

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA POLITÉCNICA

MARCIA MARIA MOREIRA VIANA

Controle não linear da válvula borboleta eletrônica automotiva

São Paulo
2023

MARCIA MARIA MOREIRA VIANA

Controle não linear da válvula borboleta eletrônica automotiva

Versão Corrigida

Dissertação apresentada à Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo para a obtenção do
título de Mestre em Ciências

Área de Concentração:
Sistemas Eletrônicos

Orientador:
Prof. Dr. Armando Antônio Maria Laganá

São Paulo
2023

Autorizo a reprodução e divulgação total ou parcial deste trabalho, por qualquer meio convencional ou eletrônico, para fins de estudo e pesquisa, desde que citada a fonte.

Este exemplar foi revisado e corrigido em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

Assinatura do autor: Marcia Maria Moreira Viana

Assinatura do orientador: _____

Catálogo-na-publicação

Maria Moreira Viana, Marcia
Controle não linear da válvula borboleta eletrônica automotiva / M. Maria Moreira Viana --
versão corr. -- São Paulo, 2023.
122 p.

Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.
Departamento de Engenharia de Sistemas Eletrônicos.

1.Válvula borboleta eletrônica automotiva 2.Controle não linear 3.Linearização por
realimentação entrada-saída 4.Modos deslizantes 5.Indústria automobilística I.Universidade
de São Paulo. Escola Politécnica.
Departamento de Engenharia de Sistemas Eletrônicos II.t.

Nome: VIANA, Marcia Maria Moreira

Título: Controle não linear da válvula borboleta eletrônica automotiva

Dissertação apresentada à Escola Politécnica da Universidade de São Paulo para obtenção do título de mestre em Ciências.

Aprovada em:

Banca Examinadora

Dr.

Instituição

Julgamento

Dr.

Instituição

Julgamento

Dr.

Instituição

Julgamento

RESUMO

O sistema de admissão de ar constituído da válvula borboleta automotiva e seu respectivo módulo de gerenciamento, são responsáveis pelo controle do fluxo de massa de ar fornecido ao motor e têm contribuído para reduzir o consumo de combustível e emissões e para melhorar a dirigibilidade e segurança. Por ser um elemento mecânico móvel, está sujeita à não linearidades como o atrito seco (atrito de Coulomb), a não linearidade da mola (força de retorno da mola) e a folga entre as engrenagens. Uma não linearidade, quando excessiva, pode causar oscilações e erros na abertura da válvula. Ademais, a presença de oscilações no sistema de controle aumenta a mutabilidade das variáveis de estados do sistema, causa desgaste dos componentes e majora o consumo de energia, além de provocar o desperdício de materiais. A válvula borboleta automotiva apresenta erros de regime estacionário e resposta transitória subamortecida, devido às suas não linearidades características que a compõem. A utilização de novas técnicas de compensação das não linearidades é fundamental para melhorar o desempenho do sistema de controle que compõem a válvula borboleta, sendo, portanto, de grande interesse para a indústria automotiva; pois é necessário um controle de posicionamento preciso e robusto que permita aperfeiçoar o consumo de combustível e controle de torque, por exemplo. Um controlador não linear pode muitas vezes ter recursos atraentes, como implementação mais simples, mais precisão ou menor gasto de energia do controlador; além de atender à demanda por alta robustez na abertura não linear da válvula. Essas vantagens dos controladores não lineares são devidas ao tratamento adequado das não linearidades e controladores lineares não podem compensar adequadamente as não linearidades e as forças não lineares são negligenciadas. O presente trabalho apresenta o estudo e uma análise comparativa dos compensadores não lineares: controlador rastreador de trajetória por linearização entrada-saída, controlador por modos deslizantes empregando a função saturação e o controlador por modos deslizantes empregando a função tangente hiperbólica. Tais controladores serão desenvolvidos desde a teoria até à simulação utilizando como referência uma válvula borboleta automotiva da Bosch modelo DV-E5 ETC.

Palavras chaves: Válvula borboleta eletrônica automotiva, controle não linear, linearização por realimentação entrada-saída, modos deslizantes.

ABSTRACT

The air intake system consisting of the automotive electronic throttle and its respective management module, are responsible for controlling the mass flow of air supplied to the engine and has contributed to reducing fuel consumption and emissions, and improving drivability and safety. As it is a mobile mechanical element, it is subject to nonlinearities such as dry friction (Coulomb friction), spring nonlinearity (spring return force) and gear backlash. Excessive nonlinearities can cause oscillations and errors in valve opening. Furthermore, the presence of oscillations in the control system increases the mutability of system states variables, causes wear on component and increases energy consumption, in addition to causing waste of materials. The automotive electronic throttle presents steady-state errors and underdamped transient response, due to its characteristic nonlinearities. The use of new nonlinearity compensation techniques is fundamental to improve the performance of the control system that compose the electronic throttle, being therefore of great interest to the automotive industry; because a precise and robust positioning control is needed that allows to optimize the fuel consumption and torque control, for example. A nonlinear controller can often have attractive features, such as: simpler implementation, more accuracy or lower controller power consumption, in addition to meeting the demand for high robustness in the nonlinear opening of the valve. These advantages of nonlinear controllers are due to the proper handling of nonlinearities and linear controllers can't adequately compensate nonlinearities and nonlinear forces are neglected. The present work presents the study and a comparative analysis of nonlinear compensators: controller by input-output feedback linearization, controller by sliding modes using the saturation function and the controller by sliding modes using the hyperbolic tangent function. Such controllers will be developed from theory to simulation using a Bosch automotive electronic throttle valve model DV-E5 ETC as a reference.

Keywords: Electronic throttle valve, nonlinear control, feedback linearization input-output, sliding mode.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Válvula borboleta eletrônica automotiva.....	23
Figura 2.2 - Atrito de Coulomb.....	24
Figura 2.3 - Não linearidade da mola.....	24
Figura 2.4 - Não linearidade da folga da engrenagem.	25
Figura 2.5 - (a) Resultado experimental com o controlador backstepping (b) Resultado experimental com o controlador PID.	29
Figura 2.6 - Sistema mecatrônico de um motor automotivo com <i>ETCS</i>	30
Figura 2.7 - Estrutura do controlador <i>FSMC</i>	30
Figura 2.8 - Comparação entre o consumo de tensão dos controladores.	34
Figura 2.9 - Modelo do sistema do conceito associado.	35
Figura 2.10 - Tempo de Resposta.	37
Figura 2.11 - Tensão de armadura.	37
Figura 2.12 - Tempo de Resposta.	38
Figura 2.13 - Tensão de armadura.	39
Figura 2.14 - Esquemático do sistema de controle da válvula borboleta.....	40
Figura 2.15 - Estratégias de controle servo adaptativo.	41
Figura 2.16 - Diagrama de blocos do corpo da válvula borboleta.....	41
Figura 2.17 - Estrutura do sistema experimental.	45
Figura 2.18 – Resposta experimental do degrau.....	46
Figura 2.19 - Resposta experimental do trem de pulsos.	46
Figura 2.20 – Diagrama de blocos do sistema de controle da válvula borboleta.....	47
Figura 2.21 - Tempo de resposta.	50
Figura 2.22 - Estrutura do estimador acoplado à válvula borboleta.....	51
Figura 2.23 - Posição angular em tempo real e estimada por <i>UKF</i>	52
Figura 2.24 - Esquemático do sistema de controle da válvula borboleta.....	53
Figura 2.25 – Diagrama de blocos do controlador baseado em <i>SMC</i> e <i>ESO</i>	53
Figura 2.26 - Funcional básico do <i>ESO</i>	54
Figura 2.27 - Simulações de dois conjuntos de parâmetros diferentes.	58
Figura 2.28 - Comparação entre o uso da função sinal e função arco tangente.	58
Figura 2.29 - Ação de controle com uso da função sinal.....	58
Figura 2.30 - Ação de controle com uso da função arco tangente.	59

Figura 2.31 - Esquemático do sistema da válvula borboleta.	59
Figura 2.32 - Função $sgn(x_2)$ aproximada com diferentes δ	62
Figura 3.1 - Superfície de deslizamento para $n = 3$	69
Figura 3.2 – À esquerda, superfície de deslizamento e condições iniciais para $n = 2$. À direita, superfície de deslizamento e diferentes condições Iniciais para $n = 3$	71
Figura 3.3 - Visualização do Chattering para $n = 2$	78
Figura 3.4 - Visualização do Chattering para $n = 3$	79
Figura 3.5 - Gráfico da Função $sat(s/\phi)$	79
Figura 3.6 - Gráfico da Função $tanh(s)$ para $j = 1$	80
Figura 3.7 - Visualização da camada limite para $n = 2$	80
Figura 3.8 - Controle do modo deslizante confinado na camada limite.	81
Figura 4.1 - Aproximações para a função $S(x_2) = sgn(\omega_n)$	84
Figura 5.1 - Linearização por realimentação entrada-saída, modelo de Loh et al. (2013), $\theta=30^\circ$, $\zeta=0,7$ e $\omega_n=100$ rad/s: (a) corrente de armadura; (b) tensão de armadura; (c) ângulo de abertura da válvula.	92
Figura 5.2 - Linearização por realimentação entrada-saída, modelo de Loh et al. (2013), $\theta=60^\circ$, $\zeta=0,7$ e $\omega_n=100$ rad/s: (a) corrente de armadura; (b) tensão de armadura; (c) ângulo de abertura da válvula.	93
Figura 5.3 - Linearização por realimentação entrada-saída, modelo de Loh et al. (2013), $\theta=90^\circ$, $\zeta=0,7$ e $\omega_n=100$ rad/s: (a) corrente de armadura; (b) tensão de armadura; (c) ângulo de abertura da válvula.	93
Figura 5.4 - Linearização por realimentação entrada-saída, modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola, $\theta=30^\circ$, $\zeta=0,7$ e $\omega_n=100$ rad/s: (a) corrente de armadura; (b) tensão de armadura; (c) ângulo de abertura da válvula.	96
Figura 5.5 - Linearização por realimentação entrada-saída, modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola, $\theta=60^\circ$, $\zeta=0,7$ e $\omega_n=100$ rad/s: (a) corrente de armadura, (b) tensão de armadura; (c) ângulo de abertura da válvula.	96
Figura 5.6 - Linearização por realimentação entrada-saída, modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola, $\theta=90^\circ$, $\zeta=0,7$ e $\omega_n=100$ rad/s: (a) corrente de armadura; (b) tensão de armadura; (c) ângulo de abertura da válvula.	97
Figura 5.7 - Modos deslizantes ando a função sinal, modelo de Loh et al. (2013) com redução dinâmica, $\theta=30^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura; (c) tensão de armadura - zoom.	99

Figura 5.8 - Modos deslizantes empregando a função sinal, modelo de Loh et al. (2013) com redução dinâmica, $\theta=30^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) tensão de armadura - novo zoom; (b) variável de escorregamento; (c) variável de escorregamento - zoom; (d) variável de escorregamento - novo zoom.	100
Figura 5.9 - Modos deslizantes empregando a função saturação, modelo de Loh et al. (2013) com redução dinâmica, $\theta=30^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura; (c) variável de escorregamento.	101
Figura 5.10 - Modos deslizantes empregando a função saturação, modelo de Loh et al. (2013) com redução dinâmica, $\theta=60^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura; (c) variável de escorregamento.	102
Figura 5.11 - Modos deslizantes empregando a função saturação, modelo de Loh et al. (2013) com redução dinâmica, $\theta=90^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura; (c) variável de escorregamento.	103
Figura 5.12 - Modos deslizantes empregando a função tangente hiperbólica, modelo de Loh et al. (2013) com redução dinâmica, $\theta=30^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura da válvula; (c) variável de escorregamento.	105
Figura 5.13 - Modos deslizantes empregando a função tangente hiperbólica, modelo de Loh et al. (2013) com redução dinâmica, $\theta=60^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura da válvula; (c) variável de escorregamento.	105
Figura 5.14 - Modos deslizantes empregando a função tangente hiperbólica, modelo de Loh et al. (2013) com redução dinâmica, $\theta=90^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura da válvula; (c) variável de escorregamento.	106
Figura 5.15 - Modos deslizantes empregando a função saturação, modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola com redução dinâmica, $\theta=30^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura da válvula; (c) variável de escorregamento.	108
Figura 5.16 - Modos deslizantes empregando a função saturação, modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola com redução dinâmica, $\theta=60^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura da válvula; (c) variável de escorregamento.	108

Figura 5.17- Modos deslizantes empregando a função saturação, modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola com redução dinâmica, $\theta=90^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura da válvula; (c) variável de escorregamento.....109

Figura 5.18 - Modos deslizantes empregando a função tangente hiperbólica, modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola com redução dinâmica, $\theta=30^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura da válvula; (c) variável de escorregamento.....111

Figura 5.19 - Modos deslizantes empregando a função tangente hiperbólica, modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola com redução dinâmica, $\theta=60^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura da válvula; (c) variável de escorregamento.....111

Figura 5.20 - Modos deslizantes empregando a função tangente hiperbólica, modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola com redução dinâmica, $\theta=90^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura da válvula; (c) variável de escorregamento.....112

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Valores nominais dos parâmetros da válvula borboleta eletrônica.	48
Tabela 2.2 - Comparação dos desempenhos dos controladores <i>DLIMSC</i> e <i>SMC</i> . ..	56
Tabela 2.3 - Resultados da identificação dos parâmetros desconhecidos da válvula borboleta.	63
Tabela 5.1 - Resultados integrados das simulações – Método linearização por realimentação entrada-saída – Modelo de Loh et al. (2013) – $\zeta = 0,7$ e $\omega_n = 100$ rad/s.	94
Tabela 5.2 - Resultados integrados das simulações – Método linearização por realimentação entrada-saída – Modelo de Loh et al. (2013).	94
Tabela 5.3 - Resultados integrados das simulações – $\zeta=0,7$ e $\omega_n=100$ rad/s – Método linearização por realimentação entrada-saída – Modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola.	98
Tabela 5.4 - Resultados integrados das simulações – Método linearização por realimentação entrada-saída – Modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola.	98
Tabela 5.5 - Resultados integrados das simulações – Modelo de Loh et al. (2013) – Modos deslizantes empregando a função saturação.	104
Tabela 5.6 - Resultados integrados das simulações – Modelo de Loh et al. (2013) – Modos deslizantes empregando a função tangente hiperbólica.	107
Tabela 5.7 - Resultados integrados das simulações – Modelo de Loh et al. (2013) acrescido da não linearidade da mola – Modos deslizantes empregando a função saturação.	110
Tabela 5.8 - Resultados integrados das simulações – Modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola – Modos deslizantes empregando a função tangente hiperbólica.	113
Tabela 6.1 - Resultados integrados das simulações de todos os métodos de controle utilizados empregando o critério de 5%.	115
Tabela 6.2 - Resultados integrados das simulações de todos os métodos de controle utilizados na estabilização do sinal.	115

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

<i>ECU</i>	Unidade eletrônica de controle do motor
<i>ETC</i>	Controle da válvula borboleta eletrônica
<i>ETCS</i>	Sistema de controle da válvula borboleta eletrônica
<i>OS</i>	Máximo valor de ultrapassagem
<i>PD</i>	Proporcional e derivativo
<i>PI</i>	Proporcional e integral
<i>PID</i>	Proporcional, integral e derivativo
<i>PWM</i>	Modulação por largura de pulso
<i>RT</i>	Tempo de subida
<i>ST</i>	Tempo de acomodação

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	17
1.1	OBJETIVO	19
1.2	JUSTIFICATIVAS	20
1.3	METODOLOGIA	21
1.4	ESTRUTURA DO TRABALHO	21
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA RESUMIDA	22
2.1	ABORDAGEM PARA A VÁLVULA BORBOLETA SEGUNDO PAN ET AL. (2001)	22
2.1.1	Esquema Da Válvula Borboleta Eletrônica Automotiva - Pan et al. (2001)	22
2.1.2	Não Linearidades da Válvula Borboleta Automotiva	23
2.1.3	Modelagem Matemática da Válvula Borboleta Segundo Pan et al. (2001)	26
2.1.4	Considerações finais de Pan et al. (2001)	28
2.2	ABORDAGEM PARA A VÁLVULA BORBOLETA SEGUNDO YADAV ET AL. (2015)	29
2.2.1	Esquema Da Válvula Borboleta Eletrônica Automotiva - Yadav et al. (2015)	29
2.2.2	Esquema de Controle Da Válvula Borboleta Eletrônica Automotiva – Yadav et al. (2015)	30
2.2.3	Modelagem Matemática da Válvula Borboleta Segundo Yadav et al. (2015)	31
2.2.4	Considerações finais de Yadav et al. (2015)	34
2.3	ABORDAGEM PARA A VÁLVULA BORBOLETA SEGUNDO NAKANO ET AL. (2006)	35
2.3.1	ESQUEMA DA VÁLVULA BORBOLETA ELETRÔNICA AUTOMOTIVA - NAKANO ET AL. (2006)	35
2.3.2	Modelagem Matemática da Válvula Borboleta Segundo Nakano et al. (2006)	36
2.3.3	Considerações finais de Nakano et al. (2006)	37

2.4	ABORDAGEM PARA A VÁLVULA BORBOLETA SEGUNDO ZHANG ET AL. (2011)	38
2.4.1	Considerações finais de Zhang et al. (2011)	38
2.5	ABORDAGEM PARA A VÁLVULA BORBOLETA SEGUNDO JIAO ET AL. (2014)	39
2.5.1	Esquema Da Válvula Borboleta Eletrônica Automotiva - Jiao et al. (2014)	40
2.5.2	Esquema de Controle Da Válvula Borboleta Eletrônica Automotiva Segundo Jiao et al. (2014)	40
2.5.3	Modelagem Matemática da Válvula Borboleta Segundo Jiao et al. (2014)	41
2.5.4	Considerações finais de Jiao et al. (2014)	45
2.6	ABORDAGEM PARA A VÁLVULA BORBOLETA SEGUNDO RUI ET AL. (2017)	46
2.6.1	Esquema de Controle Da Válvula Borboleta Eletrônica Automotiva - Rui et al. (2017)	46
2.6.2	Modelagem Matemática da Válvula Borboleta Segundo Rui et al. (2017)	47
2.6.3	Considerações finais de Rui et al. (2017)	50
2.7	ABORDAGEM PARA A VÁLVULA BORBOLETA SEGUNDO VARGAS ET AL. (2016)	51
2.7.1	Esquema do Estimador Para a Válvula Borboleta Eletrônica Automotiva - Vargas et al. (2016)	51
2.7.2	Considerações finais de Vargas et al. (2016)	51
2.8	ABORDAGEM PARA A VÁLVULA BORBOLETA SEGUNDO LI ET AL. (2015)	52
2.8.1	Esquema Da Válvula Borboleta Eletrônica Automotiva - Li et al. (2015)	52
2.8.2	Esquema de Controle Da Válvula Borboleta Eletrônica Automotiva - Li et al. (2015)	53

