\
\Upsilon &= \bar{C}\beta \\
\Theta &= \bar{C}\gamma
\end{aligned} \tag{3.66}$$

Das equações (3.60) e (3.66):

$$Z(k) = \Psi x(k) + \Upsilon u(k-1) - \Theta \Delta U(k) \tag{3.67}$$

Define-se  $\varepsilon(k)$  como:

$$\varepsilon(k) = T(k) - \Psi x(k) - \Upsilon u(k-1) \tag{3.68}$$

$\varepsilon$  pode ser visto como um “erro de rastreamento”, sendo a diferença entre a trajetória da referência do controlador e a resposta livre do sistema. A resposta livre consiste da resposta do sistema caso a variação da ação de controle fosse nula ao longo do horizonte de predição. Dessa forma, pode-se reescrever  $J(k)$  como:

$$\begin{aligned}
J(k) &= \|\Theta \Delta U(k) - \varepsilon(k)\|_{\tilde{Q}}^2 + \|\Delta U(k)\|_{\tilde{R}}^2 \\
&= [\Delta U(k)^T \Theta^T - \varepsilon(k)^T] \tilde{Q} [\Theta \Delta U(k) - \varepsilon(k)] \\
&\quad + \Delta U(k)^T \tilde{R} \Delta U(k) \\
&= \varepsilon(k)^T \tilde{Q} \varepsilon(k) - 2 \Delta U(k)^T \Theta^T \tilde{Q} \varepsilon(k) + \\
&\quad \Delta U(k)^T [\Theta^T \tilde{Q} \Theta + \tilde{R}] \Delta U(k)
\end{aligned} \tag{3.69}$$

O que possui a forma:

$$J(k) = \text{constante} - \Delta U(k)^T \tilde{G} + \Delta U(k)^T \tilde{H} \Delta U(k) \quad (3.70)$$

em que  $\tilde{G}$  e  $\tilde{H}$  são definidos por:

$$\tilde{G} = 2\Theta^T \tilde{Q}\epsilon(k) \quad (3.71)$$

$$\tilde{H} = \Theta^T \tilde{Q}\Theta + \tilde{R} \quad (3.72)$$

Vale notar que  $\tilde{G}$  e  $\tilde{H}$  não dependem de  $\Delta U(k)$ . A fim de encontrar-se o  $\Delta U(k)$  ótimo, o gradiente de  $J(k)$  pode ser computado e igualado a zero. Da equação 3.70 tem-se:

$$\nabla_{\Delta U(k)} J = -\tilde{G} + 2\tilde{H}\Delta U(k) \quad (3.73)$$

Logo, o vetor ótimo de variações futuras da ação de controle  $\Delta U(k)^*$  é dado por :

$$\Delta U(k)^* = \frac{1}{2}\tilde{H}^{-1}\tilde{G} \quad (3.74)$$

### 3.2.3 Formulação com restrições

No momento em que são incluídas restrições na formulação do controle preditivo, o cálculo do vetor de predição de entradas é obtido através da resolução de um problema de otimização. Nesta seção é exposta a manipulação das restrições do sistema para sua inclusão num problema desse tipo. Consideram-se restrições nas predições da variação da ação de controle  $\Delta U(k)$ , nas entradas  $U(k)$ , nas saídas  $Z(k)$  e nos estados  $X(k)$  no seguinte formato:

$$E \begin{bmatrix} \Delta U(k) \\ 1 \end{bmatrix} \leq 0 \quad (3.75)$$

$$F \begin{bmatrix} U(k) \\ 1 \end{bmatrix} \leq 0 \quad (3.76)$$

$$G \begin{bmatrix} Z(k) \\ 1 \end{bmatrix} \leq 0 \quad (3.77)$$

$$H \begin{bmatrix} X(k) \\ 1 \end{bmatrix} \leq 0 \quad (3.78)$$

Sendo  $U(k) = [\hat{u}(k|k)^T, \dots, \hat{u}(k+H_u-1|k)^T]^T$ ,  $X(k) = [\hat{x}(k+1|k)^T, \dots, \hat{x}(k+H_p|k)^T]^T$ ,  $Z(k) = [\hat{z}(k+1|k)^T, \dots, \hat{z}(k+H_p|k)^T]^T$ ,  $\Delta U(k) = [\Delta\hat{u}(k|k)^T, \dots, \Delta\hat{u}(k+H_u-1|k)^T]^T$ . As matrizes  $E$ ,  $F$ ,  $G$  e  $H$  contém os coeficientes das restrições. Para a inclusão de tais restrições no projeto de controle preditivo, é necessária a reescrita de tais restrições em função de  $\Delta U(k)$ . Para a equação 3.76, considera-se a seguinte relação:

$$F = [F_1, F_2, \dots, F_{H_u}, f] \quad (3.79)$$

Sendo  $q$  o número de restrições nas entradas do sistema e  $m$  o número de entradas, cada elemento  $F_i$  possui dimensão  $q \times m$ , e  $f$  tem dimensão  $q \times 1$ , de tal forma que a equação 3.76 pode ser escrita como:

$$\sum_{i=1}^{H_u} F_i \hat{u}(k+i-1|k) + f \leq 0 \quad (3.80)$$

Como a seguinte relação é válida:

$$\hat{u}(k+i-1|k) = u(k-1) + \sum_{j=0}^{i-1} \Delta\hat{u}(k+j|k) \quad (3.81)$$

Então:

$$\begin{aligned} & \sum_{j=1}^{H_u} F_j \Delta \hat{u}(k|k) + \sum_{j=2}^{H_u} F_j \Delta \hat{u}(k+1|k) + \dots \\ & + F_{H_u} \Delta \hat{u}(k+1|k) + \sum_{j=1}^{H_u} F_j u(k-1) + f \leq 0 \end{aligned} \quad (3.82)$$

Seja  $\tilde{F}_i = \sum_{j=1}^{H_u} F_j$  e  $\tilde{F} = [\tilde{F}_1, \dots, \tilde{F}_{H_u}]$ . Então:

$$\tilde{F} \Delta U(k) \leq -\tilde{F}_1 u(k-1) - f \quad (3.83)$$

Sendo o termo do lado esquerdo da desigualdade um vetor conhecido no instante  $k$ . Dessa forma, a equação 3.76 é reescrita como uma restrição linear em  $\Delta U(k)$ . O mesmo deve ser feito para as equações 3.77 e 3.78. Notar que a equação 3.75 já está no formato necessário. Assumindo-se que o vetor de estados é completamente medido da planta, a equação 3.67 pode ser utilizada na reescrita da equação 3.77 como:

$$G \begin{bmatrix} \Psi x(k) + \Upsilon u(k-1) + \Theta \Delta U(k) \\ 1 \end{bmatrix} \leq 0 \quad (3.84)$$

Seja  $G = [\Gamma, g]$ , sendo  $g$  a última coluna de  $G$ . Substituindo a nova forma de  $G$  na Equação 3.84 resulta em:

$$\Gamma[\Psi x(k) + \Upsilon u(k-1)] + \Gamma \Theta \Delta U(k) + g \leq 0 \quad (3.85)$$