2.8.3	Modelagem Matemática da Válvula Borboleta Segundo Li et al. (2015)	
	54	
2.8.4	Considerações finais de Li et al. (2015)	56
2.9	ABORDAGEM PARA A VÁLVULA BORBOLETA SEGUNDO AL-SAMARRAIE ET AL. (2015)	57
2.9.1	Considerações finais de AL- Samarraie et al. (2015)	57
2.10	ABORDAGEM PARA A VÁLVULA BORBOLETA SEGUNDO LOH ET AL. (2013)	59
2.10.1	Esquema Da Válvula Borboleta Eletrônica Automotiva - Loh et al. (2013)	59
2.10.2	Modelagem Matemática da Válvula Borboleta Segundo Loh et al. (2013)	61
2.10.3	Considerações finais de Loh et al. (2013)	63
3	FORMULAÇÃO TEÓRICA DOS CONTROLADORES NÃO LINEARES UTILIZADOS	64
3.1	CONTROLE POR LINEARIZAÇÃO POR REALMIMENTAÇÃO ENTRADA-SAÍDA	64
3.1.1	Grau Relativo e Controlabilidade	65
3.1.2	Desenvolvimento da Metodologia do Controle não Linear Linearização por Realimentação Entrada-Saída e Lei de Controle	65
3.2	CONTROLE POR MODOS DESLIZANTES	67
3.2.1	Superfície de Deslizamento	68
3.2.2	Condição de Deslizamento	70
3.2.3	Condição de Deslizamento e Estabilidade	71
3.2.4	Tempo de Alcance	73
3.2.5	Valores e Parâmetros Estimados	74
3.2.6	Parâmetros de Controle K_C	75
3.2.7	Lei de Controle por Modos Deslizantes	76
3.2.8	<i>Chattering</i>	77
3.2.9	Camada Limite	80
3.2.10	O SMC Integral	81

4	TÉCNICAS DE CONTROLE APLICADAS À VÁLVULA BORBOLETA ELETRÔNICA AUTOMOTIVA	83
4.1	LINEARIZAÇÃO POR REALIMENTAÇÃO ENTRADA-SAÍDA UTILIZANDO O MODELO DE LOH	83
4.2	LINEARIZAÇÃO POR REALIMENTAÇÃO UTILIZANDO O MODELO DE LOH ACRESCENTADO DA NÃO LINEARIDADE DA MOLA	86
4.3	MODOS DESLIZANTES UTILIZANDO O MODELO DE LOH EMPREGANDO A FUNÇÃO SINAL	87
4.4	MODOS DESLIZANTES UTILIZANDO O MODELO DE LOH EMPREGANDO A FUNÇÃO SATURAÇÃO	90
4.5	MODOS DESLIZANTES UTILIZANDO O MODELO DE LOH EMPREGANDO A FUNÇÃO TANGENTE HIPERBÓLICA	90
4.6	MODOS DESLIZANTES UTILIZANDO O MODELO DE LOH ACRESCENTADO DA NÃO LINEARIDADE DA MOLA EMPREGANDO A FUNÇÃO SATURAÇÃO	90
4.7	MODOS DESLIZANTES UTILIZANDO O MODELO DE LOH ACRESCENTADO DA NÃO LINEARIDADE DA MOLA EMPREGANDO A FUNÇÃO TANGENTE HIPERBÓLICA	91
5	RESULTADOS SIMULADOS	92
5.1	LINEARIZAÇÃO POR REALIMENTAÇÃO ENTRADA – SAÍDA UTILIZANDO O MODELO DE LOH	92
5.2	LINEARIZAÇÃO POR REALIMENTAÇÃO UTILIZANDO O MODELO DE LOH ACRESCENTADO DA NÃO LINEARIDADE DA MOLA	95
5.3	MODOS DESLIZANTES UTILIZANDO O MODELO DE LOH EMPREGANDO A FUNÇÃO SINAL	99
5.4	MODOS DESLIZANTES UTILIZANDO O MODELO DE LOH EMPREGANDO A FUNÇÃO SATURAÇÃO	101
5.5	MODOS DESLIZANTES UTILIZANDO O MODELO DE LOH EMPREGANDO A FUNÇÃO TANGENTE HIPERBÓLICA	104
5.6	MODOS DESLIZANTES UTILIZANDO O MODELO DE LOH ACRESCENTADO DA NÃO LINEARIDADE DA MOLA EMPREGANDO A FUNÇÃO SATURAÇÃO	107

5.7	MODOS DESLIZANTES UTILIZANDO O MODELO DE LOH ACRESCENTADO DA NÃO LINEARIDADE DA MOLA EMPREGANDO A FUNÇÃO TANGENTE HIPERBÓLICA	110
6	CONSIDERAÇÕES FINAIS	114
6.1	CONCLUSÕES FINAIS	114
6.2	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	116
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	118

1 INTRODUÇÃO

A válvula borboleta é o principal componente do sistema de admissão de ar no motor a combustão interna. Com o controle eletrônico da válvula borboleta através da *ECU* (unidade de gerenciamento do motor - *electronic control unit*) pode-se reger o fluxo de ar no cilindro do motor. Além do mais, a *ECU* determina o ângulo de abertura da válvula, de acordo com o acionamento do pedal do acelerador, a fim de manter a mistura ar *versus* combustível dentro da relação estequiométrica de maneira que haverá um valor de massa de ar correspondente para que a mistura atinja a proporção mais próxima da ideal. Mantendo-se a mistura ar-combustível estequiométrica, reduz-se a emissão de gases, melhorando e diminuindo o processo da queima de combustível e obtendo-se maior eficiência de torque e potência e consequentemente um melhor controle da velocidade do veículo.

Antes da tecnologia do controle eletrônico da válvula borboleta, o fluxo de ar a ser conduzido no cilindro do motor era controlado diretamente pela pressão do condutor no pedal do acelerador. O disco da válvula era diretamente ligado por um cabo de aço ao pedal, e este, uma vez pressionado, abria a válvula sem nenhum controle de precisão sob a quantidade de ar a ser conduzida. Dessa forma, a eficácia da combustão e do desempenho do motor era seriamente comprometida.

“Com a tecnologia da eletrônica automotiva, a posição angular da válvula borboleta é independente da posição do acelerador e é controlada de acordo com a quantidade desejada e necessária de fluxo de ar, que é determinado pela velocidade e torque do motor desejados.” (PAN, et al., 2001).

“O motor elétrico embutido no *ETC* é então conduzido para obter a tensão necessária por meio de um algoritmo de controle de malha fechada dentro da *ECU*. No entanto, pode ser difícil controlar a válvula borboleta eletrônica devido à presença de múltiplas não linearidades.” (ZHANG et al. 2011).

O controle eletrônico da válvula borboleta, porém, é complexo por se tratar de um componente que possui características não lineares e tem influências devido ao torque de retorno da mola e do atrito seco entre o corpo e o disco da válvula na abertura.

Assim sendo, para melhoria da dirigibilidade, economia de combustível e desempenho de emissão de veículos; o controle preciso do ângulo de abertura da

válvula borboleta deve ser consideravelmente minucioso e pede um método de controle que atenda à demanda por alta robustez na abertura não linear da válvula.

A questão de projeto do controle da válvula borboleta está no tratamento das não linearidades características do atrito de Coulomb, da mola de retorno e da folga da engrenagem, que afeta significativamente o desempenho do sistema. Dessarte, é necessário construir um modelo mais preciso da válvula borboleta, levando em consideração essas não linearidades e o tratamento matemático adequado para elas. No entanto, neste trabalho a folga entre as engrenagens será considerada como uma incerteza, devido ao fato desta folga ser muito pequena e também é razoável ponderar que sua influência não seja relevante; até mesmo porque todos os artigos consultados para realização desse trabalho assim também conceituam, quando a mencionam.

Atualmente, os controladores do tipo PID ainda são amplamente utilizados em aplicações industriais automotivas, pois são fáceis de projetar, baratos, estrutura física simples, características sem modelo (no sentido de que não é necessário elaborar um modelo equacional do sinal de controle através de cálculos complexos) e excelente desempenho. No entanto, o controlador PID clássico não pode fornecer um bom desempenho de controle para sistemas altamente não lineares, incertos e variantes no tempo, como o sistema da válvula borboleta automotiva. Controladores lineares não podem compensar adequadamente as não linearidades e as forças não lineares são negligenciadas.

Ademais, a técnica de linearização de Taylor, para sistemas não lineares, depende da hipótese de uma pequena faixa de operação para o modelo linear ser validado e, dessa forma, a produtividade deve ser mantida baixa, pois quando a faixa de operação requerida é maior, um controlador linear tem desempenho muito pobre ou instável. Além disso, muitas não linearidades cuja natureza descontínua não permite aproximação linear, tais como o atrito de Coulomb, a não linearidade da mola, saturação, histerese, folga da engrenagem, entre outras que são achadas frequentemente em engenharia de controle e somente permitem aproximação não linear.

Portanto, obter um controlador adequado, com a capacidade de atender aos requisitos é um tópico extremamente necessário para o sistema de controle não linear da válvula borboleta eletrônica.

1.1 OBJETIVO

O objetivo deste trabalho é projetar três compensadores não lineares para a válvula borboleta eletrônica automotiva, com duas modelagens diferentes. (modelo de Loh et al. (2013) e o modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola), para cada um dos projetos dos compensadores. As técnicas de controle utilizadas são: linearização por realimentação entrada-saída, modos deslizantes empregando a função saturação e modos deslizantes empregando a função tangente hiperbólica. O objetivo do controle é fazer com que a válvula borboleta venha a abrir na posição angular desejada de forma rápida e precisa, melhorando assim a dirigibilidade, economia de combustível, níveis de emissão de poluentes e segurança.

Além do mais, demonstrar-se-á que os métodos de controle atendem à demanda por alta robustez e precisão na abertura não linear da válvula borboleta. Compensar as forças não lineares adequadamente por métodos não lineares leva a um controle de alta acurácia para um raio de ação bem mais largo. Os efeitos das não linearidades não podem ser derivados de métodos lineares e técnicas de análise não linear devem ser desenvolvidas para prever o desempenho do sistema na presença de inerentes não linearidades. Isso porque tais não linearidades causam comportamentos indesejáveis tais como: instabilidades e ciclos limites espúrios.

Vale ainda ressaltar que as não linearidades do sistema serão arroladas gradativamente aos controles propostos, a fim de verificar-se o impacto progressivo de não linearidades omitidas. Entretanto, neste trabalho, somente até duas não linearidades serão tratadas, as quais são: o atrito de Coulomb e a não linearidade da mola. Salientando novamente que a pequena folga entre as engrenagens será considerada uma incerteza.

O trabalho apresenta métodos de modelagem e controle da válvula borboleta, a formulação teórica dos controladores e discussões sobre o projeto dos algoritmos de controle. Além disso, são apresentados resultados simulados com a válvula. Após esta etapa, uma análise comparativa minuciosa evidenciará o grau de eficácia e precisão de cada um dos projetos dos controladores propostos.

1.2 JUSTIFICATIVAS

Ao presente trabalho concerne como justificativas:

a) dirimir a intangibilidade da comunidade científica local em relação aos sistemas complexos não lineares;

b) retomar o que já foi construído no sentido de aperfeiçoamento do controle preciso não linear da válvula borboleta eletrônica automotiva;

c) atender à necessidade de lidar com as incertezas dos parâmetros do modelo, uma vez que um controlador linear baseado em incertezas ou valores obsoletos dos parâmetros do modelo pode exibir significativa degradação do desempenho ou mesmo em instabilidade;

d) analisar possíveis controvérsias no sentido do desenvolvimento e construção de estratégias de controle mais efetivas.

Além do mais, o projeto de mestrado tem como principais contribuições para a comunidade científica local:

a) demonstrar a eficácia do tratamento matemático mais preciso acerca das não linearidades da válvula borboleta;

b) permitir o uso de componentes mais baratos, com características não lineares, uma vez que o controle linear requer sensores e atuadores de alta qualidade para produzir um comportamento linear em um raio de operação específico e restrito;

c) difundir aspectos pouco conferenciados de análise de controle não linear para a válvula borboleta, manifestando suas potencialidades;

d) evidenciar possíveis relevâncias na comparação do desempenho dos controladores não lineares, na inquirição das finalidades precípua dos comandos plasmados.

1.3 METODOLOGIA

Para efetuar o controle da válvula borboleta, foi escolhido o modelo matemático de Loh et al. (2013). Entretanto, a este modelo acrescentar-se-á a não linearidade da mola, uma vez que este autor trabalha somente com a não linearidade do atrito de Coulomb. O modelo matemático da não linearidade da mola é extraído de Rui et al. (2017).

Os parâmetros ou constantes matemáticas que compõem o modelo são em sua grande maioria de Loh et al. (2013), pois em seu artigo também é realizada uma laborosa identificação dos parâmetros do modelo matemático da válvula. Somente um parâmetro, que é da não linearidade da mola, é oriundo de Rui et al. (2017), uma vez que Loh et al. (2013) considerou a não linearidade da mola como uma constante.

Selecionado o modelo matemático e de propriedade dos parâmetros, projeta-se o controle da válvula borboleta, que é efetuado segundo os métodos linearização por realimentação entrada-saída, modos deslizantes empregando a função saturação, modos deslizantes empregando a função tangente hiperbólica. Para executar os algoritmos e simulações o programa MATLAB é utilizado. Ao final, uma comparação entre os desempenho dos controladores é feita, demonstrando qual deles se apresentou mais vantajoso e viável.

1.4 ESTRUTURA DO TRABALHO

O capítulo 2 da dissertação discorre sobre uma revisão bibliográfica resumida onde foram selecionados artigos e suas considerações relevantes. O capítulo 3 apresenta a formulação teórica dos controladores não lineares utilizados. No capítulo 4 estão relatadas as técnicas de controle aplicadas à válvula borboleta automotiva com suas respectivas memórias de cálculo. O capítulo 5 expõe os resultados simulados. E, por fim, no capítulo 6 estão expressas as considerações finais do trabalho.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA RESUMIDA

Neste capítulo estão reunidos artigos, os quais foram selecionados com o intuito de expor a alterabilidade de modelagens, técnicas, resultados e conclusões para o controle eletrônico da válvula borboleta automotiva; onde estão enfatizados os elementos mais relevantes de cada um deles. Os artigos selecionados adequar-se-ão também como indicadores e referência aproximada para a constituição da dissertação.

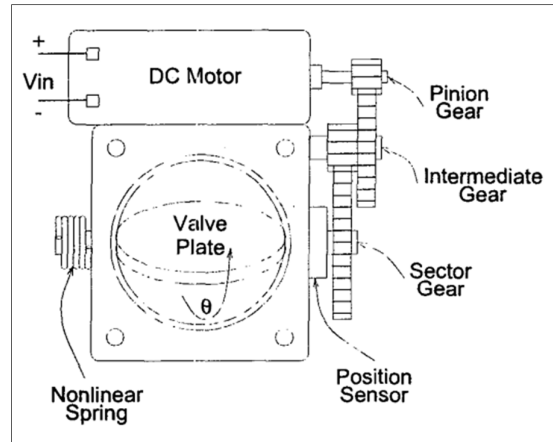
2.1 ABORDAGEM PARA A VÁLVULA BORBOLETA SEGUNDO PAN ET AL. (2001)

Esta abordagem propõe um controlador de estrutura variável (VS) com a abordagem *backstepping* e projetou um observador de estados por modos deslizantes, para estimar as variáveis não mensuráveis, uma vez que o sistema da válvula borboleta controlada eletronicamente apresenta duas variáveis de estado, ou seja, a velocidade angular e a corrente que não são medidas. O autor também assevera que apesar das não linearidades não suaves e das incertezas paramétricas, o controlador VS com o observador garantiu o rastreamento preciso do ângulo de referência da válvula borboleta.

2.1.1 Esquema Da Válvula Borboleta Eletrônica Automotiva - Pan et al. (2001)

O sistema de controle da válvula borboleta automotiva é um sistema altamente não linear, como mostrado na figura 2.1. A válvula borboleta consiste em um motor, uma engrenagem do pino do motor, uma engrenagem intermediária, uma engrenagem do setor, o disco da válvula e uma mola não linear. Parte dos componentes envolve não linearidades não suaves, tais como: fricção de *stick-slip*, a mola não linear e a folga da engrenagem.

Figura 2.1 - Válvula borboleta eletrônica automotiva.



Fonte: Pan et al. (2001).

Em que θ é o ângulo de abertura da válvula e V_{in} é a tensão de entrada do motor DC.

2.1.2 Não Linearidades da Válvula Borboleta Automotiva

A válvula borboleta eletrônica envolve três complexas não linearidades, tais são: o torque do atrito *stick-slip* ($T_f(\omega)$), o torque da mola não linear $T_{sp}(\theta)$ e a folga da engrenagem $f_{bl}(z, \delta)$.

- Fricção *Stick-Slip* – Atrito de Coulomb

Em seu artigo, o modelo do atrito de Coulomb é considerado e é dado por:

$$T_f(\omega) = \begin{cases} F_s & \omega > 0 \\ 0 & \omega = 0 \\ -F_s & \omega < 0 \end{cases} \quad (2.1)$$

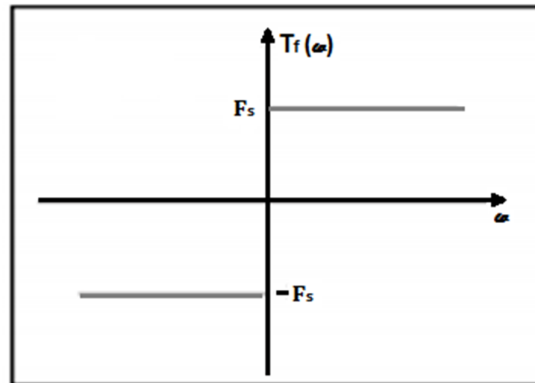
Em que:

$T_f(\omega)$ - torque do atrito *stick-slip*;

F_s - constante positiva;

ω - velocidade angular do rotor.

Figura 2.2 - Atrito de Coulomb.

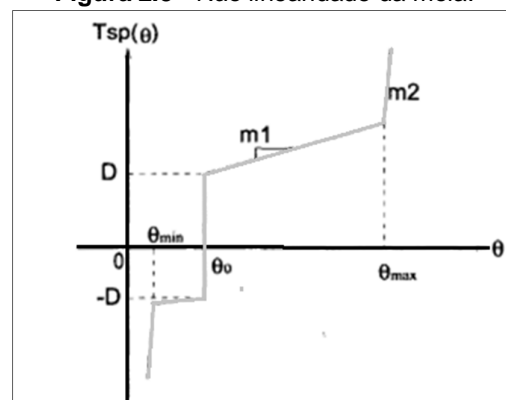


Fonte: Pan et al. (2001).