O que é equivalente a:

$$\Gamma \Theta \Delta U(k) \leq \Gamma[\Psi x(k) + \Upsilon u(k-1)] - g \quad (3.86)$$

Na reescrita da equação 3.78, pode-se utilizar a equação 3.57, considerando-se as seguintes relações:

$$\alpha = \begin{bmatrix} A \\ \vdots \\ A_{H_u} \\ A_{H_u+1} \\ \vdots \\ A_{H_p} \end{bmatrix}; \beta = \begin{bmatrix} B \\ \vdots \\ \sum_{i=0}^{H_u-1} A^i B \\ \sum_{i=0}^{H_u} A^i B \\ \vdots \\ \sum_{i=0}^{H_p-1} A^i B \end{bmatrix}; \gamma = \begin{bmatrix} B & \dots & 0 \\ AB+B & \dots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \sum_{i=0}^{H_u-1} & \dots & B \\ \sum_{i=0}^{H_u} & \dots & AB+B \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ \sum_{i=0}^{H_p-1} & \dots & \sum_{i=0}^{H_p-H_u} \end{bmatrix}$$

Logo, 3.78 pode ser escrita como:

$$H \begin{bmatrix} \alpha x(k) + \beta u(k-1) + \gamma \Delta U(k) \\ 1 \end{bmatrix} \leq 0 \quad (3.87)$$

Seja  $H = [\Omega, \omega]$ , sendo  $\omega$  a última coluna de  $H$ . Substituindo a nova forma de  $H$  na expressão acima resulta em:

$$\Omega[\alpha x(k) + \beta u(k-1)] + \Omega \gamma \Delta U(k) + \omega \leq 0 \quad (3.88)$$

O que é equivalente a:

$$\Omega \gamma \Delta U(k) \leq \Omega[\alpha x(k) + \beta u(k-1)] - \omega \quad (3.89)$$

Resta colocar a equação 3.75 no formato:

$$W \Delta U(k) \leq w \quad (3.90)$$

Em forma matricial, as equações 3.83, 3.86, 3.89 e 3.90 são dispostas da seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} E \\ \tilde{F} \\ \Gamma\Theta \\ \Omega\gamma \end{bmatrix} \Delta U(k) \leq \begin{bmatrix} 0 \\ -\tilde{F}_1 u(k-1) - f \\ \Gamma[\Psi x(k) + \Upsilon u(k-1)] - g \\ \Omega[\alpha x(k) + \beta u(k-1)] - \omega \end{bmatrix} \quad (3.91)$$



---

# Capítulo 4

## Metodologia experimental

---

Este capítulo apresenta características do simulador de *Plunger Lift* utilizado, bem como a estrutura do controlador preditivo aplicado.

### 4.1 Simulador

O simulador de *Plunger Lift* que serviu de base para a aplicação do controlador preditivo implementado é baseado no modelo dinâmico proposto por Baruzzi (1994). A ferramenta de simulação trabalha com o ciclo completo de subida e descida do pistão, lidando com importantes variáveis envolvidas no processo, como velocidades de subida do pistão, pressões, temperaturas e vazões, além de permitir a criação e ajuste de técnicas para o controle e otimização do processo, reduzindo a quantidade de testes necessários e os riscos em sua aplicação em um poço real.

O programa foi desenvolvido na linguagem de programação Java, sendo implementado na IDE Eclipse, e foi elaborado no projeto AUTOPOC no Laboratório de Automação em Petróleo (LAUT-UFRN). Sua comunicação com o controlador em MATLAB utiliza *sockets* Java. Em Silva (2017) são descritos detalhes da implementação e funcionamento do sistema.

A Figura 4.1 ilustra a janela principal da interface gráfica do simulador, na qual estão presentes os controles de partida e parada da simulação, bem como o botão de acesso à

janela de ajuste de parâmetros de simulação (Figura 4.2). No programa estão presentes a implementação de dois algoritmos de controle: temporização e pressão de revestimento, detalhados na Seção 3.1.4, comumente utilizados na prática de elevação por *Plunger Lift*.

Figura 4.1: Janela principal da interface gráfica do simulador.

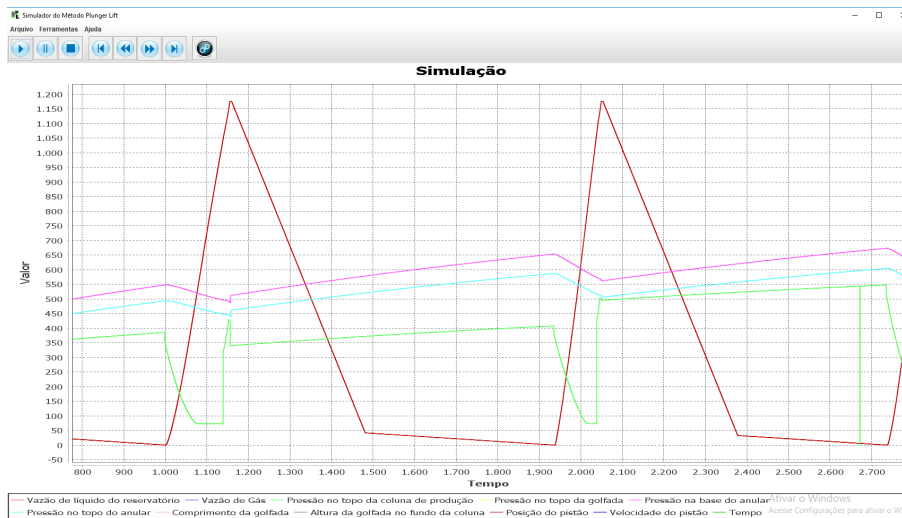


Figura 4.2: Janela de configuração dos parâmetros de simulação.

<b>Coluna de Produção</b> Comprimento (m): 1176.0    Rugosidade (mm): 0.25908 Diâmetro interno (pol): 1.995    Diâmetro externo (pol): 2.375 Peso (lb/ft): 4.7		<b>Anular</b> Comprimento (m): 1176.0    Rugosidade (mm): 0.132 Diâmetro interno (pol): 4.95    Diâmetro externo (pol): 5.5 Peso (lb/ft): 15.5	
<b>Válvula Motora</b> Diâmetro (pol): 0.75		<b>Linha de Produção</b> Pressão no separador (psi): 70.0	
<b>Reservatório</b> Pressão estática (kgf/cm²): 61.4    Vazão de testes (m³/dia): 2.3 Pressão de testes (kgf/cm²): 26.0    RGL: 949.0		<b>Pistão</b> Eficiência de Vedação (%): 90.0    Comprimento (m): 0.45 Massa (kg): 3.6    Diâmetro (pol): 1.95	
<b>Fluidos</b> Líquido BSW (%): 0.0    Óleo API: 45.0 Água SG: 1.07    Gás SG: 0.75 Gás Gama: 1.21		<b>Condições Iniciais</b> Tempo de válvula aberta (s): 600.0    Tempo de válvula fechada (s): 200.0 Tempo de pós fluxo (s): 54.0    Comprimento inicial da golfada (m): 15.3 Pressão no topo do anular (psi): 366.0	
<b>Opções de amostragem</b> Subida da golfada: 10000.0    Produção da golfada: 1000.0 Pós fluxo: 10000.0    Buildup Gás: 10000.0 Buildup Gás->Líquido: 10000.0    Buildup Líquido: 0.0		<b>Passos de integração</b> Subida da golfada: 10.0    Produção da golfada: 10.0 Pós fluxo: 10.0    Buildup Gás: 10.0 Buildup Gás->Líquido: 10.0    Buildup Líquido: 10.0	
Seleção de Controlador Qual controlador utilizar? <input type="radio"/> Temporização <input type="radio"/> Pressão de Revestimento <input type="radio"/> Sem controlador			
Confirmar		Fechar	

A seguir será mostrado o funcionamento do sistema de elevação operando sob esses dois controladores. Em cada aplicação, são dispostos o comportamento das pressões medidas na cabeça do poço, as posições do pistão e a vazão de gás medida na linha de produção. Os gráficos retratam um período em que 40 ciclos do pistão se passaram e o sistema opera em regime permanente. Os parâmetros do poço utilizado nas simulações são dados na Tabela 4.1.

Tabela 4.1: Parâmetros do poço.

Coluna de produção		Anular	
Profundidade	1176 m	Profundidade	1176 m
DI	1,995 pol	DI	4,95 pol
DE	2,375 pol	DE	5,5 pol
Rugosidade	0,259 mm	Rugosidade	0,132 mm
Peso	4,7 lb/ft	Peso	15,5 lb/ft
Reservatório		Fluido	
Pressão estática	61,4 $kgf/cm^2$	BSW	0 %
RGL	949 $std \frac{m^3}{m^3}$	Densidade relativa da água	1,07
		Densidade relativa do gás	0,75
		°API	45
Linha de produção		Pistão	
Pressão no separador	70 psi	Massa	3,6 kg
DI	2,9 pol	Comprimento	0,45 m
		Diâmetro	1,95 pol
		Eficiência de vedação	90 %

#### 4.1.1 Controle por temporização

Os parâmetros do controlador estão presentes na Tabela 4.2, os gráficos de pressões, posição do pistão estão representados na Figura 4.3 e a curva da vazão de gás na linha de produção está disposta na Figura 4.4.

Tabela 4.2: Parâmetros do controle por temporização.

Mínimo tempo de viagem do pistão	80 s
Máximo tempo de viagem do pistão	120 s
Variação nos tempos máximo e mínimo de viagem	50

Figura 4.3: Pressões e posição do pistão para o controle por temporização.

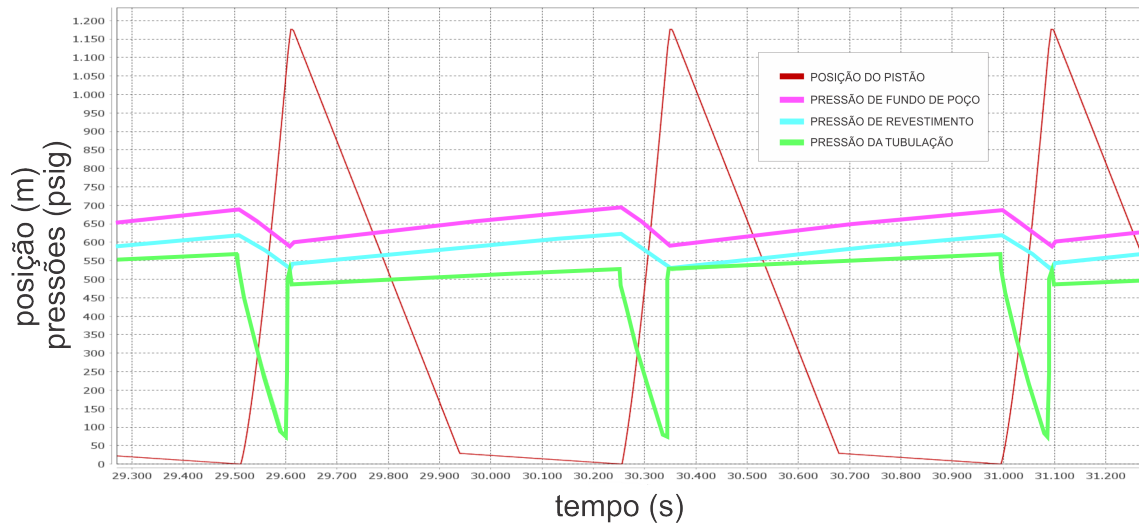
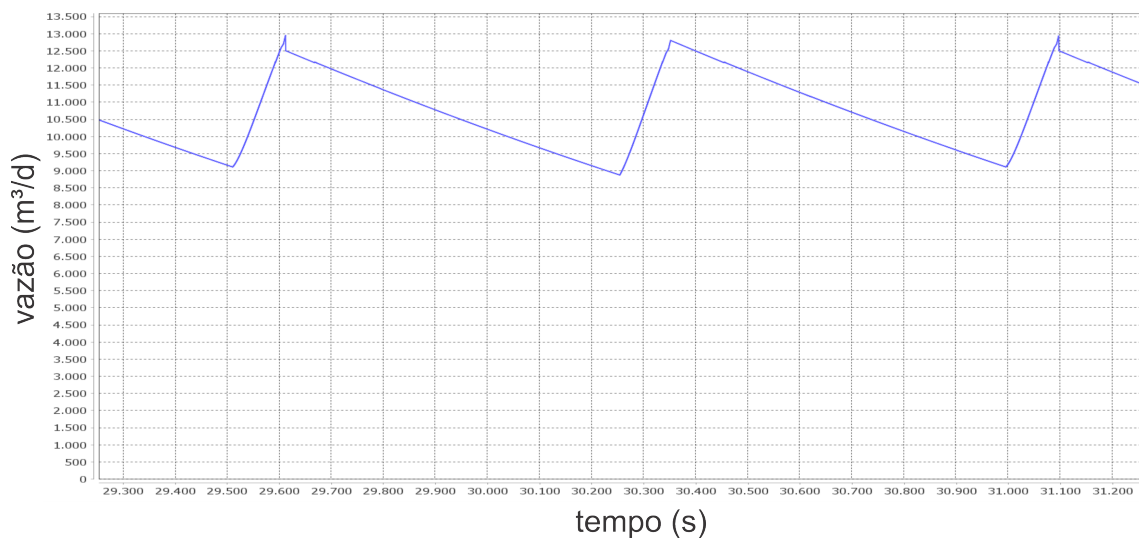


Figura 4.4: Curva de vazão de gás na linha de produção para o controle por temporização.



Pode-se notar que o poço está trabalhando em um regime de altas pressões de fundo do poço, alcançando valores de pico de aproximadamente 700 psig. Dessa forma, a pressão contrária à injeção de gás no poço pelo reservatório é alta, resultando assim em uma menor vazão de gás na linha de produção. A velocidade média de subida do pistão alcançou valores de  $11,4 \text{ m/s}$  durante o regime permanente, muito acima dos valores de segurança de 4 a  $6 \text{ m/s}$ .