- Não Linearidade da Mola

Uma característica típica da válvula borboleta eletrônica é possuir uma mola rígida, que é usada como um mecanismo à prova de falhas. Esta mola força o disco da válvula retornar à posição original de *limp home* (aproximadamente 7°), na qual nenhuma força é aplicada. Deste modo, uma pequena quantidade de ar pode ser fornecida para o motor. Também o movimento do disco da válvula é limitado dentro de um ângulo máximo (90°) e mínimo (0°). Estas paradas limitadas são realizadas por uma mola altamente rígida, idealmente com infinito ganho. A característica do modelamento da mola é mostrada na figura 2.3:

Figura 2.3 - Não linearidade da mola.



Fonte: Pan et al. (2001).

Em que:

θ_{min} - ângulo mínimo de abertura da válvula;

- θ_{max} - ângulo máximo de abertura da válvula;
- θ_0 - posição inicial e inercial do ângulo de abertura da válvula;
- D - *offset* da mola;
- m_1 - ganho da mola e coeficiente angular da reta 1;
- m_2 - ganho da parada limite da mola e coeficiente angular da reta 2;
- $T_{sp}(\theta)$ - torque da mola não linear.

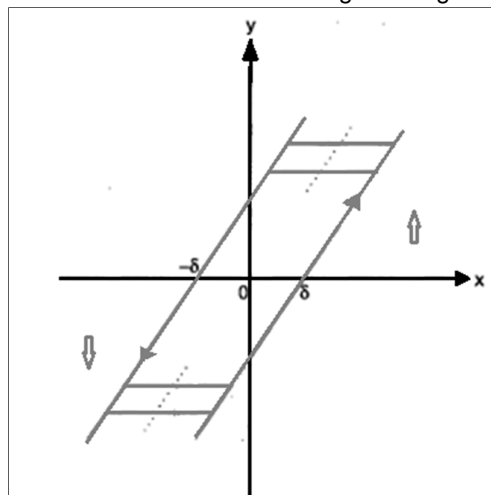
- Folga da Engrenagem

A válvula borboleta eletrônica, em geral, contém três engrenagens para transferir o torque do motor para o disco da válvula, porém algumas outras válvulas têm duas engrenagens. Dessa forma, existe folga entre os dentes. O modo mais simples para modelar é usar a não linearidade da folga da engrenagem como uma função de torque de entrada, que é expressa como:

$$y = f_{bl}(x, \delta) \quad (2.2)$$

Em que x e y são os torques de entrada e de saída, respectivamente e δ é a largura de banda morta. A característica da não linearidade da mola é mostrada na figura 2.4:

Figura 2.4 - Não linearidade da folga da engrenagem.



Fonte: Pan et al. (2001).

2.1.3 Modelagem Matemática da Válvula Borboleta Segundo Pan et al. (2001)

Definem-se os parâmetros da válvula borboleta eletrônica como sendo:

J_m - constante de inércia do rotor;

J_{int} - constante de inércia da engrenagem intermediária;

J_{sect} - constante de inércia da engrenagem do setor;

J_{ps} - constante de inércia do disco e da haste;

B_m - constante de amortecimento viscoso do motor;

B_{int} - constante de amortecimento viscoso da engrenagem intermediária;

B_{ps} - constante de amortecimento viscoso do disco e da haste da válvula;

N_p - número de dentes da engrenagem do pino;

N_{intl} - número de dentes da engrenagem intermediária larga;

N_{ints} - número de dentes da engrenagem intermediária estreita;

N_{sect} - número de dentes da engrenagem do setor;

L - indutância do motor;

R - resistência do motor;

K_t - constante de torque do motor;

K_v - constante de força eletromotriz do motor;

T_{stick} - torque de fricção *Stick-Slip* (*Sticking*);

T_{slip} - torque de fricção *Stick-Slip* (*Slipping*).

Posto isto, primeiramente é desenvolvido o modelo da válvula borboleta eletrônica sem a folga da engrenagem. A razão entre a engrenagem intermediária e a engrenagem do pino é definida como $K_{g1} = N_p/N_{intl}$ e a razão entre a engrenagem do setor e a engrenagem intermediária é definida como $K_{g2} = N_{ints}/N_{sect}$. A velocidade angular do rotor é definida como ω e a posição angular do disco da válvula é definida como θ . A inércia total e o coeficiente de amortecimento total são respectivamente determinados por:

$$J_{tot} = J_m + K_{g1}^2 J_{int} + (K_{g1}K_{g2})^2 (J_{ps} + J_{sect}) \quad (2.3)$$

$$B_{tot} = B_m + K_{g1}^2 B_{int} + (K_{g1} K_{g2}) B_{ps} \quad (2.4)$$

Considerando a fricção e o torque da mola não linear, a equação dinâmica é obtida como:

$$J_{tot} \dot{\omega} = -B_{tot} \omega - T_f(\omega) - T_{sp}(\theta) + K_t z \quad (2.5)$$

Em que z é a corrente. O relacionamento entre a posição angular do disco da válvula e a velocidade angular do rotor é descrita por:

$$\dot{\theta} = (K_{g1} K_{g2}) \omega \quad (2.6)$$

Como um resultado, incluindo a parte do motor, o modelo da válvula borboleta é dado por:

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{\theta} = (K_{g1} K_{g2}) \omega \\ \dot{\omega} = \frac{B_{tot}}{J_{tot}} \omega - \frac{1}{J_{tot}} T_f(\omega) - \frac{1}{J_{tot}} T_{sp}(\theta) + \frac{K_t}{J_{tot}} z \\ \dot{z} = \frac{K_v}{L} \omega - \frac{R}{L} + \frac{1}{L} u \end{array} \right. \quad (2.7)$$

Incluindo o efeito da não linearidade da folga da engrenagem $f_{bl}(x, \delta)$, que é usada como uma parcela da função da saída do atuador, o modelo da válvula borboleta pode ser expresso como:

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{\theta} = (K_{g1} K_{g2}) \omega \\ \dot{\omega} = \frac{B_{tot}}{J_{tot}} \omega - \frac{1}{J_{tot}} T_f(\omega) - \frac{1}{J_{tot}} T_{sp}(\theta) + \frac{K_t}{J_{tot}} f_{bl}(x, \delta) \\ \dot{z} = \frac{K_v}{L} \omega - \frac{R}{L} + \frac{1}{L} u \end{array} \right. \quad (2.8)$$

Considerando a folga da engrenagem uma incerteza, tem-se:

$$\begin{cases} x_1 = \theta \\ x_2 = (K_{g1} K_{g2}) \\ x_3 = z \end{cases} \quad (2.9)$$

E, destarte, representando as funções não lineares do torque da mola e do torque do atrito de Coulomb com a função sinal:

$$T_f(\omega) = F_s \operatorname{sgn}(\omega) \quad (2.10)$$

$$T_{sp} = m_1(\theta - \theta_0) + D \operatorname{sgn}(\theta - \theta_0) \quad (2.11)$$

Então, a dinâmica supracitada pode ser simplificada como:

$$\begin{cases} \dot{x}_1 = x_2 \\ \dot{x}_2 = a_{21}(x_1 - x_{1\text{inicial}}) + a_{22}x_2 + a_{23}z - \mu \operatorname{sgn}(x_2) - k \operatorname{sgn}(x_1 - x_{1\text{inicial}}) \\ \dot{z} = a_{32}x_2 + a_{33}z + b_3u(t) \end{cases} \quad (2.12)$$

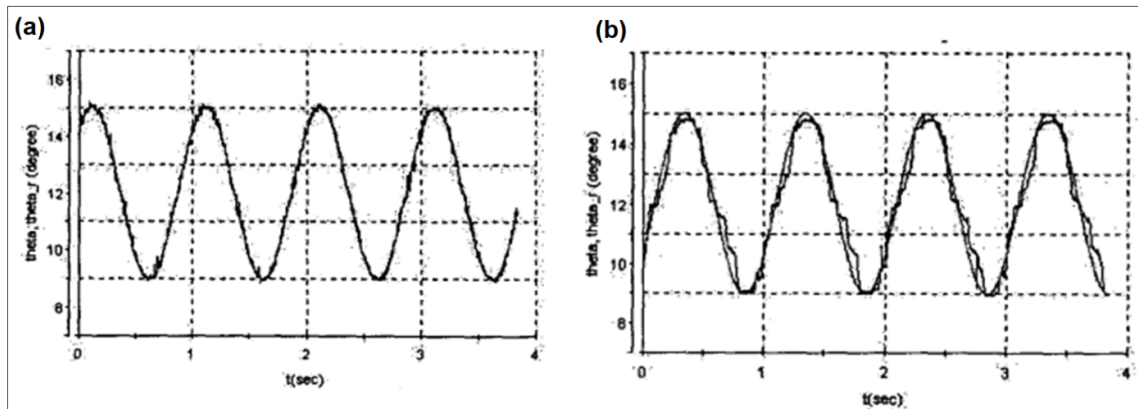
Em que $x_{1\text{inicial}} = \theta_0$, $a_{21} = \frac{K_{g1}K_{g2}m_1}{J_{tot}}$, $a_{22} = \frac{B_{tot}}{J_{tot}}$, $a_{23} = \frac{K_{g1}K_{g2}K_t}{J_{tot}}$, $a_{32} = \frac{-K_v}{LK_{g1}K_{g2}}$,
 $a_{33} = -\frac{R}{L}$, $b_3 = \frac{1}{L}$, $k = \frac{K_{g1}K_{g2}F_s}{J_{tot}}$ e $\mu = \frac{K_{g1}K_{g2}D}{J_{tot}}$.

2.1.4 Considerações finais de Pan et al. (2001)

- O autor usou o controlador *backstepping* e o controlador PID, com os quais simulou e testou experimentalmente o modelo para comparar performances. Dessarte, asseverou que a simulação e os resultados experimentais mostram que o controlador *backstepping* foi implementado com sucesso para resolver o problema de controle para a válvula borboleta em que não linearidades não suaves e incomparáveis incertezas de parâmetros existem.

- Ficou demonstrado que o desempenho do controlador *backstepping* foi mais satisfatório do que o desempenho do controlador PID, embora se tenha ajustado os parâmetros do controlador PID para a melhor performance possível.

Figura 2.5 - (a) Resultado experimental com o controlador *backstepping* (b) Resultado experimental com o controlador PID.



Fonte: Pan et al. (2001).

2.2 ABORDAGEM PARA A VÁLVULA BORBOLETA SEGUNDO YADAV ET AL. (2015)

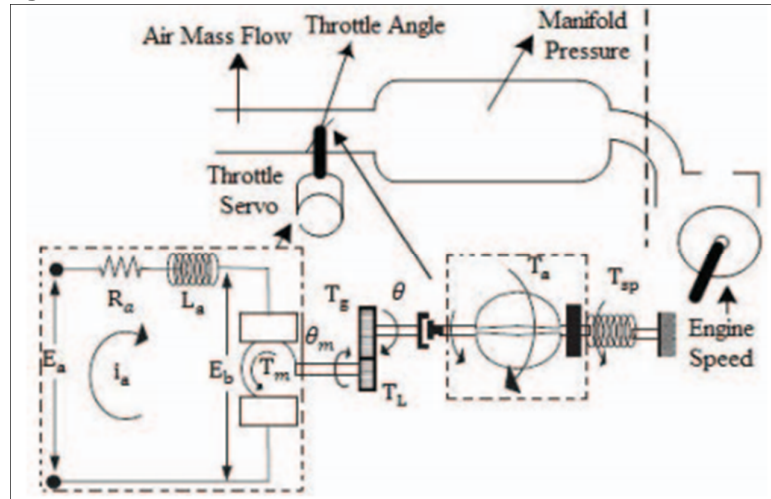
Este autor propôs um controle por modos deslizantes baseado em lógica *Fuzzy* (*FSMC*), o qual sugere que pode apresentar um recurso robusto e com menos esforço computacional no projeto do controlador. Além do mais, ele fez uma análise comparativa entre os controladores: PID convencional, PI convencional, PD convencional, *FSMC* com PD (sem integrador), *FSMC* com PID (com integrador); todos com seus parâmetros ajustados por lógica *Fuzzy*. Diante de sua comparação, afirma que os controladores *FSMC* com PD e *FSMC* com PID tiveram o melhor desempenho, vividamente, em termos de *OS*, *RT*, *ST* e *steady state*, quando comparados, e isto também reduz os esforços computacionais complexos consideravelmente.

2.2.1 Esquema Da Válvula Borboleta Eletrônica Automotiva - Yadav et al. (2015)

O sistema mecatrônico de um motor automotivo com o *ETCS* é mostrado na figura 2.6. Esta configuração tem muitas características tais como: uma ampla gama

de velocidade, melhora da eficiência global, reduz poluição, etc.. Portanto, é necessário controlar a velocidade do motor que varia com o tempo e depende fortemente da atuação do combustível, por exemplo: a relação ar-combustível.

Figura 2.6 - Sistema mecatrônico de um motor automotivo com *ETCS*.

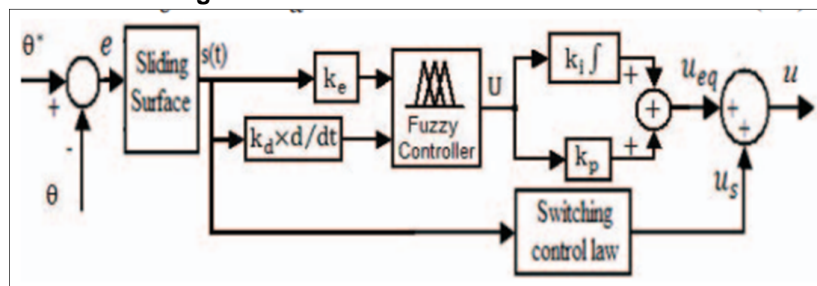


Fonte: Yadav et al. (2015).

2.2.2 Esquema de Controle Da Válvula Borboleta Eletrônica Automotiva – Yadav et al. (2015)

O controlador *Fuzzy* adaptado com a técnica de controle não linear modos deslizante sugerida (*FSMC*), tem sua estrutura mostrada na figura 2.7:

Figura 2.7 - Estrutura do controlador *FSMC*.



Fonte: Yadav et al. (2015).

2.2.3 Modelagem Matemática da Válvula Borboleta Segundo Yadav et al. (2015)

Uma vez que o *ETCS* usa um servomotor DC para rotacionar o disco da válvula borboleta, a dinâmica do servomotor DC para projeto do *ETCS* é descrito pelas equações (2.13) e (2.14):

$$\frac{di_a}{dt} = \left(\frac{1}{L_a}\right) \left(R_a i_a - K_b N \frac{d\theta}{dt} + e_a\right) \quad (2.13)$$

$$\frac{d^2\theta}{dt} = \frac{1}{J} \left[-B \left(\frac{d\theta}{dt}\right) + NT_m - T_{sp} - T_a\right] \quad (2.14)$$

Em que:

i_a - corrente de armadura;

e_a - tensão de armadura;

K_b - constante de força contra eletromotriz;

R_a - resistência do motor;

L_a - indutância do motor;

N - razão da engrenagem.

N é dada por:

$$N = \frac{\theta_m}{\theta} = \frac{T_g}{T_L} \quad (2.15)$$

Tal que:

θ_m – posição angular do eixo do motor;

θ – posição angular do disco da válvula;

T_g – torque transmitido da engrenagem para a válvula;

T_L – toque da carga do lado do circuito mecânico da válvula;

T_m – torque do motor.

T_m é definido como:

$$T_m = K_t i_a \quad (2.16)$$

Tal que:

K_t – constante do torque do motor;

J_m – momento de inércia do motor;

J_g – momento de inércia da válvula borboleta.

Os quais fornecem:

$$J = N^2 J_m + J_g \quad (2.17)$$

Sendo:

B_m – constante de amortecimento do motor;

B_t – constante de amortecimento da válvula borboleta.

Os quais fornecem:

$$B = N^2 B_m + B_t \quad (2.18)$$

Sendo:

T_{sp} – torque de retorno da mola (não linearidade da mola);

K_{sp} – constante da mola da válvula borboleta;

θ_0 – ângulo inicial da válvula borboleta.

Os quais fornecem:

$$T_{sp} = K_{sp}(\theta + \theta_0) \quad (2.19)$$

O fluxo de ar sobre o disco da válvula induz um pequeno torque T_a , que é o torque devido ao fluxo de massa de ar no disco da válvula, dado por:

$$T_a = R_{af} f_a \cos \theta \quad (2.20)$$

Em que:

R_{af} – ponto focal do fluxo de ar no disco da válvula borboleta;

f_a – força do ar atingindo o disco da válvula, paralelo à direção do fluxo de ar.

f_a é dada por:

$$f_a = \Delta P A_p \cos \theta \quad (2.21)$$

Em que:

A_p – área do disco da válvula.

A_p é dada por:

$$A_p = \pi R_p^2 \quad (2.22)$$

$$\Delta P = P_{atm} - P_m \quad (2.23)$$

De maneira que P_m são pressões diversas e são uma função que aborda a pressão atmosférica, dependente do ângulo não linear, quando a válvula se aproxima de um estado totalmente aberto. São dadas por:

$$P_m = f(\theta, P_{atm}, N) \quad (2.24)$$

Portanto:

$$T_a = R_{af} \Delta P \pi R_p^2 (\cos \theta)^2 \quad (2.25)$$

Redução dinâmica – Devido ao pequeno valor da indutância, de armadura L_a , o seu efeito foi negligenciado. Dessa forma, as equações (2.13) e (2.14) fornecem o sistema completo representado pela equação (2.26):

$$\ddot{\theta} = -\left(\frac{B}{J} + \frac{N^2 K_t K_b}{R_a J}\right) \dot{\theta} - \frac{K_{sp}}{J} \theta + \frac{N K_t}{R_a J} e_a - T_L \quad (2.26)$$

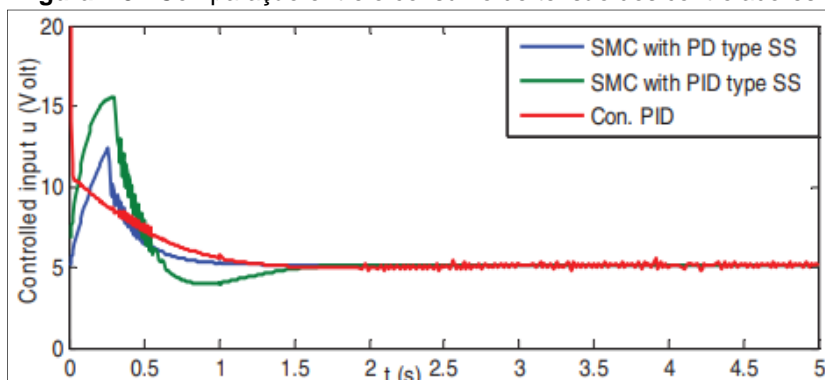
Em que T_L é o torque na carga, dado por:

$$T_L = \frac{K_{sp} \theta_0 + T_a}{J} \quad (2.27)$$

2.2.4 Considerações finais de Yadav et al. (2015)

- O autor assevera que o controle por modos deslizantes, baseado na lógica *Fuzzy*, apresenta um recurso robusto e com menos esforço computacional em comparação com os convencionais PD, PI e PID. O tempo de resposta, porém, foi maior que 1 segundo para todos os controladores.
- Quando o autor faz uma comparação entre o consumo de tensão dos controladores, o controle por modos deslizantes proporcional derivativo obteve maior economia, conforme a figura 2.8:

Figura 2.8 - Comparação entre o consumo de tensão dos controladores.