#### 4.1.2 Controle por pressão de revestimento

Os parâmetros do controlador estão presentes na Tabela 4.3, a Figura 4.5 representa as curvas de pressão medidas na cabeça do poço e posição do pistão durante os ciclos e a Figura 4.6 representa a curva da vazão de gás na linha de produção.

Tabela 4.3: Parâmetros do controle por pressão de revestimento.

Mínimo tempo de viagem do pistão	90 s
Máximo tempo de viagem do pistão	140 s
Mínima pressão de revestimento	440 psi
Máxima pressão de revestimento	620 psi
Variação nas pressões máxima e mínima de revestimento	20

Figura 4.5: Pressões e posição do pistão para o controle por pressão de revestimento.

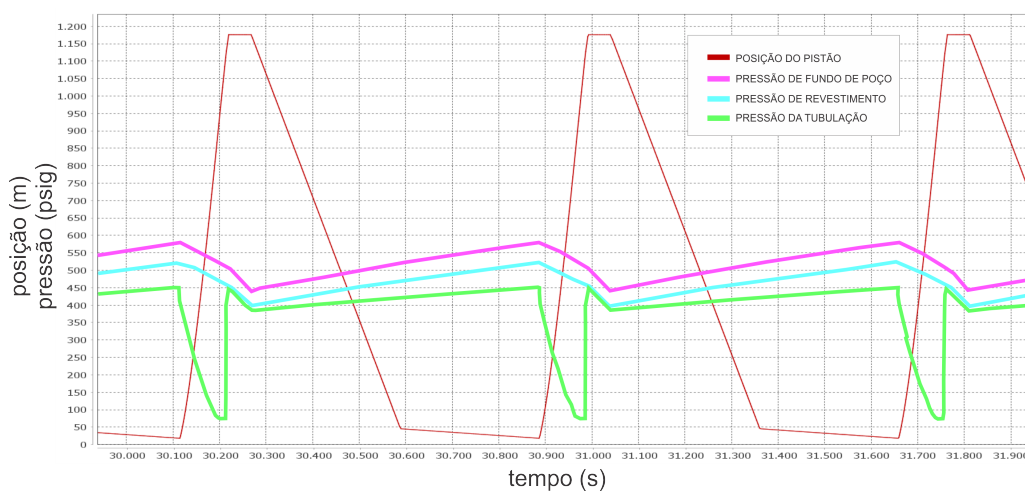
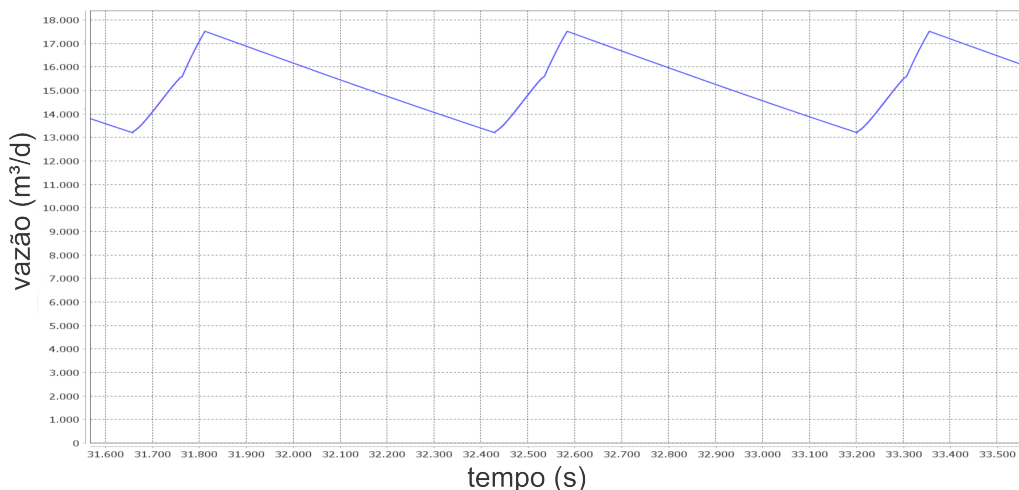


Figura 4.6: Curva de vazão de gás na linha de produção para o controle por pressão de revestimento.



Nesta simulação, o controlador conseguiu reduzir significativamente a pressão de fundo do poço, aumentando assim a vazão do gás na linha de produção. No entanto, a velocidade média de subida do pistão continuou alta, em torno de  $10 \text{ m/s}$ .

Os controladores mostraram-se eficientes na tarefa de evitar o acúmulo excessivo de líquidos no fundo do poço de forma a garantir a continuidade da produção. O controle por temporização calculou maiores valores de tempo de *Afterflow*, de forma a despressurizar mais o poço do que o controlador por temporização. Em termos de produção de gás, o controle por pressão de revestimento mostrou um desempenho melhor, visto que conseguiu atingir maiores valores de vazão de gás por levar o sistema a operar com menores valores de pressão de fundo do poço, desobstruindo a passagem para a surgência do gás.

No entanto, ambos os algoritmos de controle mostraram-se, por si só, insuficientes para a tarefa de manter as velocidades de subida do pistão dentro de uma faixa segura de valores. Os resultados de velocidade alcançados durante o regime permanente do sistema são muito altos, o que na prática pode ocasionar danos aos equipamentos de superfície. Esses altos valores podem ser parcialmente justificados pelo alto valor de RGL do poço, o que representa uma grande quantidade de energia inserida pelo reservatório no poço.

Uma solução para resolver esse aspecto das altas velocidades do pistão seria a drenagem de parte do gás presente no espaço anular por meio de uma válvula secundária instalada na cabeça do espaço anular, de forma a reduzir a RGL e, conseqüentemente, fornecer menor quantidade de energia para a subida do pistão, desacelerando-o.

## 4.2 Controle Preditivo aplicado a *Plunger Lift*

O desenvolvimento do controlador preditivo foi voltado para o ajuste das velocidades médias de subida do pistão em um poço simulado operando por *Plunger Lift*, bem como de sua produção acumulada de óleo. O controlador é capaz de manipular, além da válvula motora instalada na linha de produção, uma válvula secundária instalada no topo do espaço anular utilizada para a drenagem e injeção de gases, aumentando assim o grau de controle sobre a velocidade do pistão. A predição é feita pelo uso do solver MPT3 (Herceg et al. 2013) interfaceado pela *toolbox* YALMIP (Löfberg 2004) do *MATLAB*, que modela o problema de otimização.

Considera-se como entradas do sistema de *Plunger Lift* as variáveis *TF*, *TAF* e *RGL*, representando, respectivamente, os tempos de fechamento e abertura da válvula de produção e o *RGL* do sistema, influenciado pela quantidade de gases presentes no espaço anular do poço. Quanto mais gás estocado no espaço anular, maior o valor de *RGL*.

O modelo de predição é representado pela matriz de funções de transferências  $H(s)$ , obtida por meio de um teste de resposta ao degrau, em que uma entrada degrau é inserida a cada uma das entradas separadamente, enquanto as demais recebem valor zero. São então coletados a constante de tempo e o ganho estático de uma função de transferência

de primeira ordem contínua para cada uma das relações entrada-saída:

$$H(s) = \begin{bmatrix} \frac{0.004}{4135s+1} & \frac{-0.0245}{1703s+1} & \frac{0.0057}{2569s+1} \\ \frac{-0.00016}{3965s+1} & \frac{0.00026}{5094s+1} & \frac{-0.0001}{4924s+1} \end{bmatrix} \quad (4.1)$$

em que a primeira linha representa a velocidade média de subida do pistão, a segunda, a produção média de óleo na superfície, a primeira coluna representa a entrada  $TF$ , a segunda,  $TAF$  e a terceira, o  $RGL$ . O período de amostragem utilizado é de 130 segundos. O controlador utiliza as seguintes restrições :

$$BT_{min} \leq BT \leq BT_{max}$$

$$AT_{min} \leq AT \leq AT_{max} \quad (4.2)$$

$$RGL_{min} \leq RGL \quad (4.3)$$

em que  $BT_{min}$  é o tempo que o pistão leva para chegar ao fundo do poço,  $BT_{max}$  é o máximo valor de fechamento da válvula motora que não implique em altas velocidades de subida do pistão,  $AT_{min}$  varia de 10 a 15 segundos, tempo necessário para os gases que estão subindo pela coluna de produção removam os líquidos deixados no *fallback* nas paredes da coluna de produção,  $AT_{max}$  é medido graficamente na curva de pressão da coluna de produção, representando o tempo que a pressão volta a subir durante o *afterflow*, e  $RGL_{min}$  é o mínimo valor de RGL necessário para garantir a subida do pistão e consequente operabilidade do método. Lea, Nickens e Wells (2008) (Lea et al. 2008) provêm uma heurística para o cálculo desse valor. O modelo é referente apenas à dinâmica de subida do pistão, apresentando uma versão mais simplificada do modelo completo do sistema visto na Seção 3.1.7, já que as demais dinâmicas, como a descida do pistão, não são importantes para o trabalho.



---

# Capítulo 5

## Resultados e discussões

---

Neste capítulo são apresentados os resultados do controlador preditivo linear a um sistema de *Plunger Lift*.

### 5.1 Controle de *Plunger Lift*

O controlador preditivo implementado foi aplicado a um poço simulado operando por *Plunger Lift*. Foram coletados resultados gráficos de velocidade média de subida do pistão, produções acumuladas de gás e óleo. Além disso, são analisados o comportamento das variações dos parâmetros de abertura e fechamento calculadas pelo controlador. Índices de desempenho IAE (Integral do valor absoluto do erro - *Integral of the absolute value of error*) e ISE (Integral do erro quadrático - *Integral square error*) foram utilizados na comparação, definidos como:

$$ISE = \int_0^t e^2(\tau) d\tau \quad (5.1)$$

$$IAE = \int_0^t |e(\tau)| d\tau \quad (5.2)$$

Em que  $t$  a faixa de tempo em que o controle é aplicado e  $e(t)$  o erro de controle. Quanto menor o valor desses índices, melhor é o desempenho do controlador em manter a saída

do sistema próxima da referência de controle.

O controlador foi comparado com técnicas convencionais de controle de *Plunger Lift* existentes na indústria, tempo fixo e temporização, detalhados no Capítulo 3. No entanto, o controle por temporização não lida com a válvula secundária. Dessa forma, uma modificação foi realizada, em que além do controle dos tempos de fechamento e *afterflow* característicos desse controlador, quando um mesmo valor  $\alpha$  de atualização é somado ou subtraído de  $TF$  e  $TAF$  a cada ciclo do pistão, esse mesmo valor passou a ser usado para manipular o  $RGL$ , dependendo se o tempo de subida é maior do que  $T_{max}$  ou menor que  $T_{min}$ . Caso seja maior do que  $T_{max}$ , significa que o pistão está subindo muito lentamente. Dessa forma, aumenta-se a velocidade de subida do pistão injetando-se gás no espaço anular pela soma de  $\alpha$  ao valor de  $RGL$ . No caso em que o tempo de subida é menor do que  $T_{min}$ , a velocidade de subida está muito rápida e pode causar danos aos equipamentos da superfície. Dessa forma, diminui-se a velocidade de subida do pistão drenando-se gás do espaço anular pela subtração de  $\alpha$  do valor de  $RGL$ .

O tempo total das duas simulações corresponde a 80 horas. O horizonte de predição adotado é de 15 e o valor de ponderação  $R$  equivale a 50. Além disso, são aplicados os controladores de tempo fixo e temporização com valores de tempo de *build-up* e *afterflow* iniciais iguais a 1100 segundos e 54 segundos, respectivamente, e  $RGL$  inicial igual a  $2500 \text{ stdm}^3/\text{m}^3$ . O valor de atualização  $\alpha$  do controle por temporização é de 10.

Durante as simulações foram obtidos gráficos e índices de desempenho que permitem a comparação entre o controlador preditivo e os demais controladores testados. As Figuras 5.1, 5.2, 5.3 e 5.4 ilustram, respectivamente, as velocidades médias de subida do pistão, os tempos de *build-up* e *afterflow* e a variação do  $RGL$ . Já as Figuras 5.5 e 5.6 demonstram as curvas de produção de óleo e gás, respectivamente. A Figura 5.7 representa a pressão de fundo de poço  $P_{wf}$  do poço durante a simulação. Além disso, os índices de desempenho são apresentados na Tabela 5.1.

Figura 5.1: Velocidade média de subida do pistão.

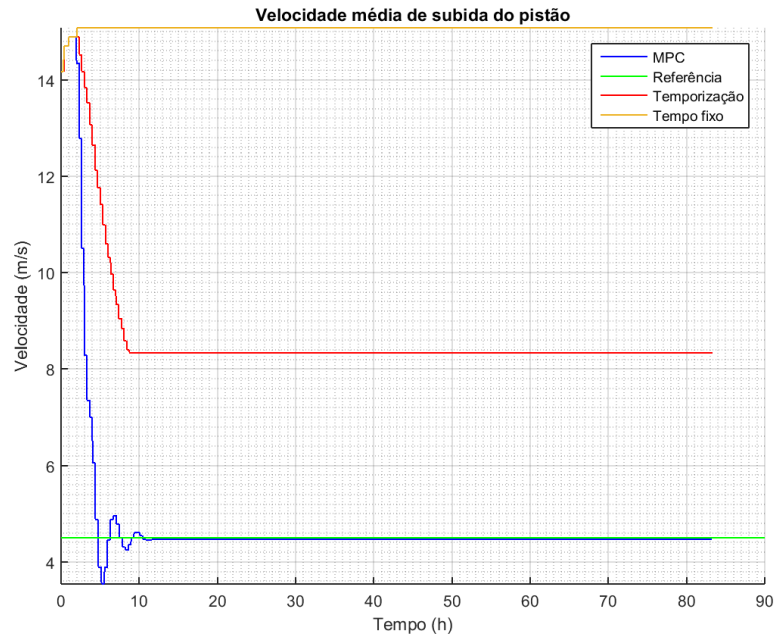


Figura 5.2: Variação do *build-up*.