Fonte: Yadav et al. (2015).

- O autor simulou apenas e não implementou. Ademais, não considerou as não linearidades da válvula borboleta como o atrito de Coulomb, a não linearidade

da mola e a folga da engrenagem. Considerou o torque da mola como sendo linear e também considerou um pequeno torque devido ao fluxo de ar no disco da válvula como sendo não linear. O autor fez uma redução dinâmica, desprezando a indutância do servomotor CC.

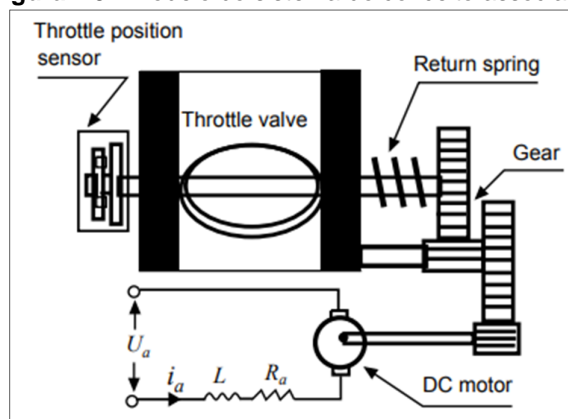
2.3 ABORDAGEM PARA A VÁLVULA BORBOLETA SEGUNDO NAKANO ET AL. (2006)

Esta abordagem propõe um controle por modos deslizantes usando um hiperplano deslizante com função aumentada, que é um novo método de controle por modos deslizantes acoplado a um observador de sistema de estrutura variável não linear (VSS). O autor foi capaz de mostrar que o erro da trajetória converge para zero, sem *chattering*, dentro de um tempo de controle prescrito. No entanto, sugere que seja elaborado um modelo mais preciso da válvula borboleta, uma vez que usou apenas a não linearidade do atrito de Coulomb e desprezou as demais como a folga da engrenagem, a mola não linear e a saturação na entrada.

2.3.1 ESQUEMA DA VÁLVULA BORBOLETA ELETRÔNICA AUTOMOTIVA - NAKANO ET AL. (2006)

Seu esquema também exibe um sensor de posição do disco da válvula para calcular seu ângulo de abertura, conforme figura 2.9:

Figura 2.9 - Modelo do sistema do conceito associado.



Fonte: Nakano et al. (2006).

2.3.2 Modelagem Matemática da Válvula Borboleta Segundo Nakano et al. (2006)

A relação entre a corrente i_a e a tensão de entrada U_a na armadura do circuito é descrita como:

$$L \frac{d i_a}{dt} + R_a i_a + K_e N \frac{d\theta}{dt} = U_a \quad (2.28)$$

Em que L e R_a são a indutância e a resistência. K_e é a constante de tensão indutiva. N é a razão de engrenagem. θ é o ângulo de abertura da válvula. O torque eletromagnético gerado pelo motor DC é dado por:

$$T = K_t i_a \quad (2.29)$$

Então, obtém-se:

$$J \frac{d^2\theta}{dt^2} + D \frac{d\theta}{dt} + d_k \operatorname{sgn}\left(\frac{d\theta}{dt}\right) k_s \theta = N k_t i_a \quad (2.30)$$

Em que J é o momento de inércia ao redor do eixo da válvula, D é o coeficiente de fricção e k_s é a constante de retorno da mola.

Ignorando a indutância L , pode-se obter a equação (2.31), substituindo a equação (2.28) na equação (2.30):

$$\ddot{\theta} = -\frac{1}{J} \left(D + \frac{N^2 K_t K_e}{R_a} \right) \dot{\theta} - \frac{1}{J} d_k \operatorname{sgn}(\dot{\theta}) - \frac{1}{J} K_s \theta + \frac{N K_t}{R_a J} U_a \quad (2.31)$$

Definindo as variáveis de estado como $x_1 = \theta$ e $x_2 = \dot{\theta}$ na equação (2.31), pode-se fornecer o estado e as equações de entrada:

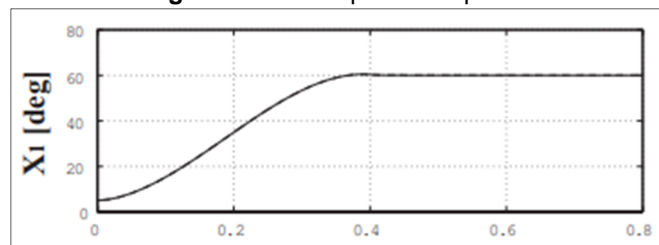
$$\begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_2 \\ a_1 x_1 + a_2 \operatorname{sgn}(x_2) + a_3 x_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} b_1 \\ b_2 \end{bmatrix} U_a(t) \quad (2.32)$$

Em que $a_1 = -(K_s) / J$, $a_2 = -d_k / J$, $a_3 = -\left(\frac{D}{J} + N^2 K_t / K_e\right) / (R_a J)$, $b_1 = 0$ e $b_2 = N k_t / R_a J$.

2.3.3 Considerações finais de Nakano et al. (2006)

- O autor considerou apenas a não linearidade do atrito de Coulomb em seu modelo matemático e realizou a redução dinâmica ao desprezar o efeito da indutância da armadura do motor DC. Ele simulou e validou experimentalmente.
- O tempo de resposta foi de aproximadamente 0,4s, conforme figura 2.10:

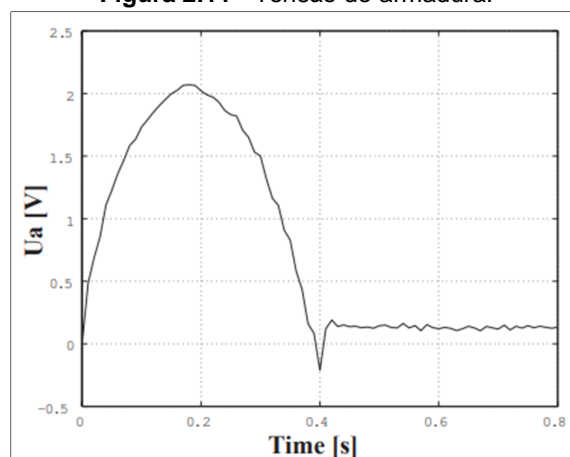
Figura 2.10 - Tempo de Resposta.



Fonte: Nakano et al. (2006).

- Houve um gasto relativamente baixo de tensão para o ângulo de abertura conforme a figura 2.11:

Figura 2.11 - Tensão de armadura.



Fonte: Nakano et al. (2006).

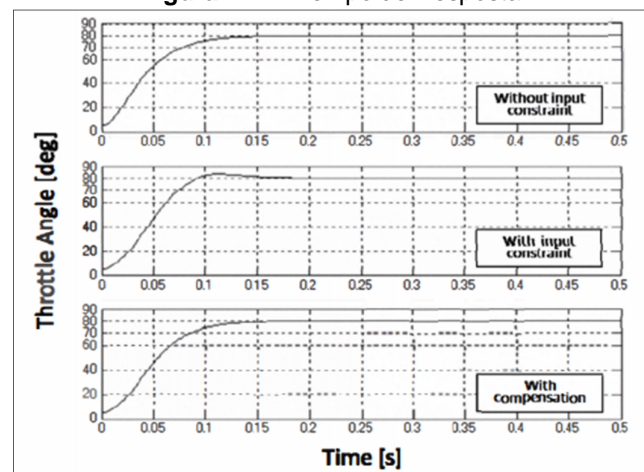
2.4 ABORDAGEM PARA A VÁLVULA BORBOLETA SEGUNDO ZHANG ET AL. (2011)

Esta abordagem propõe um controle por modos deslizantes integral (SMC com PID) com restrição na entrada (a restrição da tensão de entrada está limitada entre -5V e +5V). As características de desempenho foram bem satisfeitas, porém o autor considerou apenas a não linearidade da mola, desprezando as outras não linearidades, tratando-as como eventuais perturbações e incertezas do sistema.

2.4.1 Considerações finais de Zhang et al. (2011)

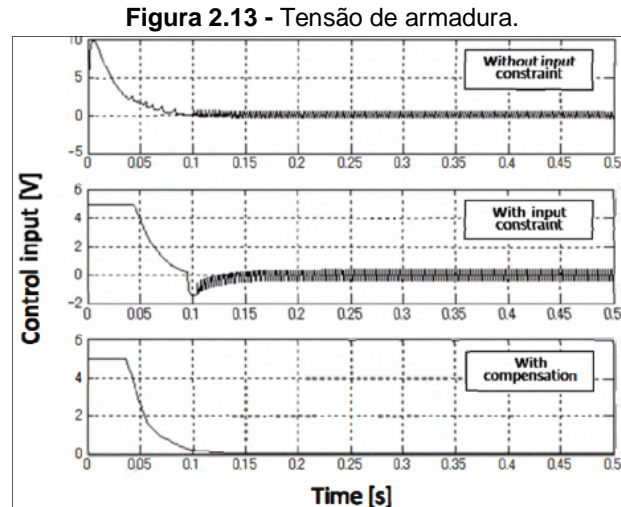
- Um modelo de válvula borboleta com restrição na entrada, como o objetivo de controle, foi construído com uma mola não linear.
- A resistência variável do motor, seu coeficiente de viscosidade e não linearidades não suaves foram adicionados, como perturbações, para permitir observar a robustez do sistema.
- O resultado da simulação mostra que o método de compensação proposto pode seguir um sinal de referência com sucesso, sem qualquer sobressinal, mesmo se o desvio da função chaveada foi induzido pela restrição da entrada.
- Também foi satisfeita a exigência da aplicação prática, do tempo gasto em alcançar 95% do valor do sinal de referência ser inferior a 0,1s e há robustez em eventual mudança de parâmetros, conforme a figura 2.12:

Figura 2.12 - Tempo de Resposta.



Fonte: Zhang et al. (2011).

- Houve um gasto relativamente baixo de tensão para o ângulo de abertura conforme a figura 2.13:



Fonte: Zhang et al. (2011).

- O *chattering* (vibrações de altíssima frequência na saída do controlador, devidas à própria lei de controle ter natureza chaveada) foi eliminado também pelo ganho chaveado variável no método proposto.
- O autor não especificou e não discorreu sobre os parâmetros de controle para sintonia do método.

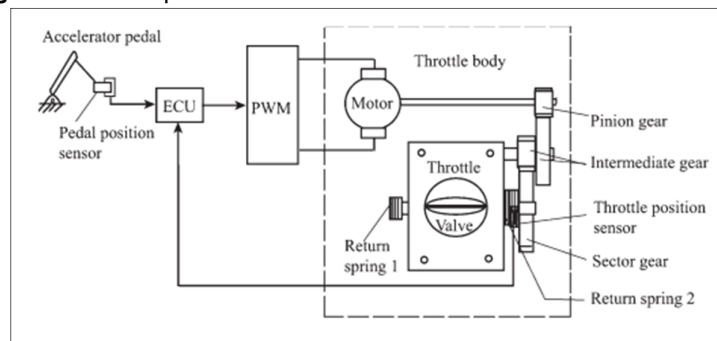
2.5 ABORDAGEM PARA A VÁLVULA BORBOLETA SEGUNDO JIAO ET AL. (2014)

Esta abordagem propõe uma estratégia de controle adaptativo a fim de obter um posicionamento mais preciso do ângulo de abertura da válvula borboleta no caso de parâmetros incertos. A estrutura do controle adaptativo proposto compreende um controlador do tipo PID com parâmetros de ganho adaptativos, um compensador *feedforward* adaptativo e compensadores de não linearidade adaptativos para o atrito de Coulomb, não linearidade da mola e folga da engrenagem.

2.5.1 Esquema Da Válvula Borboleta Eletrônica Automotiva - Jiao et al. (2014)

Um esquemático do sistema que compõem a válvula borboleta é mostrado na figura 2.14:

Figura 2.14 - Esquemático do sistema de controle da válvula borboleta.



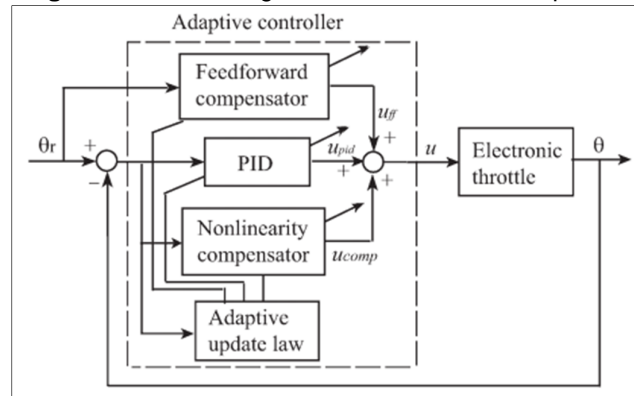
Fonte: Jiao et al. (2014).

Quando o pedal do acelerador é pressionado, o movimento do pedal é medido por um sensor tipo potenciômetro e é transferido em um sinal de tensão. Enquanto isso, o sensor de posição da válvula também colocará a abertura real da válvula em outro sinal de tensão, e ambos os sinais de tensão são enviados para a *ECU* ao mesmo tempo. O sinal de controle gerado pela *ECU* é a tensão de armadura para o motor, gerando a correspondente ação de rotação, que é controlada pela variação do ciclo de trabalho da tensão modulada por largura de pulso. O movimento de rotação é em seguida transferido do eixo do motor para o eixo do disco através da marcha para obter ou manter uma abertura da válvula correspondente.

2.5.2 Esquema de Controle Da Válvula Borboleta Eletrônica Automotiva Segundo Jiao et al. (2014)

O controlador proposto consiste em um controlador tipo PID com parâmetros de ganho adaptativo para seguimento de posição precisa, um compensador *feedforward* adaptativo para o sinal de referência e um compensador de não linearidade para tratamento da fricção de Coulomb, não linearidade da mola e folga da engrenagem; conforme a estrutura mostrada na figura 2.15:

Figura 2.15 - Estratégias de controle servo adaptativo.

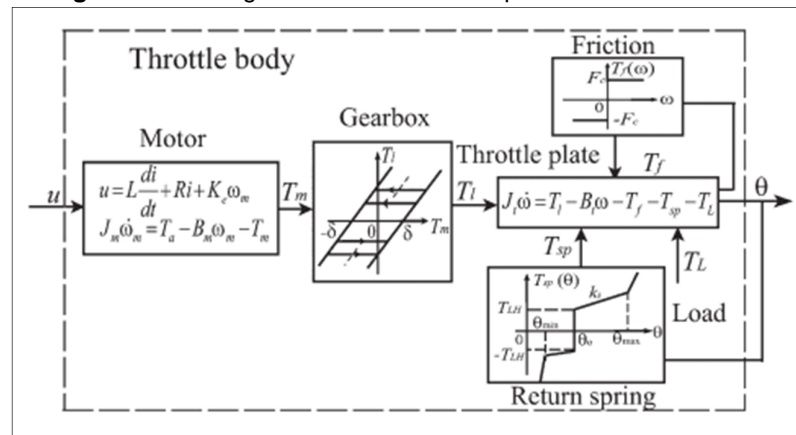


Fonte: Jiao et al. (2014).

2.5.3 Modelagem Matemática da Válvula Borboleta Segundo Jiao et al. (2014)

O comportamento dinâmico do corpo da válvula borboleta é descrito por um modelo matemático de um motor elétrico linear padrão e a equação de movimento do disco da válvula. Simultaneamente, a conexão de torques entre o motor, o disco da válvula e as não linearidades características (fricção, retorno da mola e caixa de engrenagens) são levadas em conta. O diagrama de blocos do modelo do corpo da válvula borboleta é mostrado na figura 2.16:

Figura 2.16 - Diagrama de blocos do corpo da válvula borboleta.



Fonte: Jiao et al. (2014).

Devido ao pequeno valor da indutância da armadura do motor, o efeito do atraso da armadura é negligenciado (redução dinâmica). A dinâmica do sistema pode ser descrita da seguinte forma:

$$J_m \dot{\omega}_m = T_a - B_m \omega_m - T_m \quad (2.33)$$

$$T_a = K_t \frac{u - K_e \omega_m}{R} \quad (2.34)$$

$$J_t \dot{\omega} = T_l - B_t \omega - T_f - T_{sp} - T_L \quad (2.35)$$

Em que:

u – tensão de controle na entrada;

R – resistência total da armadura do circuito;

T_a – torque do motor;

T_f – torque de fricção *stick-slip*;

T_{sp} – torque de retorno da mola;

T_L – torque de carga incluindo o torque da perturbação causada pelo efeito da força do fluxo de ar atingindo o disco da válvula;

T_m e T_l – são o torque de entrada e de saída da caixa de engrenagem, respectivamente;

ω_m – velocidade angular do motor;

θ – posição (ângulo de abertura) do disco da válvula, $\omega = \dot{\theta}$;

B_m e B_t – são as constantes de amortecimento viscoso do motor e do disco da válvula, respectivamente;

J_m e J_t – momentos de inércia do motor e da válvula, respectivamente.

O modelo da fricção *stick-slip* é dado por:

$$T_f(\omega) = F_C \operatorname{sgn}(\omega) \quad (2.36)$$

Em que F_C é o parâmetro de fricção de Coulomb. A característica da mola não linear é modelada como:

$$T_{sp} = \begin{cases} T_{LH} + K_s(\theta - \theta_0), & \theta_0 < \theta < \theta_{max} \\ -T_{LH} - K_s(\theta - \theta_0), & \theta_{min} < \theta < \theta_0 \end{cases} \quad (2.37)$$

$$T_{sp} = T_{LH} \operatorname{sgn}(\theta - \theta_0) + K_s(\theta - \theta_0), \quad \theta_{min} < \theta < \theta_{max} \quad (2.38)$$

Em que:

θ_0 – posição angular padrão inicial, chamada de posição de *limp home*;

θ_{min} e θ_{max} – mínima e máxima posição angular do disco da válvula respectivamente;

K_s – ganho da mola;

T_{LH} – *offset* da mola.

A não linearidade da folga da engrenagem é geralmente descrita como:

$$T_l = \begin{cases} n(T_m - \delta), & \dot{T}_m > 0 \text{ e } T_l(t) = n(T_m - \delta) \\ n(T_m + \delta), & \dot{T}_m < 0 \text{ e } T_l(t) = n(T_m + \delta) \\ T_l(t_-), & \text{Outro caso.} \end{cases} \quad (2.39)$$

Em que:

δ – distância da folga da engrenagem;

n – razão da engrenagem;

$T_l(t_-)$ - significa que nenhuma mudança ocorre em $T_l(t)$.