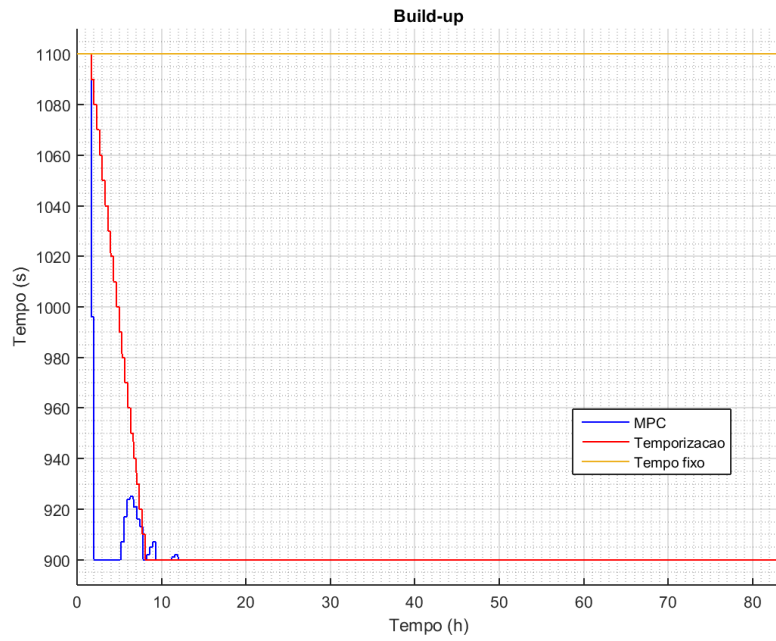


Figura 5.3: Variação do *afterflow*.

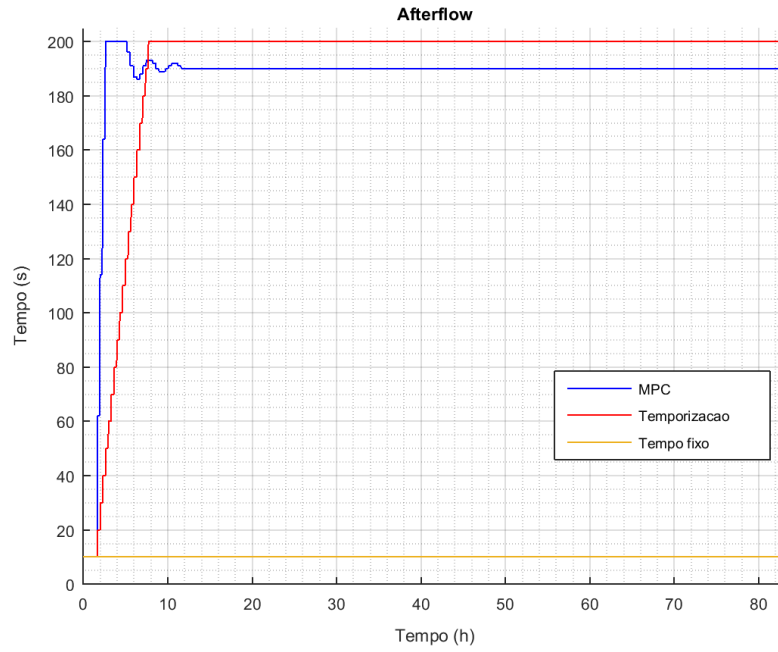


Figura 5.4: Variação do *RGL*.

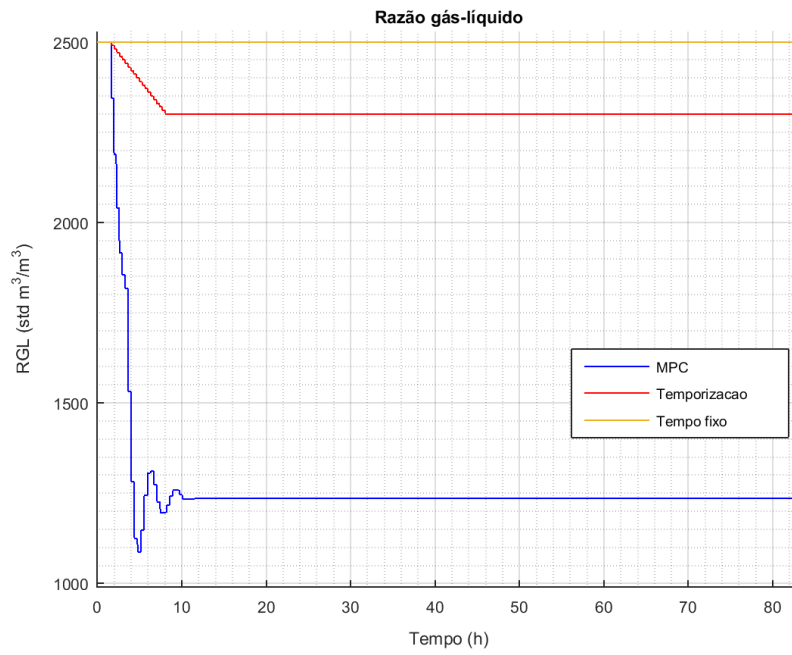


Figura 5.5: Produção acumulada de óleo.

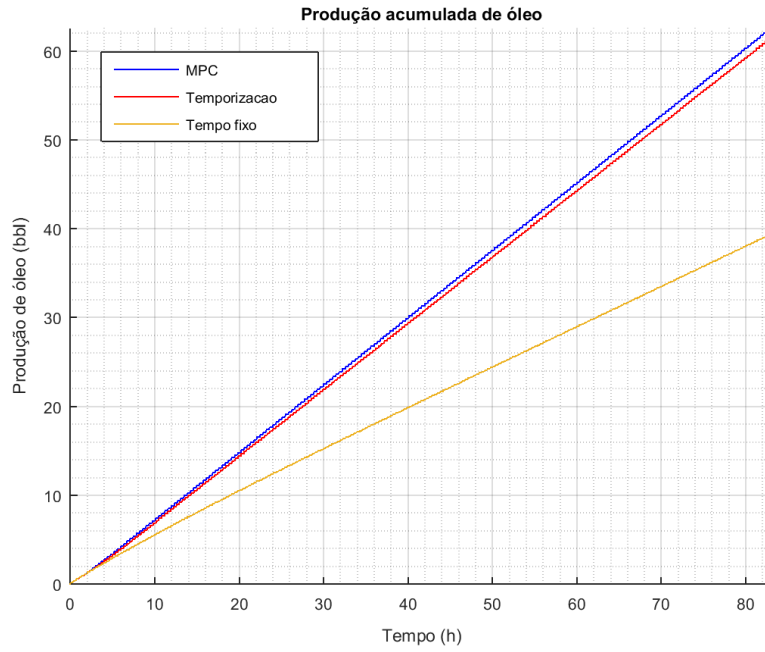


Figura 5.6: Produção acumulada de gás.