Disto é notado que, no projeto de controle, o modelo da folga da engrenagem pode ser substituído pela equação (2.40):

$$T_e(t) = n T_m + d(T_m(t)) \quad (2.40)$$

Em que:

$d(\cdot)$ – função não linear;

$T_m(t)$ e \dot{T}_m – são funções limitadas;

$|d(T_m(t))| \leq \rho - \rho$ - limite de incerteza, que pode ser manipulado por uma estratégia de controle adotada.

Adequadamente, o modelo de controle orientado do seguinte sistema de controle da válvula borboleta pode ser simplificado para a seguinte forma:

$$\begin{cases} \dot{\theta} = \omega \\ J\dot{\omega} = -\left(B + \frac{n^2 K_t K_e}{R}\right)\omega + \frac{nK_t}{R}u - F_C \operatorname{sgn}(\omega) - K_S(\theta - \theta_0) - T_{LH} \operatorname{sgn}(\theta - \theta_0) + \tau_D \end{cases} \quad (2.41)$$

Em que:

J é o equivalente total da constante de inércia, dado por:

$$J = J_t + n^2 J_m \quad (2.42)$$

B é o equivalente total da constante de amortecimento viscoso, dado por:

$$B = B_t + n^2 B_m \quad (2.43)$$

τ_D é considerado como sendo o torque de perturbação generalizado, com o limite de incerteza e $|\tau_D| \leq \eta$, η é uma constante desconhecida. τ_D é dado por:

$$\tau_D = d(T_m) - T_L \quad (2.44)$$

Além do mais, sob consideração de desvios de produção, variações de condições externas, envelhecimento e perturbações, K_S , T_{LH} , F_C , η , θ_0 , R , K_t , K_e , J e B são todos parâmetros incertos. Com as definições adicionais temos $a = \frac{(BR+n^2 K_t K_e)}{nK_t}$, $\bar{b} = \frac{JR}{nK_t}$, $\bar{F}_C = \frac{\bar{b}F_C}{J}$, $\bar{K}_S = \frac{\bar{b}K_S}{J}$, $\bar{T}_{LH} = \frac{\bar{b}T_{LH}}{J}$, $\bar{\theta}_0 = \frac{\bar{b}K_S\theta_0}{J}$ e $\bar{\tau}_D = \frac{\bar{b}\tau_D}{J}$.

Pode-se tornar o modelo de controle na equação (2.41) da seguinte forma:

$$\begin{cases} \dot{\theta} = \omega \\ \bar{b}\dot{\omega} = -a\omega + u - \bar{F}_C \operatorname{sgn}(\omega) - \bar{K}_S(\theta - \bar{\theta}_0) - \bar{T}_{LH} \operatorname{sgn}(\theta - \bar{\theta}_0) + \bar{\tau}_D \end{cases} \quad (2.45)$$

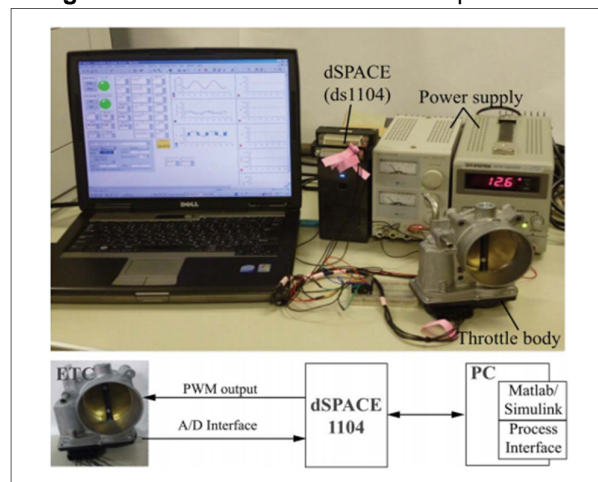
Sendo $|\bar{\tau}_D| \leq \bar{\eta}$ e $\bar{\eta}$ é um parâmetro desconhecido correspondendo a η .

Os parâmetros a , \bar{b} , \bar{F}_C , \bar{K}_s , \bar{T}_{LH} , $\bar{\theta}_0$ e $\bar{\eta}$ são considerados como parâmetros de incerteza estimados por estratégia de controle servo adaptativo, que cobre todos os parâmetros do processo do sistema e não linearidades dos parâmetros característicos.

2.5.4 Considerações finais de Jiao et al. (2014)

- A lei adaptativa é introduzida para ajustar automaticamente os parâmetros do controlador correspondentes à não linearidades dos parâmetros característicos, sem quaisquer esforços de calibração externa.
- O controlador proposto foi validado experimentalmente e possui o esquemático mostrado na figura 2.17:

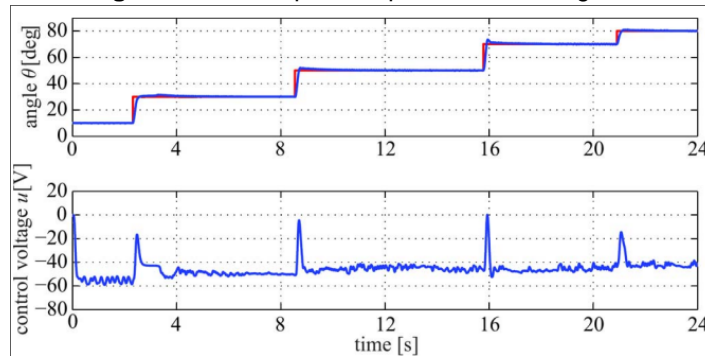
Figura 2.17 - Estrutura do sistema experimental.



Fonte: Jiao et al. (2014).

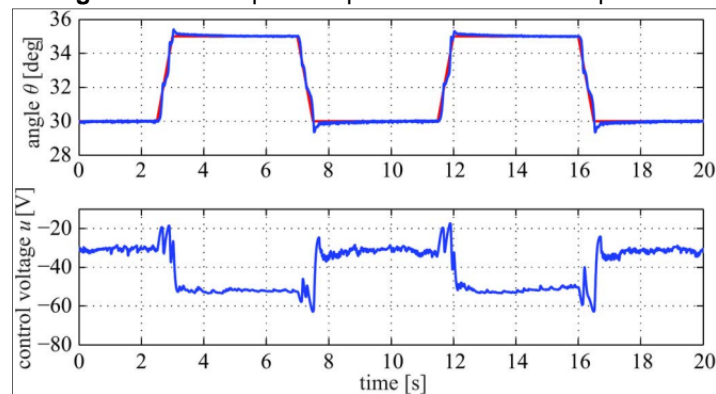
- Na validação experimental, porém, houve um grande consumo de tensão de armadura, conforme mostrado nas figuras 2.18 e 2.19:

Figura 2.18 – Resposta experimental do degrau.



Fonte: Jiao et al. (2014).

Figura 2.19 - Resposta experimental do trem de pulsos.



Fonte: Jiao et al. (2014).

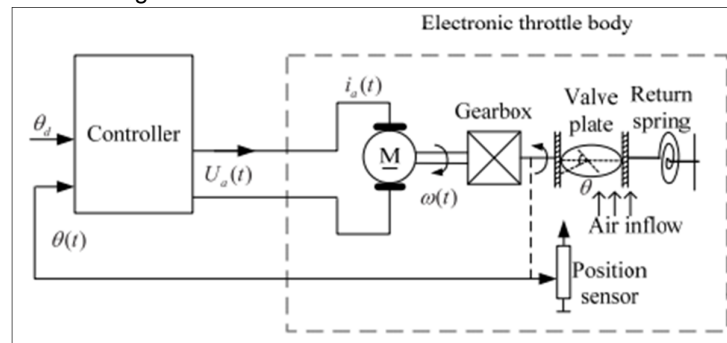
2.6 ABORDAGEM PARA A VÁLVULA BORBOLETA SEGUNDO RUI ET AL. (2017)

Esta abordagem propõe um controlador com a abordagem *backstepping* com saturação de entrada e perturbação externa desconhecida. Um termo de controle de modo deslizante, equivalendo a um sistema de projeto auxiliar, também é utilizado no controlador de rastreamento para neutralizar a perturbação externa desconhecida e compensar os efeitos da saturação na entrada.

2.6.1 Esquema de Controle Da Válvula Borboleta Eletrônica Automotiva - Rui et al. (2017)

Um esquemático do sistema de controle da válvula borboleta composto pela válvula borboleta eletrônica e o controlador é mostrado a seguir na figura 2.20:

Figura 2.20 – Diagrama de blocos do sistema de controle da válvula borboleta.



Fonte: Rui et al. (2017).

2.6.2 Modelagem Matemática da Válvula Borboleta Segundo Rui et al. (2017)

Segue a nomenclatura característica dos parâmetros do trabalho do autor:

$\theta(t)$ - ângulo de abertura da válvula;

θ_d - ângulo de abertura desejado;

$\omega(t)$ - velocidade angular da válvula;

R_a - resistência de armadura;

$i_a(t)$ - corrente de armadura;

$L_a(t)$ - indutância de armadura;

$E_a(t)$ - força contra eletromotriz;

$U_a(t)$ - tensão de entrada do motor DC;

$T_f(t)$ - torque de fricção;

$T_s(t)$ - torque de retorno da mola;

$T_e(t)$ - torque eletromagnético;

$K_a(t)$ - constante de força eletromotriz;

$K_t(t)$ - constante de torque;

$K_s(t)$ - coeficiente de elasticidade da mola;

$K_m(t)$ - coeficiente de compensação de torque da mola;

$K_k(t)$ - coeficiente de fricção de Coulomb;

$K_d(t)$ - coeficiente de fricção de escorregamento;

j - razão de engrenagem;

J_R - momento de inércia equivalente;

Tabela 2.1 - Valores nominais dos parâmetros da válvula borboleta eletrônica.

Parâmetro	Valor	Unidade
j	17	
R_a	4,2	Ω
K_t	0,016	$N.m/A$
K_m	0,024	$N.m/rad$
K_k	0,0048	$N.m.s/rad$
J_R	0,000004	$Kg.m^2$
K_a	0,016	$N.m/A$
K_s	0,107	$N.m$
K_d	0,000004	$N.m.s/rad$

Fonte: Rui et al. (2017).

Como é do conhecimento, o objetivo do controle é obter um desempenho de rastreamento satisfatório do ângulo da válvula borboleta. A dinâmica do motor DC é descrita na equação 2.46:

$$T_e(t) - \frac{1}{j} [T_s(t) + T_f(t)] = J_R \frac{d\omega(t)}{dt} \quad (2.46)$$

As equações de balanço elétrico da armadura são:

$$i_a(t)R_a + L_a \frac{di_a}{dt} + E_a = U_a(t) \quad (2.47)$$

$$E_a(t) = K_a j \omega(t) \quad (2.48)$$

Ignorando a indutância L_a , tem-se:

$$i_a(t) = \frac{U_a(t) - K_a j \omega(t)}{R_a} \quad (2.49)$$

O torque eletromagnético é:

$$T_e(t) = K_t i_a(t) \quad (2.50)$$

Substituindo a equação (2.49) na equação (2.50), o torque eletromagnético é descrito por:

$$T_e(t) = K_t \frac{U_a(t) - K_a j \omega(t)}{R_a} \quad (2.51)$$

Na válvula borboleta eletrônica, as características não lineares são principalmente causadas pelo retorno da mola e fricção. A não linearidade do retorno da mola é modelada como:

$$T_s(t) = K_s(\theta(t) - \theta_0) + K_m \operatorname{sgn}(\theta(t) - \theta_0) \quad (2.52)$$

Em que θ_0 é a posição angular inicial, por *default*, da válvula borboleta, chamada de posição de *limp home*. O torque de fricção não linear, incluindo as partes viscosas e do atrito de Coulomb, é modelado como:

$$T_f(t) = K_d \omega(t) + K_k \operatorname{sgn}(\omega(t)) \quad (2.53)$$

Substituindo as equações (2.51) a (2.53) na equação (2.46), tem-se:

$$\begin{aligned} \frac{d\omega(t)}{dt} = & \frac{K_t U_a(t)}{J_R R_a} - \left(\frac{j K_a K_t}{J_R R_a} + \frac{K_d}{j J_R} \right) \omega(t) - \frac{K_s}{j J_R} (\theta(t) - \theta_0) - \\ & \frac{K_m}{j J_R} \operatorname{sgn}(\theta(t) - \theta_0) - \frac{K_k}{j J_R} \operatorname{sgn}(\omega(t)) \end{aligned} \quad (2.54)$$

Fazendo $u(t) = U_a(t)$, $\mu_0 = \frac{K_t}{J_R R_a}$, $\mu_1 = \frac{K_s}{j J_R}$, $\mu_2 = \frac{j K_a K_t}{J_R R_a} + \frac{K_d}{j J_R}$, $\mu_3 = \frac{K_m}{j J_R}$ e $\mu_4 = \frac{K_k}{j J_R}$, o modelo dinâmico da válvula borboleta considerando o distúrbio externo $d(t)$ é:

$$\begin{cases} \dot{\theta} = \omega(t) \\ \ddot{\theta} = \mu_0 u(t) - \mu_1(\theta(t) - \theta_0) - \mu_2\omega(t) - \mu_3 \operatorname{sgn}(\theta(t) - \theta_0) - \mu_4 \operatorname{sgn}(\omega(t)) + d(t) \end{cases} \quad (2.55)$$

Em que $d(t)$ é o distúrbio externo desconhecido e satisfaz a seguinte restrição da equação (2.56):

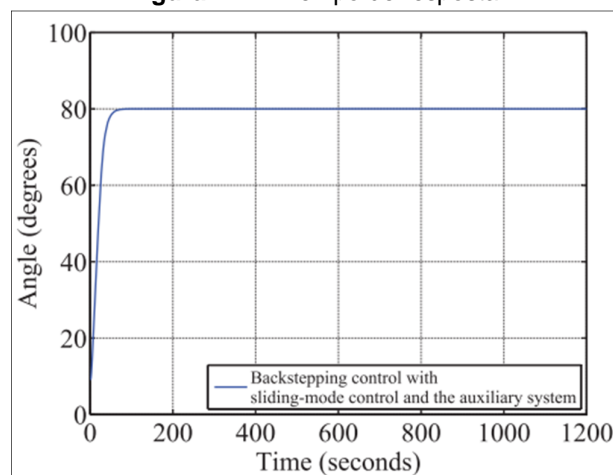
$$|d(t)| \leq D \quad (2.56)$$

Em que D é uma constante desconhecida que indica o máximo valor do distúrbio externo.

2.6.3 Considerações finais de Rui et al. (2017)

- O autor considerou apenas duas não linearidades em seu modelo: a forte dinâmica não linear causada pelo retorno da mola e a fricção de Coulomb.
- O autor caracteriza como perturbação externa desconhecida, a flutuação da vazão de ar e a razão de pressão na válvula borboleta eletrônica i.e.
- A saturação de entrada existe no sistema da válvula borboleta por causa da tensão de entrada do motor de acionamento, que tem uma faixa limitada.
- Apesar do bem elaborado projeto, a proposta do autor não é viável por causa do seu longo tempo de resposta de mais de 50s.

Figura 2.21 - Tempo de resposta.



Fonte: Rui et al. (2017).

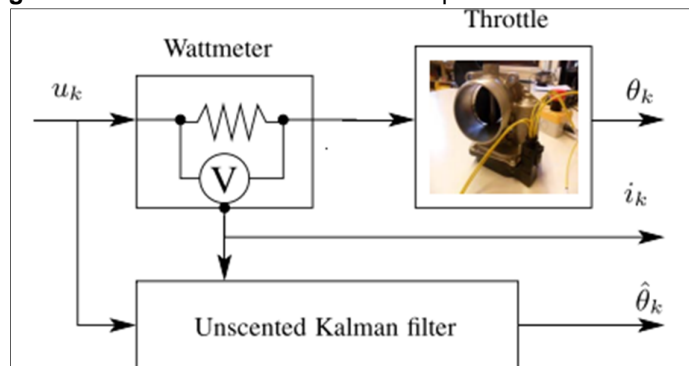
2.7 ABORDAGEM PARA A VÁLVULA BORBOLETA SEGUNDO VARGAS ET AL. (2016)

Esta abordagem emprega o filtro de Kalman *unscentend* (*UKF*) para estimar a posição da válvula borboleta quando as medições da posição estão inacessíveis, por exemplo, quando há falhas no sensor de posição. Nesse caso, um wattímetro externo é conectado ao circuito para medir a potência consumida pelo acelerador e essa informação alimenta o *UKF* e produz a estimativa da posição.

2.7.1 Esquema do Estimador Para a Válvula Borboleta Eletrônica Automotiva - Vargas et al. (2016)

O wattímetro é separado da estrutura do acelerador, mas é organizado para medir a energia elétrica consumida pelo acelerador. As medições do consumo de energia alimentam então o *UKF*. Este filtro então produz uma estimativa da posição da válvula borboleta automotiva. Mede um estado (potência consumida) para estimar outro (posição).

Figura 2.22 - Estrutura do estimador acoplado à válvula borboleta.



Fonte: Vargas et al. (2016).

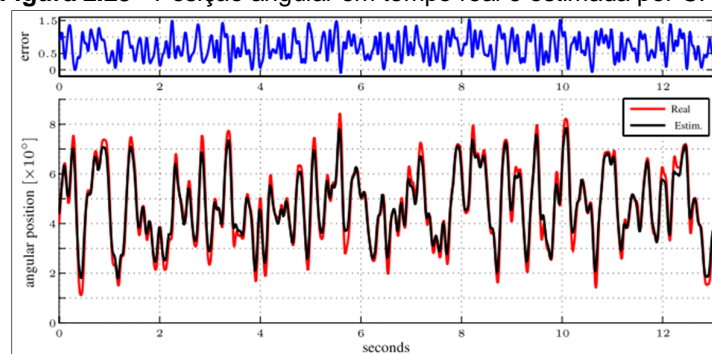
2.7.2 Considerações finais de Vargas et al. (2016)

- Embora confiável e amplamente utilizado pela indústria automotiva, o sensor de posição não está sujeito à falhas. A funcionalidade do acelerador se deteriora, o que é um fato que aumenta os riscos de danos. Alguns especialistas

argumentam que as acelerações repentinas nos veículos da Toyota estão relacionadas a falhas no acelerador.

- Os *UKFs* são úteis em processos com falhas em sensores. No artigo, por exemplo, o autor emprega *UKFs* para estimar a posição de uma válvula borboleta automotiva. Os dados experimentais sugeriram que a estimativa foi bastante precisa, com nível de confiança de 95%. O resultado foi completamente preciso desde que a estimação foi tomada sobre um alcance de 0° a 90° de abertura do disco da válvula. Esta abordagem corrobora a novidade da abordagem supracitada.