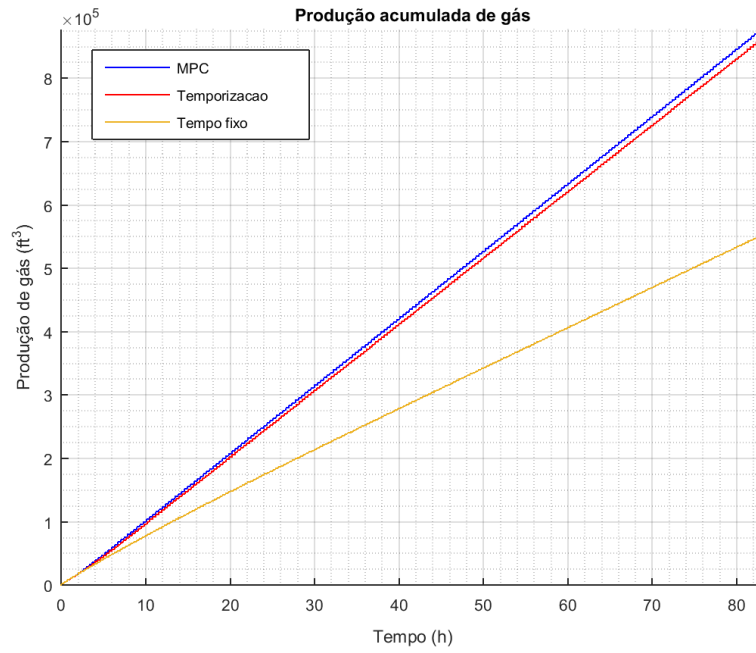


Figura 5.7: Pressão de fundo do poço.

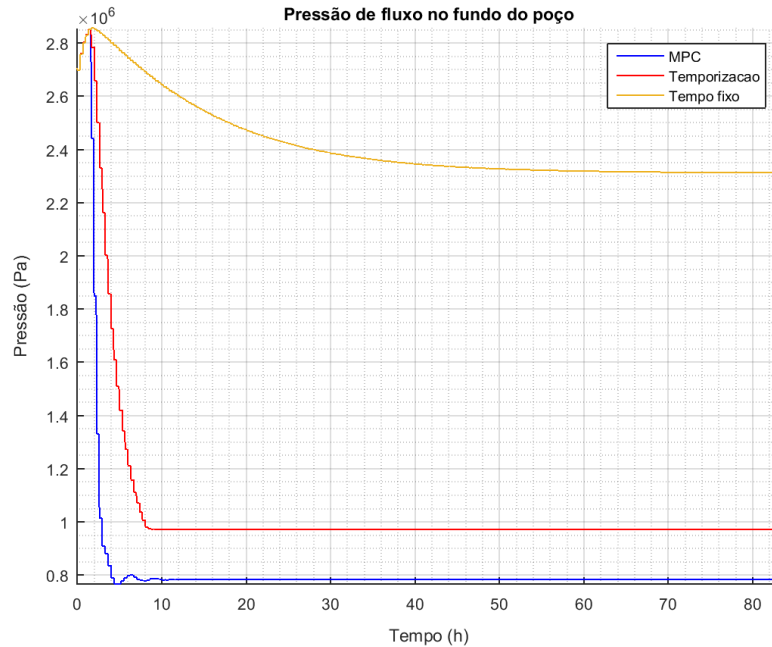


Tabela 5.1: Produções acumuladas e índices de desempenho para cada método de controle.

	Óleo ( <i>bbl</i> )	Gás ( <i>ft</i> <sup>3</sup> )	ISE	IAE
MPC	62,59	877.918	1.001.749	126.445
Temporização	61,57	863.579	5.887.925	1.257.738
Tempo Fixo	39,45	553.318	33.152.938	3.136.932

A partir da Figura 5.1 e dos índices de desempenho ISE e IAE presentes na Tabela 5.1, pode-se notar que o controlador preditivo conseguiu manter a velocidade média mais próxima da referência de controle adotada quando comparado às demais estratégias de controle. Isso confere uma maior margem de segurança para os equipamentos da superfície com relação à chegada do pistão, pois altas velocidades podem resultar em danos aos equipamentos da cabeça do poço. Quanto às estratégias de tempo fixo e temporização, observam-se maiores valores para essa grandeza em razão da menor precisão de controle desses métodos, já que, ao contrário do controlador preditivo, que busca seguir uma referência de controle, estas estratégias adotam faixas de valores toleráveis para a velocidade

de subida. Quanto à produção acumulada, vistas nas Figuras 5.5 e 5.6, os controladores preditivo e por temporização obtiveram valores semelhantes, visto que conseguiram baixar consideravelmente a pressão de fundo do poço, vista na Figura 5.7. Essa pressão atua contrária à vazão do reservatório, ou seja, quanto menor seu valor, maior é a produção de óleo e gás do reservatório. Visto que, das três entradas, duas se comportaram de maneira quase idêntica para esses dois controladores, como visto nas Figuras 5.2 e 5.3, a pequena diferença de produção se deve à menor RGL obtida pelo controlador preditivo em comparação ao por temporização, como mostra a Figura 5.4, causando assim uma menor pressão de fundo de poço e uma maior produção pelo reservatório.

---

# Capítulo 6

## Conclusões

---

Este trabalho apresentou a aplicação de um controlador preditivo sob restrições para o controle de um sistema operando por *Plunger Lift*. Foi realizado o controle de velocidade média de subida do pistão através da manipulação das válvulas motora e secundária. Os resultados do MPC foram comparados a versões modificadas de controladores convencionais *Plunger Lift* existentes na indústria de petróleo, obtendo melhores resultados quanto ao controle de velocidade média de subida do pistão e de produção acumulada. Na comparação, o MPC conseguiu levar o sistema a operar com velocidades de subida do pistão em faixas mais seguras. Parte do trabalho descrito nesta Dissertação foi publicado nos anais do congresso Rio Automação 2019 em um artigo com o título “Controle Preditivo sob restrições aplicado a um poço operando por Plunger Lift”. Além disso, foi submetido um artigo à revista *Oil & Gas Science and Technology* descrevendo uma comparação entre os controladores apresentados neste trabalho e um controlador Fuzzy para um sistema operando por Plunger Lift, com o título “Plunger Lift optimization via Fuzzy logic control”.



## 6.1 Sugestões para trabalhos futuros

Diante dos resultados desta dissertação são propostas as seguintes ações como trabalhos de continuidade:

- Realizar o controle sob perturbações com ruído branco atuando na pressão da linha de produção;
- Avaliar o controle baseado em modelo não linear de predição que aproxime melhor a dinâmica do sistema de *Plunger Lift*;
- Aplicar o controle em uma planta piloto de um poço operando por *Plunger Lift*.