Figura 2.23 - Posição angular em tempo real e estimada por *UKF*.



Fonte: Vargas et al. (2016).

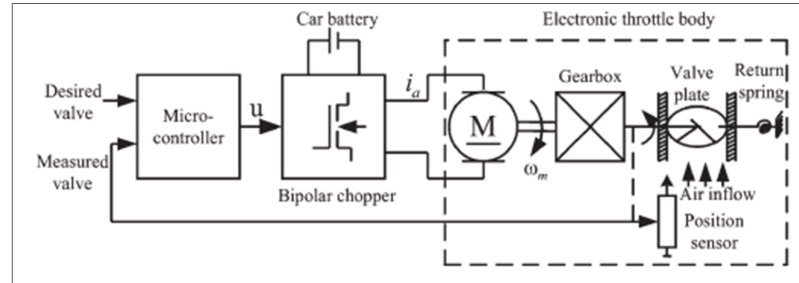
2.8 ABORDAGEM PARA A VÁLVULA BORBOLETA SEGUNDO LI ET AL. (2015)

Esta abordagem propõe um controlador por modos deslizantes integral de *loop* duplo (*DLISMC*), que consiste em um *loop* interno e um *loop* externo, apresentado com base no ângulo de abertura e nos erros de mudança do ângulo de abertura. O controlador é baseado em um observador de estado estendido (*ESO*), que é sugerido pela fatoração do torque de folga na engrenagem e perturbação externa para contornar as incertezas paramétricas e não linearidades, para estimar a mudança do ângulo de abertura da válvula e a perturbação total.

2.8.1 Esquema Da Válvula Borboleta Eletrônica Automotiva - Li et al. (2015)

Um esquemático do sistema de controle da válvula borboleta composto pela válvula borboleta eletrônica e o controlador é mostrado na figura 2.24:

Figura 2.24 - Esquemático do sistema de controle da válvula borboleta.

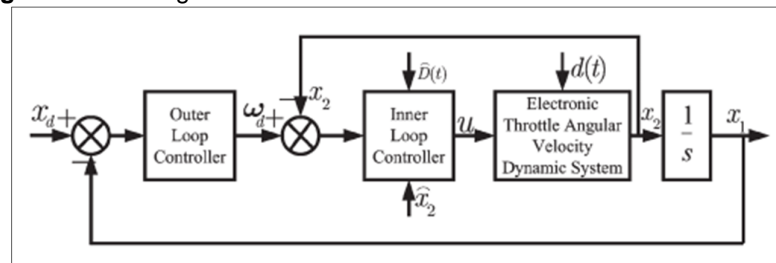


Fonte: Li et al. (2015).

2.8.2 Esquema de Controle Da Válvula Borboleta Eletrônica Automotiva - Li et al. (2015)

O objetivo principal do estudo é apresentar um novo controlador não linear para a válvula borboleta baseado em *SMC* e *ESO*, conforme ilustra a figura 2.25:

Figura 2.25 – Diagrama de blocos do controlador baseado em *SMC* e *ESO*.



Fonte: Li et al. (2015).

Em que:

x_d – valor desejado para a abertura da válvula (ângulo de abertura);

ω_d – velocidade angular desejada;

x_2 – velocidade angular;

$\hat{D}(t)$ – perturbação estimada pelo ESO;

\hat{x}_2 – velocidade angular estimada pelo ESO;

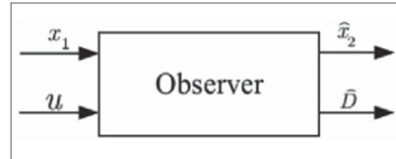
u – entrada de controle e também tensão de entrada no motor CC;

$d(t)$ – perturbação;

x_1 – ângulo de abertura da válvula.

O *ESO* é projetado para estimar a mudança do ângulo de abertura e a perturbação total. Também opera um papel importante no controlador de redução de perturbação, que pode estimar o estado do sistema de controle tão bem quanto a perturbação também, conforme ilustração na figura 2.26:

Figura 2.26 - Funcional básico do *ESO*.



Fonte: Li et al. (2015).

2.8.3 Modelagem Matemática da Válvula Borboleta Segundo Li et al. (2015)

De acordo com as leis de Kirchhoff, abaixo segue a descrição do circuito do enrolamento do motor:

$$L_a \frac{di_a}{dt} + R_a i_a = K_{ch} u - K_v \dot{\theta}_m \quad (2.57)$$

Em que L_a e R_a são a indutância da armadura e a resistência total da armadura do circuito, respectivamente, e i_a e u representam a corrente de armadura do motor CC e a tensão de entrada de controle, respectivamente. K_{ch} e K_v denotam o ganho bipolar e a constante de força eletromotriz, respectivamente. $\dot{\theta}_m$ é a velocidade angular do motor. Em termos de equacionamento de balanceamento de torque, a equação diferencial cinemática da válvula borboleta é:

$$JK_l^2 \ddot{\theta} = K_l K_t i_a - m_s - m_f - m_g \quad (2.58)$$

Em que:

θ – posição (ângulo de abertura) da válvula borboleta;

θ_m – ângulo relativo ao eixo do motor;

J – momento de inércia total referido ao lado do motor;

K_t – constante do torque do motor;

m_s – torque de retorno da mola da válvula borboleta;

m_g – torque desconhecido da folga da engrenagem;

$K_l = \theta_m / \theta$ – razão de engrenagem;

m_f – torque de fricção causado pela fricção de Coulomb e deslizamento.

m_f é dado por:

$$m_f = K_{tf} \operatorname{sgn}(\dot{\theta}) + K_f \dot{\theta} \quad (2.59)$$

Em que K_{tf} é o coeficiente de fricção de Coulomb e K_f é o coeficiente de fricção de deslizamento. O torque de retorno da mola da válvula (não linearidade da mola), m_s , é dado por:

$$m_s = K_{sp}(\theta - \theta_0) + K_{pre} \operatorname{sgn}(\theta - \theta_0) \quad (2.60)$$

Em que K_{sp} é o coeficiente de elasticidade da mola e θ_0 é a abertura inicial do ângulo do disco da válvula. K_{pre} é o coeficiente de compensação do torque da mola.

O tempo de amostragem do sistema é escolhido com respeito à constante de tempo dominante do modelo da válvula borboleta linearizado e é definido como $T = 5$ ms. A dinâmica da corrente de armadura pode ser desprezada desde que a constante de tempo $T_a = L_a / R_a \leq T$, entretanto, a equação do circuito da armadura pode ser simplificada como:

$$i_a = \frac{1}{R_a} (K_{ch} u - K_v \dot{\theta}_m) \quad (2.61)$$

Baseado em (2.58) – (2.61), o modelo da válvula borboleta é:

$$\ddot{\theta} = \frac{1}{K_l^2} \left[\frac{K_l K_t K_{ch}}{R_a} u - \left(\frac{K_l^2 K_t K_v}{R_a} + K_f \right) \dot{\theta} - m_g - K_{sp}(\theta - \theta_0) - K_{pre} \operatorname{sgn}(\theta - \theta_0) - K_{tf} \operatorname{sgn}(\dot{\theta}) \right] \quad (2.62)$$

Então, estabelece-se $x_1 = \theta$ e $x_2 = \dot{\theta}$. Considera-se a perturbação externa $d(t)$. Dessa forma, a equação (2.62) pode ser reescrita como:

$$\begin{cases} \dot{x}_1 = x_2 \\ \dot{x}_2 = a_{21}(x_1 - \theta_0) + a_{22}x_2 + b u + K_2 \operatorname{sgn}(x_2) + K_1 \operatorname{sgn}(x_1 - \theta_0) + K_3 m_g + d(t) \end{cases} \quad (2.63)$$

Em que $a_{21} = -\frac{K_{sp}}{K_l^2 J}$, $a_{22} = -\frac{K_l^2 K_t K_v + K_f R_a}{K_l^2 J R_a}$, $b = \frac{K_t K_{ch}}{K_l J R_a}$, $K_1 = -\frac{K_{pre}}{K_l^2 J}$, $K_2 = -\frac{K_{tf}}{K_l^2 J}$ e $K_3 = -\frac{1}{K_l^2 J}$.

E $|d(t)| \leq L$ é um valor limitado, e (2.63) pode ser reescrita como:

$$\begin{cases} \dot{x}_1 = x_2 \\ \dot{x}_2 = a_{21}(x_1 - \theta_0) + a_{22}x_2 + b u + K_2 \operatorname{sgn}(x_2) + K_1 \operatorname{sgn}(x_1 - \theta_0) + D(t) \end{cases} \quad (2.64)$$

Em que $D(t) = K_3 m_g + d(t)$ é a incerteza da válvula borboleta e $D(t) \leq \|M\|$.

2.8.4 Considerações finais de Li et al. (2015)

- O torque e a velocidade do veículo estão relacionados ao ângulo de abertura da válvula borboleta. Há um ajuste adaptativo da válvula borboleta para controle da velocidade.

- O controlador por modos deslizantes integral de *loop* duplo (*DLISMC*) teve um melhor desempenho que o controlador por modos deslizantes convencional (*SMC*), conforme mostra a tabela 2.2:

Tabela 2.2 - Comparação dos desempenhos dos controladores *DLISMC* e *SMC*.

Entradas Controladores	Overshoot	Degrau		Valor de referência	
		Sem mudança nos parâmetros Tempo de acomodação (s)	Com mudanças nos parâmetros Erro de rastreamento (°)	Tempo de subida (s)	Tempo de queda (s)
<i>SMC</i>	Não	0,0985	0,5	0,0398	0,0400
<i>DLISMC</i>	Não	0,0894	0,2	0,0276	0,0274

Fonte: Li et al. (2015).

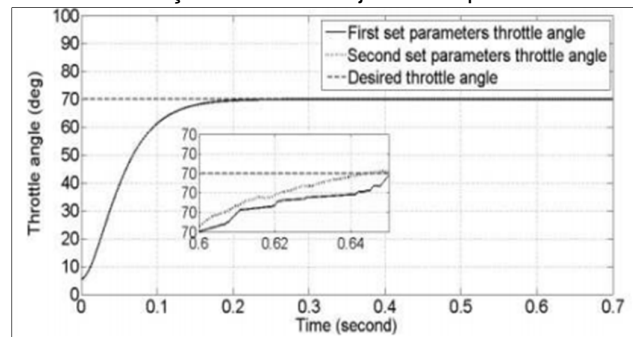
2.9 ABORDAGEM PARA A VÁLVULA BORBOLETA SEGUNDO AL- SAMARRAIE ET AL. (2015)

Nesta abordagem, a teoria de controle integral por modos deslizantes (*ISMC*) é utilizada para projetar um controlador robusto para o sistema que contém a válvula borboleta. A dinâmica da válvula borboleta, representada pelo modelo do sistema nominal, não é afetada pelas incertezas dos parâmetros do sistema nem pelas não linearidades não suaves. Esta é uma consequência da aplicação do controle do modo deslizante integral, utilizado no trabalho deste autor para forçar com precisão o ângulo do acelerador, para seguir o valor desejado com as características dinâmicas desejadas, desde o primeiro instante, e o período de tempo desejado necessário para atingir o valor de referência.

2.9.1 Considerações finais de AL- Samarraie et al. (2015)

- O modelo do autor não diverge do mesmo modelo matemático de Pan et al. (2001), porém fez redução dinâmica, desprezando os efeitos da indutância da armadura.
- A robustez do controlador proposto tem sido provada para uma incerteza limitada nos parâmetros, com a presença de não linearidades não suaves e distúrbios externos; e validados por simulações numéricas.
- A resposta do sistema para diferentes conjuntos de parâmetros (dentro de um valor de incerteza limitado) é idêntica. O *ISMC* elimina o termo de perturbação e deixa o sistema com a válvula borboleta como um sistema nominal independente da presença de incertezas no modelo do sistema e dos efeitos das não linearidades. Esta propriedade é a principal característica do *ISMC* e isso é também provado na simulação. No artigo houve duas simulações, com dois conjuntos de parâmetros diferentes, onde o alvo destas simulações é mostrar que a resposta do sistema é idêntica, independentemente de quantos conjuntos desiguais de parâmetros sejam simulados. Isso representa a propriedade distinta da teoria do controle por modos deslizantes integral, de poder se trabalhar com parâmetros imprecisos, com margem de variação.

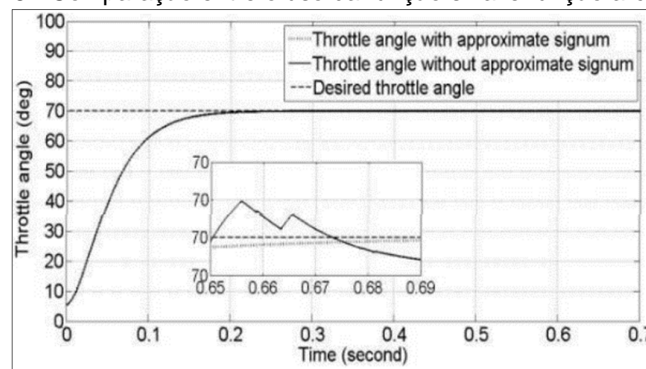
Figura 2.27 - Simulações de dois conjuntos de parâmetros diferentes.



Fonte: AL- Samarraie et al. (2015).

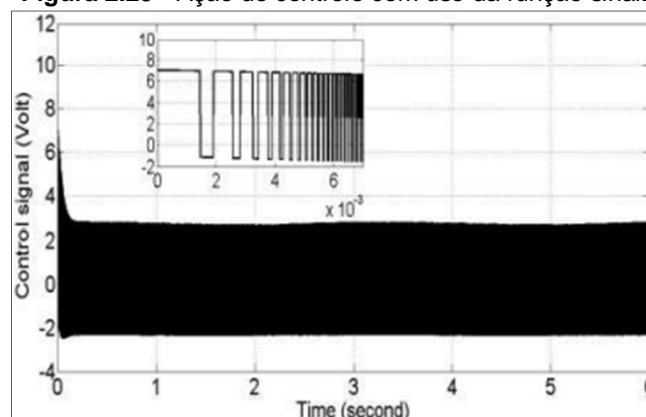
- Devido à natureza descontínua da lei de controle do *ISMC*, ocorre um altíssimo processo chaveado no controlador, processo é denominado *chattering*. O problema do *chattering* é resolvido por substituir a função sinal (que aparece na lei de controle do *ISMC*) pela função arco tangente como aproximação, fazendo $sgn(s) \approx \frac{2}{\pi} \arctan(h \cdot s)$, onde $h > 1$ é um parâmetro de projeto a sintonizar.

Figura 2.28 - Comparação entre o uso da função sinal e função arco tangente.



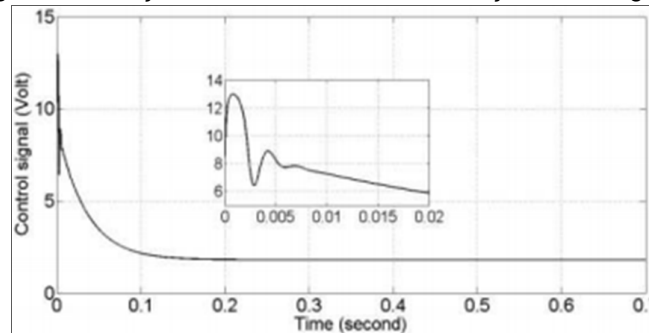
Fonte: AL- Samarraie et al. (2015).

Figura 2.29 - Ação de controle com uso da função sinal.



Fonte: AL- Samarraie et al. (2015).

Figura 2.30 - Ação de controle com uso da função arco tangente.



Fonte: AL- Samarraie et al. (2015).

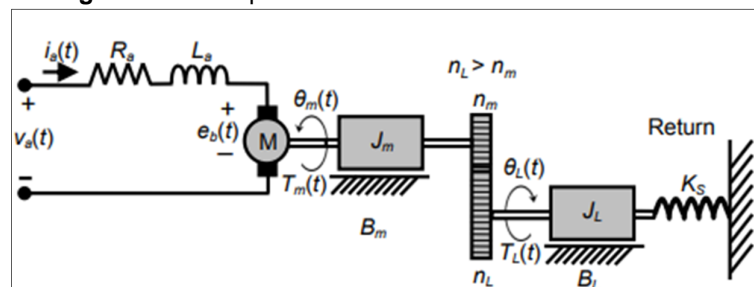
2.10 ABORDAGEM PARA A VÁLVULA BORBOLETA SEGUNDO LOH ET AL. (2013)

Nesta abordagem são fornecidos detalhes de modelagem e identificação de parâmetros com base em experimentos de laboratório, análise de dados e conhecimento do sistema. Os resultados da identificação dos parâmetros foram verificados e validados por um controle PID em tempo real implementado com um *xPC Target*. Uma estratégia de controle não linear baseada na abordagem de linearização por realimentação (*feedback linearization*) entrada-saída é então investigada. O autor levou em consideração apenas a não linearidade do atrito de Coulomb.

2.10.1 Esquema Da Válvula Borboleta Eletrônica Automotiva - Loh et al. (2013)

A representação esquemática para o sistema da válvula borboleta elétrica automotiva é mostrada na figura 2.31:

Figura 2.31 - Esquemático do sistema da válvula borboleta.



Fonte: Loh et al. (2013).

Pela qual o modelo matemático para o sistema pode ser tratado como um sistema mecânico de eixo único, transferindo todos os parâmetros do modelo para o eixo do disco da válvula borboleta através da relação de transmissão. Os parâmetros e notações usados na derivação do sistema estão listados a seguir:

- R_a - resistência do circuito de armadura;
- L_a - indutância do circuito de armadura;
- K_b - coeficiente de força contra-eletromotriz do lado motor;
- \bar{K}_b - coeficiente de força contra-eletromotriz do lado da válvula;
- K_m - constante de torque do lado do motor;
- \bar{K}_m - constante de torque do lado da válvula;
- J_m - momento de inércia do motor;
- J_L - momento de inércia do disco válvula;
- J_{eq} - momento de inércia equivalente;
- B_m - coeficiente de amortecimento viscoso do motor;
- B_L - coeficiente de amortecimento viscoso do disco da válvula;
- B_{eq} - coeficiente de amortecimento viscoso equivalente;
- K_s - coeficiente de rigidez de retorno da mola;
- T_{PL} - torque da mola;
- T_f - torque de fricção gerado pelo movimento do disco da válvula;
- N - razão de engrenagem - $N = \frac{n_L}{n_m} = \frac{\omega_n}{\omega_L} > 0$;
- $e_b(t)$ - tensão de armadura;
- $\theta_L(t)$ - posição angular do disco da válvula;
- $\omega_L(t)$ - velocidade angular do disco da válvula;
- $\theta_m(t)$ - posição angular do motor;
- $\omega_m(t)$ - velocidade angular do motor;
- $T_L(t)$ - torque na carga transmitido através da redução de engrenagens;
- $v_a(t)$ - tensão da armadura;
- $i_a(t)$ - corrente de armadura.

2.10.2 Modelagem Matemática da Válvula Borboleta Segundo Loh et al. (2013)

Com referência à figura 2.31, o circuito de armadura do sistema da válvula borboleta eletrônica é descrito por:

$$L_a \frac{di_a(t)}{dt} + R_a i_a(t) + K_b \omega_m(t) = v_a(t) \quad (2.65)$$

Substituindo $N = \omega_m / \omega_L$ e $\bar{K}_b = K_b N$ na equação (2.65) fornece:

$$L_a \frac{di_a(t)}{dt} + R_a i_a(t) + \bar{K}_b \omega_L(t) = v_a(t) \quad (2.66)$$

A equação de balanceamento de torque é dada por:

$$J_m \dot{\omega}_m + B_m \omega_m(t) + \frac{T_L(t)}{N} = K_m i_a(t) \quad (2.67)$$

O torque de carga do sistema $T_L(t)$ na equação (2.67) é governado por:

$$T_L(t) = J_L \dot{\omega}_L + B_L \omega_L(t) + K_S \theta_L(t) + T_{PL} + T_f \operatorname{sgn}(\omega_L) \quad (2.68)$$

Em que $\operatorname{sgn}(\omega_L)$ é a função sinal, definida por:

$$\operatorname{sgn}(\omega_L) = \begin{cases} -1 & \text{se } \omega_L < 0, \\ 0 & \text{se } \omega_L = 0 \\ 1 & \text{se } \omega_L > 0 \end{cases} \quad (2.69)$$

Combinando as equações (2.67) e (2.68) com $N = \omega_m / \omega_L$ fornece:

$$J_{eq} \dot{\omega}_L(t) + B_{eq} \omega_L(t) + K_S \theta_L(t) + T_{PL} + T_f \operatorname{sgn}(\omega_L) = \bar{K}_m i_a(t) \quad (2.70)$$

Em que $J_{eq} = (N^2 J_m + J_L)$, $B_{eq} = (N^2 B_m + B_L)$ e $\bar{K}_m = N K_m$. As equações (2.66) e (2.70), representam o modelo matemático do sistema.

Para efeito de simplificação, pode-se definir as seguintes constantes no sistema da válvula borboleta automotiva:

$$\begin{cases} k_1 = \frac{K_s}{J_{eq}}, & k_2 = \frac{B_{eq}}{J_{eq}}, & k_3 = \frac{\bar{K}_m}{J_{eq}}, & k_4 = \frac{T_f}{J_{eq}}, \\ k_5 = \frac{T_{PL}}{J_{eq}}, & k_6 = \frac{\bar{K}_b}{L_a}, & k_7 = \frac{R_a}{L_a}, & k_8 = \frac{1}{L_a}. \end{cases} \quad (2.71)$$

O modelo resultante pode ser expresso em uma forma não linear de espaço de estados como:

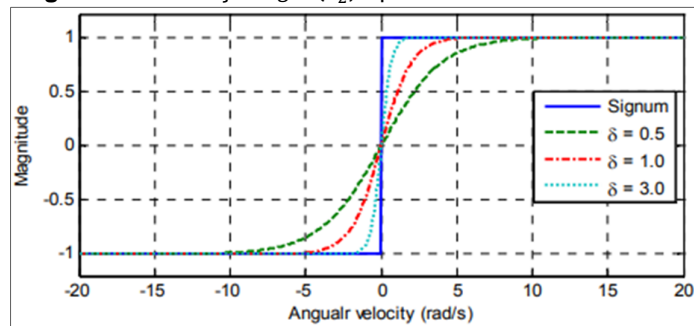
$$\begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_2 \\ -k_1 x_1 - k_2 x_2 + k_3 x_3 - k_4 S(x_2) - k_5 \\ -k_6 x_2 - k_7 x_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ k_8 \end{bmatrix} u \quad (2.72)$$

A função $S(x_2) = \text{sgn}(\omega_n)$, que representa o atrito de Coulomb, com $x_2 = \omega_n$, e é definida pela aproximação:

$$S(x_2) \cong \frac{2}{1 + e^{-\delta x_2}} - 1 \quad (2.73)$$

Sendo, portanto, uma aproximação suave da função $\text{sgn}(\omega_n)$, com δ sendo um número pequeno positivo. A figura (2.32) ilustra a aproximação de $\text{sgn}(\omega_n)$ dado pela equação (2.73).

Figura 2.32 - Função $\text{sgn}(x_2)$ aproximada com diferentes δ .



Fonte: Loh et al. (2013).

2.10.3 Considerações finais de Loh et al. (2013)

• A tarefa imediata do artigo é identificar todos os parâmetros desconhecidos e constantes: L_a , R_a , R_t , J_{eq} , B_{eq} , \bar{K}_b , \bar{K}_m , K_s , T_{PL} e T_f . Os parâmetros obtidos foram validados. A identificação para descobrir cada parâmetro desconhecido do sistema foi baseada em uma série de experimentos de laboratório, medições e processamento de dados. A tabela 2.3 tem o resultado da identificação dos parâmetros:

Tabela 2.3 - Resultados da identificação dos parâmetros desconhecidos da válvula borboleta.

Parâmetros	Unidades	Valores Identificados
Resistência de armadura	$R_a (\Omega)$	1,15
Resistência medida do circuito de armadura	$R_t (\Omega)$	1,5
Indutância de armadura	$L_a (mH)$	1,5
Constante de fcm (lado da válvula)	$\bar{K}_b \left(V \cdot \frac{s}{rad} \right)$	0,383
Constante de torque do motor (lado da válvula)	$\bar{K}_m \left(N \cdot \frac{m}{A} \right)$	0,383
Constante da mola	$K_s \left(N \cdot \frac{m}{rad} \right)$	0,087
Torque na mola	$T_{PL} (N \cdot m)$	0,396
Torque de fricção	$T_f (N \cdot m)$	0,284
Amortecimento viscoso equivalente	$B_{eq} \left(N \cdot \frac{m \cdot s}{rad} \right)$	0,0088
Momento de inércia equivalente	$J_{eq} (kg \cdot m^2)$	0,0021

Fonte: Loh et al. (2013).

• As técnicas e metodologia desenvolvidas para identificação dos parâmetros podem ser aplicáveis à similares tipos de sistemas da válvula borboleta.

• Foi proposto um projeto de controle não linear baseado na abordagem linearização por realimentação entrada-saída, no qual os resultados da simulação mostraram que o controlador não linear desenvolvido foi capaz de acompanhar o rastreamento para diferentes tipos de sinais de entrada com bom desempenho e em tempo hábil.

3 FORMULAÇÃO TEÓRICA DOS CONTROLADORES NÃO LINEARES UTILIZADOS

Neste capítulo são discorridas sobre as técnicas de controle não linear linearização por realimentação entrada-saída, modos deslizantes empregando a função saturação e modos deslizantes empregando a função tangente hiperbólica. Este capítulo apresenta também o equacionamento das leis de controle utilizadas no sistema de controle da válvula borboleta e discussões para a sintonia de cada um dos controladores.

3.1 CONTROLE POR LINEARIZAÇÃO POR REALMIMENTAÇÃO ENTRADA-SAÍDA

A ideia central da abordagem é transformar algebricamente um sistema não linear dinâmico em um linear. Esta técnica tem sido usada com sucesso para direcionar alguns problemas de controle prático, tais como: controle de helicópteros, aeronaves de alta performance, robôs industriais e aparelhos biomédicos. Toda a metodologia e sequência de cálculo infracitada deste método de controle é elaborada segundo os conceitos oriundos da forma polinomial de Slotine e Li (1991).

Em sua forma mais simples, entre várias, a linearização por realimentação entrada-saída cancela as não linearidades em um sistema não linear de modo que a dinâmica de malha fechada assuma uma forma linear, impondo uma dinâmica linear desejada.

Sendo um sistema não linear genérico:

$$\begin{cases} \dot{x} = \varphi(x, u) \\ y = h(x) \end{cases} \quad (3.1)$$

E admitindo que nosso objetivo é fazer a saída $y(t)$ seguir uma trajetória desejada $y_d(t)$ e suas derivadas (até à ordem mais alta suficientemente). Sendo que estas são conhecidas e limitadas.

Uma aparente dificuldade é que a saída y não tinha uma relação direta com a entrada u . Porém, somente indiretamente relacionados através do sistema de equações. No entanto, esta dificuldade pode ser reduzida se acharmos uma relação

direta e simples entre a saída do sistema y e a entrada de controle u . De fato, esta idéia constitui o intuitivo básico para a assim chamada linearização entrada-saída, abordada no projeto de controle não linear. Em geral, o direto relacionamento entre a saída y e a entrada u surge ao diferenciar a saída y sucessivas vezes, tantas forem necessárias, até que se ache uma relação direta entre a saída e a entrada. Resumindo, o método de linearização entrada-saída envolve os seguintes passos:

- a) derivar a saída até encontrar a entrada;
- b) escolher $u(t)$ de modo a cancelar as não linearidades;
- c) analisar a estabilidade da dinâmica interna.

3.1.1 Grau Relativo e Controlabilidade

É o número de vezes que se tem que derivar a saída para encontrar a relação explícita com a entrada $u(t)$. O grau relativo (r) corresponde ao número de estados observáveis do sistema que vir a ser controlados. Caso o grau relativo seja menor que o grau do próprio sistema (n), há uma dinâmica interna não observável, que precisará ser analisada separadamente. Já para o caso do grau relativo ser igual ao grau do sistema (n), todos os estados são observáveis, podendo ser controlados e, dessa forma, o sistema fica completamente linearizável e é possível escolher um controlador que conduza a um segmento satisfatório. Ainda sobre grau relativo, pode-se fazer as seguintes considerações:

a) o grau relativo deverá ser menor ou igual à ordem do sistema $r \leq n$, com efeito, r não pode ser superior a n , porque se fosse possível derivar um número de vezes superior a n , então o sistema não seria de ordem n , mas de ordem superior a n ;

b) se ao fim de derivar n vezes e ainda não houver uma relação explícita entre a entrada e a saída é porque o sistema não é controlável.

3.1.2 Desenvolvimento da Metodologia do Controle não Linear Linearização por Realimentação Entrada-Saída e Lei de Controle

Sendo o sistema de equações diferenciais não lineares, com solução analítica ou numérica, que descrevem uma dinâmica de um sistema genérico dado pela equação (3.1). Admitindo, portanto:

$$y = x(t) \quad (3.2)$$

Como a saída do sistema. Derivando a saída sucessivas vezes até encontrar a relação direta com a entrada, obtendo:

$$x^{(r)}(t) = f(x) + b(x)u(t) \quad (3.3)$$

Em que $u(t)$ é a entrada de controle escalar e $f(x)$ e $b(x)$ são funções não lineares, pode-se cancelar as não linearidades e obter a simples relação entrada-saída fazendo:

$$x^{(r)}(t) = v(x(t)) \quad (3.4)$$

Em que:

$$v(x(t)) = -k_0 - k_1\dot{x} - \dots - k_{r-1}x^{(r-1)} \quad (3.5)$$

Com k_i escolhido de modo que o polinômio $k_-(s) = s^r + k_{r-1}s^{r-1} + \dots + k_0$ tem todas as suas raízes estritamente negativas, que leva à uma dinâmica estável exponencialmente, tal que:

$$x^{(r)} + k_{r-1}x^{(r-1)} + \dots + k_0x = 0 \quad (3.6)$$

Que implica que $x(t) \rightarrow 0$ quando $t \rightarrow \infty$, para tarefas que envolvem a trajetória de uma saída desejada $x_d(t)$:

$$v(e(t)) = x_d^{(r)} - k_0 e - k_1\dot{e} - \dots - k_{r-1}e^{(r-1)} \quad (3.7)$$

Que leva à convergência exponencial da trajetória, em que $e(t) = x(t) - x_d$, é o erro da trajetória.

Nota-se que resultados poderiam ser obtidos se o escalar $x(t)$ for substituído por um vetor e o escalar $b(x)$ por uma matriz quadrada invertível.

A partir das considerações supracitadas, chega-se à lei de controle u generalizada para a linearização por realimentação entrada-saída:

$$u(t) = \frac{1}{b(x)} [v(x(t)) - f(x)] \quad (3.8)$$

3.2 CONTROLE POR MODOS DESLIZANTES

Controle por modos deslizantes é uma técnica de controle não linear que é empregada em problemas que envolvam sistemas com incertezas paramétricas ou cuja dinâmica não seja conhecida com exatidão. Além do mais, a lei de controle desta técnica é chaveada em alta velocidade para conduzir e manter a trajetória dos estados de uma planta em uma superfície específica (chamada superfície de deslizamento ou superfície de chaveamento). Este conceito de controle foi concebido originalmente por Utkin (1978), porém em sua configuração clássica esta técnica possui alguns inconvenientes que proporcionam algumas complicações em sua aplicação prática, tais como: altos ganhos de controle e principalmente oscilações de alta frequência na saída do controlador denominadas de *chattering*. Este comportamento indesejável é devido ao uso da função sinal na lei de controle. Em Slotine e Li (1991), no entanto, é apresentada uma solução para extinguir a incidência do *chattering*, que consiste no uso da função saturação. Posteriormente, na literatura, é manifesto outro artifício para eliminação do *chattering*, como o uso da função tangente hiperbólica, mencionado em Fang et al. (2019).

Nesta técnica de controle, quando a trajetória dos estados atinge a superfície de deslizamento supracitada e nela permanece, diz-se que o sistema está na condição de deslizamento ou em modo deslizante e, nesta situação, o comportamento do sistema sofre menor influência por parte de alterações paramétricas ou de distúrbios externos, o que dá a característica robusta ao sistema controlado. A entrada é um termo descontínuo e uma lei de controle chaveada deve

ser projetada para assegurar que a trajetória de estados se dirija à superfície de deslizamento. O projeto do controlador por modos deslizantes consiste em duas etapas:

- a) definir uma superfície deslizante ou de escorregamento, que torna o sistema dinâmico estável quando a trajetória está sobre a superfície deslizante;
- b) definir uma lei de controle que garanta que todas as trajetórias converjam para a superfície deslizante.

3.2.1 Superfície de Deslizamento

Conforme Slotine e Li (1991), a superfície de deslizamento $s(\tilde{x}, t)$, a ser definida pelo projetista, deve ter seus valores tendendo à zero, assim como o erro de acompanhamento deve também convergir para zero em um dado tempo finito.

Uma superfície de deslizamento $s(\tilde{x}, t)$ pode ser definida a partir da equação (3.9):

$$s(\tilde{x}, t) = 0 \quad (3.9)$$

Uma escolha usual para $s(\tilde{x}, t)$ é:

$$s(\tilde{x}, t) = \left(\frac{d}{dt} + \lambda \right)^{n-1} \tilde{x}(t), \quad \lambda > 0 \quad (3.10)$$

Em que o parâmetro λ é a constante de tempo do modo deslizante, tem a ver com a frequência do sistema em malha fechada e é uma constante estritamente positiva, relacionada à largura de banda em malha fechada e à taxa em que o erro de rastreamento tende a zero quando o sistema já atingiu a superfície de deslizamento. O valor de λ deve ser sintonizado pelo projetista a partir dos seguintes critérios:

- a) λ menor que o primeiro modo ressonante não modelado $\lambda_1 < \frac{2\pi V_r}{3}$, onde V_r é a frequência do menor modo ressonante não modelado;

b) atraso de transporte

$$\lambda_2 < \frac{1}{3T_A}, \text{ onde } T_A \text{ é o tempo morto não modelado;}$$

c) amostragem

$$\lambda_3 \leq \frac{1}{5} V_a, \text{ onde } V_a \text{ é a frequência de amostragem do sistema.}$$

O parâmetro λ será o menor dos três.

E, da equação (3.10), n é a ordem do sistema, onde vamos tomar, por exemplo, $n = 3$. Por sua vez, $\tilde{x}(t)$ é o erro de rastreamento, que é a diferença entre o valor real e o valor desejado para a variável a ser controlada.

$$\tilde{x}(t) = x(t) - x_d \quad (3.11)$$

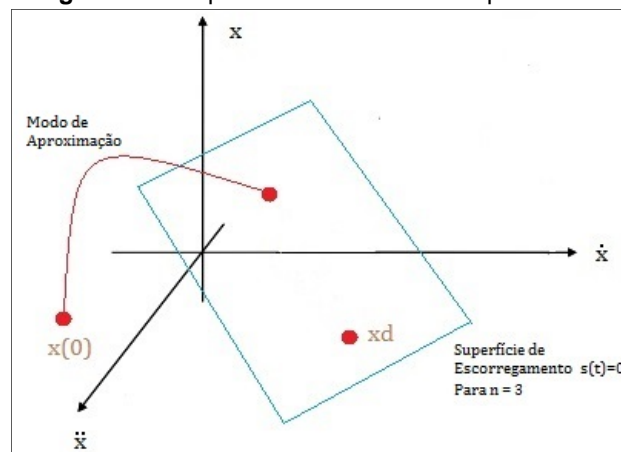
Como $n = 3$; desenvolvendo a equação (3.10) a partir da equação (3.9):

$$s(\tilde{x}, t) = \left(\frac{d}{dt} + \lambda \right)^{3-1} \tilde{x}(t), \quad (3.12)$$

$$s(\tilde{x}, t) = \ddot{\tilde{x}}(t) + 2\lambda\dot{\tilde{x}}(t) + \lambda^2\tilde{x}(t) = 0 \quad (3.13)$$

Portanto, a equação (3.13) representa a superfície de deslizamento para $n = 3$, conforme ilustra a figura 3.1:

Figura 3.1 - Superfície de deslizamento para $n = 3$.



Fonte: autoria própria.

O controlador por modos deslizantes “força” os estados do sistema para a superfície de deslizamento $s(\tilde{x}, t)$ e, depois de atingi-la, o erro do sistema converge para zero com uma dinâmica dada por $s(\tilde{x}, t) = 0$, conforme é demonstrado a seguir.

A solução da equação diferencial (3.13), cuja variável é o erro $\tilde{x}(t)$, é:

$$\tilde{x}(t) = \tilde{x}(0)e^{-\lambda t} + t[\dot{\tilde{x}}(0) + \lambda\tilde{x}(0)]e^{-\lambda t} \quad (3.14)$$

Tal que, obviamente se vê que $\tilde{x}(t) \rightarrow 0$ quando $t \rightarrow \infty$. Portanto, é notório que na superfície de deslizamento o erro de rastreamento $\tilde{x}(t)$ converge para zero exponencialmente com uma constante de tempo λ . Então o problema de rastreamento pode ser equivalentemente resolvido, desde que o estado $x(t)$ permaneça na superfície de deslizamento $s(\tilde{x}, t)$, após o sistema atingir a superfície de deslizamento, que é quando a partir daí, o sistema passará a obedecer à dinâmica dada por $s(\tilde{x}, t) = 0$.