---

# Referências

---

- Abercrombie, B. (1980), 'Plunger lift', *Technology of Artificial Lift Methods* .
- Asel, S. A., F. A. Gomez, D. Ahmed, F. Baez, T. Elsherif, M. A. Kneina & W. Kharrat (2014), An innovative integrated methodology to deliquify gas well using in-well live performance coiled tubing for velocity string selection and deployment: A case study in saudi arabia, *em 'Society of Petroleum Engineers - Coiled Tubing and Well Intervention Conference and Exhibition 2014'*, pp. 248–270. Cited By :2.
- Baruzzi, J. O. A. (1994), Modelagem do plunger lift convencional, Dissertação de mestrado, Faculdade de Engenharia Mecânica - UNICAMP.
- Baruzzi, J. O. A. & F. J. S. Alhanati (1995), Optimum plunger lift operation, *em 'Production Operations Symposium'*.
- Chang, Peng & Bofeng Bai (2017), 'An improved method of gas well deliquification using supersonic nozzle', *International Journal of Heat and Mass Transfer* .
- Chava, G. K., G. Falcone & C. Teodoriu (2008), 'Development of a new plunger-lift model using smart plunger data', *Society of Petroleum Engineers* .
- Clarke, D. W., C. Mohtadi & P. S. Tuffs (1987), 'Generalized predictive control', *Automatica* .
- Cutler, C R & B L Ramakar (1980), 'Dinamic matrix control – a computer control algorithm', *Proc. Automatic Control Conference* .

- da Silva Casillo, Danielle Simone (2009), Controle Preditivo Não-Linear Baseado no Modelo de Hammerstein com Prova de Estabilidade, Tese de doutorado, Universidade Federal do Rio Grande do Norte.
- da Silva, Danielson Flavio Xavier & André Laurindo Maitelli (2017), 'Simulador computacional do método de elevação artificial plunger lift', *XIII Simpósio Brasileiro de Automação Inteligente* .
- da Silva, Danielson Flávio Xavier (2017), Simulador computacional do método de elevação artificial plunger lift e implementação de controladores para estudo comparativo, Dissertação de mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Norte.
- de Moura Fonsêca, Diego Antonio (2011), Desenvolvimento de uma planta piloto para estudos de poços de petróleo produzindo por plunger lift, Dissertação de mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Norte.
- Dinata, R. C., C. Sarica & E. Pereyra (2016), A methodology of end of tubing eot location optimization for horizontal shale gas wells with and without deliquification, *em* 'Society of Petroleum Engineers - SPE North America Artificial Lift Conference and Exhibition 2016'. Cited By :1.
- do Amaral Baruzzi, José Octavio (1994), Modelagem do plunger lift convencional, Dissertação de mestrado, Universidade Estadual de Campinas.
- Foss, D. L. & R. B. Gaul (1965), Plunger-lift performance criteria with operating experience - ventura avenue field, *em* 'API Drilling and Production Practice'.
- Gadelha, João Ricardo Tavares (2016), 'Implementação e aplicação de um controlador preditivo não linear sob restrições a um sistema de tanques acoplados', *Universidade Federal do Rio Grande do Norte* .

- Gupta, Arun, Niket S. Kaisare & Naresh N. Nandola (2017), 'Dynamic plunger lift model for deliquification of shale gas wells', *Computers & Chemical Engineering* pp. 81–90.
- Hacksma, J. D. (1972), 'Users guide to predict plunger lift performance', *Southwest Petroleum Short Course* .
- Hassouna, Mohamed (2013), Plunger lift applications: Challenges and economics, *em* 'North Africa Technical Conference & Exhibition'.
- Herceg, Martin, Michal Kvasnica, Colin Jones & Manfred Morari (2013), Multi-parametric toolbox 3.0, pp. 502–510.
- Kamari, A., A. Bahadori & A. H. Mohammadi (2017), 'Prediction of maximum possible liquid rates produced from plunger lift by use of a rigorous modeling approach', *SPE Production & Operations* pp. 89–97.
- Khamehchi, E., M. Khishvand & H. Abdolhosseini (2016), 'A case study to optimum selection of deliquification method for gas condensate well design: South pars gas field', *Ain Shams Engineering Journal* 7(2), 847–853.
- Lea, J. F. (1982), 'Dynamic analysis of plunger lift operations', *Journal of Petroleum Technology* pp. 2617–2629.
- Lea, James F., Henry V. Nickens & M. R. Wells (2008), *Gas Well Deliquification: Solutions to Gas Well Liquid Loading Problems*, Gulf Professional Publishing.
- Lea, James & Henry Nickens (2008), *Gas Well Deliquification*, Gulf Professional Publishing.
- Löfberg, Johan (2004), 'Yalmip : A toolbox for modeling and optimization in matlab', *IEEE International Symposium on Computer Aided Control Systems Design* .

- Maciejowski, Jan Marian (2002), *Predictive Control: With Constraints*, Prentice Hall.
- Marcano, L. & J. Chacin (1992), 'Mechanistic design of conventional plunger-lift installation'.
- Nandola, Naresh N., Niket S. Kaisare & Arun Gupta (2017), 'Online optimization for a plunger lift process in shale gas wells', *Computers & Chemical Engineering* pp. 89–97.
- Oliveira, Felipe Edgar Rivas (2012), 'controle preditivo de um sistema de tanques interligados com restrições', Universidade Federal do Rio Grande do Norte.
- Ozkan, Erdal, B. Keefer & M. G. Miller (2003), Optimization of plunger-lift performance in liquid loading gas wells, *em* 'SPE Annual Technical Conference and Exhibition'.
- Parsa, Elham, Erdal Ozkan, Martin Lohmann, David Cathcart & Burke Lowrey (2013), Enhanced plunger lift performance utilizing reservoir modeling, *em* 'SPE Production and Operations Symposium'.
- Richalet, J., A. Rault, I. L. Testud & J. Pappon (1978), 'Model predictive heuristic control: Applications to industrial processes', *Automatica* .
- Silva, Sérgio José Gonçalves (2007), Um sistema para estimação da vazão de gás de poços produzindo por plunger lift para vaso separador de teste em plataformas de petróleo, Dissertação de mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Norte.
- Singh, Ajay (2017), 'Application of data mining for quick root-cause identification and automated production diagnostic of gas wells with plunger lift', *SPE Production & Operations* .
- Smith, O. J. M. (1958), 'Feedback control systems', *Mc Graw Hill* .

Soares, Lennedy Campos (2010), ‘Sistema supervisorio para poços de petróleo baseados no método de elevação artificial plunger lift’, *Universidade Federal do Rio Grande do Norte* .

Weatherford, Fabricante (2018). Disponível em: <<http://www.alrdc.com/PicturesAndAnimations/Photographs/main.htm>> Acesso em Jan. 2018.

Zhao, Kunpeng, Wei Tian, Xuri Li & Bofeng Bai (2018), ‘A physical model for liquid leakage flow rate during plunger lift process in gas wells’, *Journal of Natural Gas Science and Engineering* pp. 32–40.