3.2.2 Condição de Deslizamento

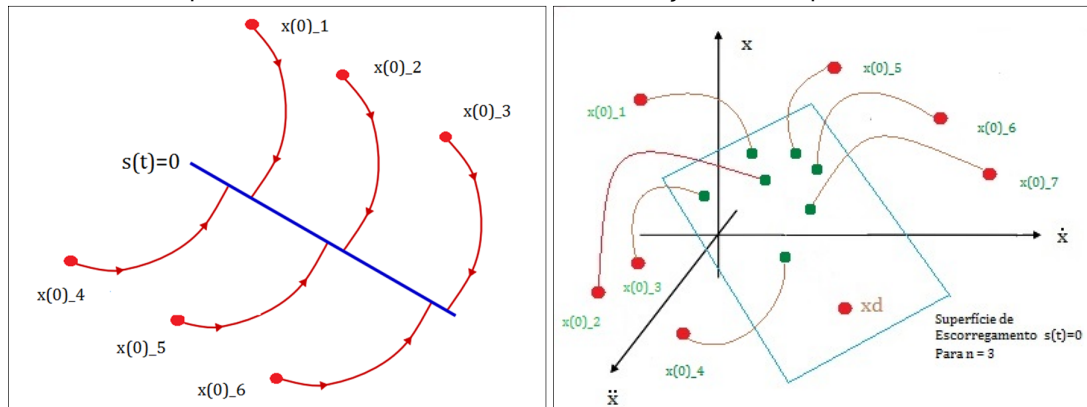
Em Slotine e Li (1991), a condição de deslizamento é definida como a condição que garante que todas as trajetórias que se encontram fora da superfície de deslizamento sejam levadas para dentro da mesma, onde se diz que o sistema está operando em modo deslizante e, neste modo, o sistema fica insensível às variações paramétricas e perturbações externas. Essa propriedade garante robustez ao controle por modos deslizantes. A lei de controle do controle por modos deslizantes deve ser projetada de modo a satisfazer a seguinte condição, fora da superfície de deslizamento:

$$\frac{1}{2} \frac{d}{dt} s^2 < \eta - |s| \quad (3.15)$$

Em que η é uma constante positiva que está relacionada ao tempo necessário para que a superfície de deslizamento $s(\tilde{x}, t)$ seja alcançada pelo estado ou variável a ser controlada. O modo de aproximação é o processo no qual a variável a ser controlada passa de seu estado inicial até tocar a superfície de deslizamento $s(\tilde{x}, t)$.

Por exemplo, para um sistema de ordem $n = 2$ e $n = 3$, pode-se representar o modo de aproximação (convergência com a superfície de deslizamento) a partir de diferentes condições iniciais.

Figura 3.2 – À esquerda, superfície de deslizamento e condições iniciais para $n = 2$. À direita, superfície de deslizamento e diferentes condições Iniciais para $n = 3$.



Fonte: autoria própria.

A constante η também é responsável pela velocidade de convergência da variável a ser controlada, do estado inicial até à superfície de deslizamento, aproximadamente.

A condição de deslizamento impõe que a distância (medida por s^2) entre uma trajetória qualquer (fora da superfície de escorregamento) e a superfície de deslizamento, decresce ao longo do tempo (a derivada temporal tem sinal oposto de s^2 , o qual por sua vez indica distância no plano $s(\tilde{x}, t) = 0$ entre o valor atual do estado e seu valor desejado), com uma velocidade de convergência η . Esta condição implica que $s^2 \rightarrow 0$, quando $t \rightarrow \infty$. Portanto, ao satisfazer a condição de deslizamento, o controlador resultante faz da superfície de deslizamento $s(\tilde{x}, t) = 0$ um conjunto invariante, ou seja, toda trajetória que se inicia em $s(\tilde{x}, t) = 0$ permaneça nela para $\forall t \geq 0$.

3.2.3 Condição de Deslizamento e Estabilidade

Segundo Agostinho (2009), o primeiro termo da inequação da condição de escorregamento corresponde às condições de estabilidade da teoria da estabilidade de Lyapunov. Então, se pode asseverar que o estudo da estabilidade do sistema é

realizado a partir da condição de escorregamento. Isso quando definida a candidata à função de Lyapunov.

A estabilidade de um sistema é comprovada utilizando-se a teoria de estabilidade de Lyapunov em conjunto com o lema de Barbalat¹.

O lema de Barbalat assegura que se a função escalar $V(s, t)$ satisfizer as seguintes condições:

- a) $V(s, t)$ é limitada inferiormente;
- b) $V(s, t)$ é negativa semi-definida;
- c) $V(s, t)$ é uniformemente contínua no tempo.

Então $V(s, t) \rightarrow 0$ para $t \rightarrow \infty$. A função $V(s, t)$ é chamada de função candidata de Lyapunov e, no presente projeto, é definida como sendo $V(s, t) = \frac{1}{2}s^2$. A condição (a) é satisfeita automaticamente por esta definição. A condição (b) é demonstrada considerando que a lei de controle u é projetada para satisfazer a condição de deslizamento, garantindo que a derivada de $V(s, t)$ será negativa semi-definida, ou seja:

$$\dot{V}(s, t) \leq -\eta|s| \Rightarrow \dot{V}(s, t) \leq 0 \quad (3.16)$$

Em que $\dot{V}(s, t)$ é negativa semi-definida. Derivando-se uma única vez a condição de escorregamento, obtém-se:

$$\ddot{V}(s, t) \leq \eta \left(\frac{d}{dt} |s| \right) \quad (3.17)$$

¹ Tao, Gang, "A simple alternative to the Barbalat lemma", IEEE Transactions on Automatic Control", Vol 42, NO. 5, May 1997, p.1.

Em que:

$$\left(\frac{d}{dt}|s|\right) = \begin{cases} +1 & \text{para } s > 0 \\ -1 & \text{para } s < 0 \end{cases} \quad (3.18)$$

Então, sendo η uma constante positiva, pode-se assegurar que $\ddot{V}(s, t) \leq \eta$. Isto implica que $\dot{V}(s, t)$ é limitada e $\dot{V}(s, t)$ é uniformemente contínua no tempo. Desde que as condições (a), (b), e (c) sejam verificadas, o lema garante que $\dot{V}(s, t) \rightarrow 0$ para todas as trajetórias. Finalmente, como $\dot{V}(s, t) \leq -\eta|s|$, pode-se inferir que $\dot{V}(s, t) \rightarrow 0$ é equivalente a $s(\tilde{x}, t) \rightarrow 0$.

3.2.4 Tempo de Alcance

É o tempo necessário para que o sistema a ser controlado alcance a superfície de escorregamento. Sua dedução, dada por Slotine e Li (1991), é feita a partir da definição $s(\tilde{x}, t) = 0$ para a superfície de deslizamento e da própria condição de deslizamento. O tempo de alcance é uma especificação de desempenho e uma das primeiras coisas a definir no controle por modos deslizantes, para o cálculo das demais entidades da técnica. Convém ainda ressaltar que se trata de uma aproximação. A condição de deslizamento impõe que qualquer trajetória convirja para a superfície de deslizamento em tempo finito, então:

$$\frac{1}{2} \frac{d}{dt} s^2 = s \frac{ds}{dt} \leq -\eta|s| \quad (3.19)$$

Supondo $s > 0$ na equação (3.19):

$$s \frac{ds}{dt} \leq -\eta s \Rightarrow \frac{ds}{dt} \leq -\eta \quad (3.20)$$

$$\int_0^\tau \frac{ds}{dt} dt \leq - \int_0^\tau \eta dt \quad (3.21)$$

Admitindo que $s(x(\tau), \tau) = 0$, a superfície de deslizamento foi atingida. Dessa forma, tem-se que:

$$\tau \leq \frac{s(x(\tau), \tau)}{\eta} \quad (3.22)$$

Supondo $s < 0$ na equação (3.19):

$$s \frac{ds}{dt} \geq \eta s \Rightarrow \frac{ds}{dt} \geq \eta \quad (3.23)$$

$$\int_0^\tau \frac{ds}{dt} dt \geq \int_0^\tau \eta dt \Rightarrow s(x(\tau), \tau) - s(x(0), 0) \geq \tau \eta \quad (3.24)$$

Assumindo que em $s(x(\tau), \tau) = 0$, i.e., a superfície de deslizamento foi atingida. Assim, tem-se:

$$\tau \leq -\frac{s(x(0), 0)}{\eta} \quad (3.25)$$

Da equação (3.25) se conclui que a superfície de deslizamento é atingida em um tempo tr :

$$tr \leq \frac{|s(x(0), 0)|}{\eta} \quad (3.26)$$

3.2.5 Valores e Parâmetros Estimados

Uma vez que o controle por modos deslizantes tem a propriedade de poder trabalhar-se com parâmetros imprecisos do modelo matemático, atribui-se valores máximos e mínimos para esses parâmetros, conforme necessidade de projeto. Então, consoante Slotine e Li (1991), pode-se fazer uma estimativa dos mesmos, através de uma média geométrica.

Seja a um parâmetro qualquer do modelo matemático do sistema, então a estimativa \hat{a} deste parâmetro, considerando seus valores máximos e mínimos, é dada por:

$$\hat{a} = (a_{min} a_{max})^{\frac{1}{2}} \quad (3.27)$$

Seja também o sistema não linear:

$$x^{(n)} = f(x, \dot{x}, t) + b u(t) \quad (3.28)$$

Em que $f(x, \dot{x}, t)$ é uma função não linear genérica do estado e do tempo, não conhecida exatamente. Sendo $\hat{f}(x, \dot{x}, t)$ seu valor estimado devido aos parâmetros estimados supracitados. $F(x, \dot{x}, t)$ é seu limitante superior do erro de modelagem, dado por:

$$F(x, \dot{x}, t) \geq |\hat{f}(x, \dot{x}, t) - f(x, \dot{x}, t)| \quad (3.29)$$

3.2.6 Parâmetros de Controle K_C

É o ganho que será incluído na lei de controle por modos deslizantes que garante que a condição de deslizamento seja satisfeita. Para o modelo matemático da válvula borboleta, há um ganho que multiplica a entrada $u(t)$, chamado de ganho marginal b , conforme a equação (3.28). Dessarte, o parâmetro K_C , como demonstrado em Slotine e Li (1991), para um sistema de ordem n pode ser obtido por:

$$K_C \geq \beta(F + \eta) + (\beta - 1) |\hat{u}| \quad (3.30)$$

Em que:

$$\beta = (b_{max}/b_{min})^{1/2} \quad (3.31)$$

Onde b_{max} e b_{min} são os valores máximos e mínimos de b da equação (3.28).

Quanto maiores forem as incertezas do modelo, maior deverá ser o valor de K_C . O parâmetro K_C deve ser sintonizado de forma a compensar o erro máximo ente o modelo e o sistema real. Ao definir o parâmetro K_C , confere-se ao controlador por modos deslizantes a robustez necessária frente às incertezas do sistema dinâmico apresentado, proporcionando assim um rastreamento perfeito da trajetória desejada ou *set-point*.

3.2.7 Lei de Controle por Modos Deslizantes

Sendo um sistema descrito por um sistema de equações diferenciais não lineares, sendo a entrada um termo descontínuo através da superfície de deslizamento $s(\tilde{x}, t)$, a metodologia do controle por modos deslizantes consiste em projetar uma lei de controle capaz de fazer com que todas as trajetórias converjam para esta superfície de deslizamento. Dessa forma, a lei de controle por modos deslizantes é uma lei com estrutura variável, cujas regras de chaveamento são definidas pela função sinal ($sgn(s)$), como exposta em Utkin (1978), é definida por:

$$sgn(s) = \begin{cases} +1 & \text{se } s(\tilde{x}, t) > 0 \\ -1 & \text{se } s(\tilde{x}, t) < 0 \end{cases} \quad (3.32)$$

Em que se conclui que:

$$u(t) = \begin{cases} u^+(t) & \text{se } s(\tilde{x}, t) > 0 \\ u^-(t) & \text{se } s(\tilde{x}, t) < 0 \end{cases} \quad (3.33)$$

O problema de controle é projetar $s(\tilde{x}, t)$, $u^+(t)$, $u^-(t)$ de forma que o sistema atinja e permaneça em $s(\tilde{x}, t) = 0$ indefinidamente. O procedimento para obter a lei de controle que satisfaz a condição de escorregamento será ilustrado para o seguinte sistema de terceira ordem SISO da equação (3.34):

$$\ddot{x} = f(x, \dot{x}, t) + b u(t) \quad (3.34)$$

Em que $f(x, \dot{x}, t)$ e b não são conhecidos exatamente e seus parâmetros possuem variações máximas e mínimas; destarte precisam ser estimados. Para se

obter a lei de controle do sistema, tomando novamente, por exemplo, $n = 3$, deve-se derivar uma única vez a equação (3.35):

$$s(\tilde{x}, t) = \ddot{\tilde{x}}(t) + 2\lambda\dot{\tilde{x}}(t) + \lambda^2\tilde{x}(t) \quad (3.35)$$

$$\dot{s}(\tilde{x}, t) = \dddot{\tilde{x}}(t) + 2\lambda\ddot{\tilde{x}}(t) + \lambda^2\dot{\tilde{x}}(t) \quad (3.36)$$

$$\dot{s}(\tilde{x}, t) = f + b u(t) - \ddot{x}_d + 2\lambda(\dot{x}(t) - \dot{x}_d) + \lambda^2(x(t) - x_d) \quad (3.37)$$

Na ausência de erros de modelagem e distúrbios, a melhor estimativa para a lei de controle é dada quando $s(\tilde{x}, t) = \dot{s}(\tilde{x}, t) = 0$.

$$f + b u(t) - \ddot{x}_d + 2\lambda(\dot{x}(t) - \dot{x}_d) + \lambda^2(x(t) - x_d) = 0 \quad (3.38)$$

Fazendo as devidas estimativas:

$$\hat{u}(t) = \hat{b}^{-1}[-\hat{f} + \ddot{x}_d - 2\lambda(\dot{x}(t) - \dot{x}_d) - \lambda^2(x(t) - x_d)] \quad (3.39)$$

Para considerar as incertezas do modelo, deve-se adicionar um termo descontínuo da equação (3.32) na superfície $s(\tilde{x}, t)$, juntamente com o parâmetro K_c , alterando a lei de controle para:

$$u(t) = \hat{b}^{-1}[-\hat{f} + \ddot{x}_d - 2\lambda(\dot{x}(t) - \dot{x}_d) - \lambda^2(x(t) - x_d) - K_c \operatorname{sgn}(s)] \quad (3.40)$$

Nota-se, portanto, que as funções $u^+(t)$ e $u^-(t)$, da equação (3.33), são introduzidas e definidas através do sinal da função sinal ($\operatorname{sgn}(s)$), definida na equação (3.32).

3.2.8 Chattering

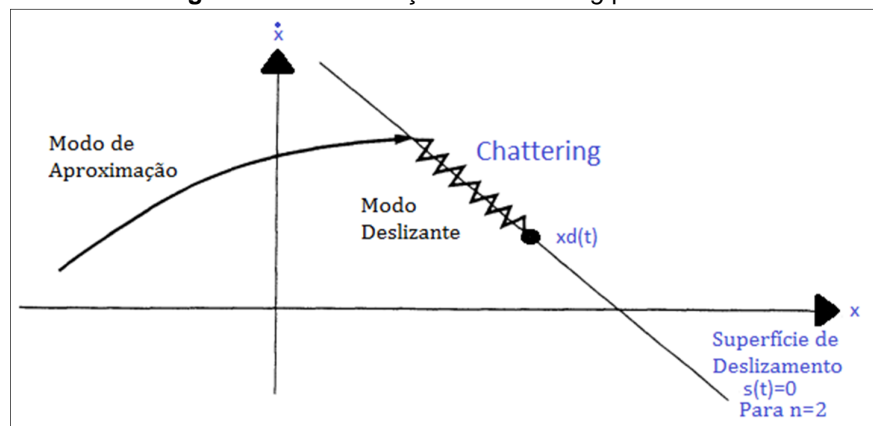
Um modo deslizante ideal não existe na prática. Isso implicaria que o controlador comute a uma frequência infinita. O termo “*chattering*” descreve um fenômeno de perigosas vibrações de alta frequência e amplitude do sistema

controlado. Estas vibrações são causadas pela alta frequência de chaveamento do controlador, pelo fato de necessitar usar a função sinal ($sgn(s)$), visto que a lei de controle tem que conter uma descontinuidade em $s(\tilde{x}, t) = 0$, pois s tem que ter sinais opostos em cada lado da superfície para que a condição de deslizamento seja satisfeita. O *chattering* tem como algumas consequências (SLOTINE e LI, 1991):

- a) excitação de dinâmicas não modeladas de mais alta ordem;
- b) desgaste dos atuadores;
- c) costuma provocar vibrações estruturais no equipamento em sistemas mecânicos;
- d) desperdício de energia.

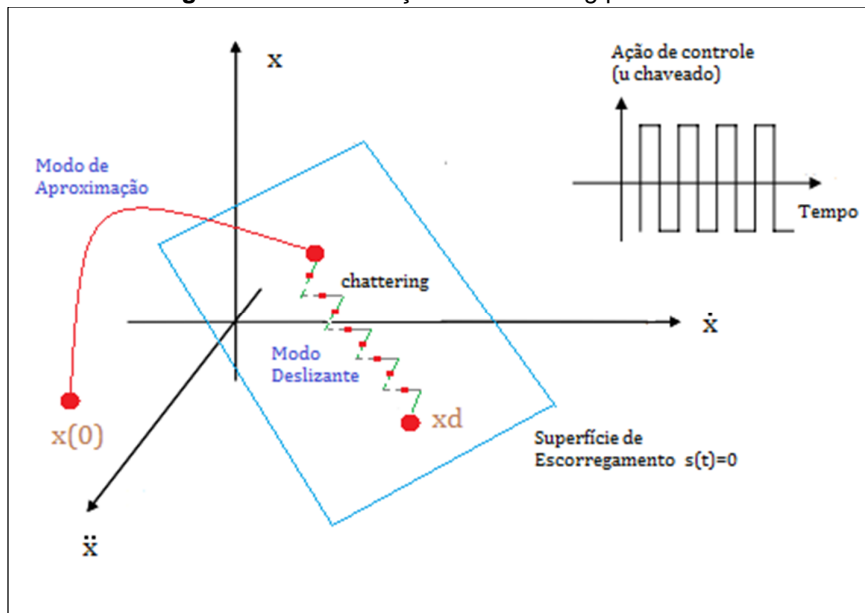
Este comportamento tende a ser mais acentuado quanto maiores forem as incertezas do sistema, erros de modelagem e perturbações.

Figura 3.3 - Visualização do *Chattering* para $n = 2$.



Fonte: adaptado de Slotine et al. (1991).

Figura 3.4 - Visualização do *Chattering* para $n = 3$.



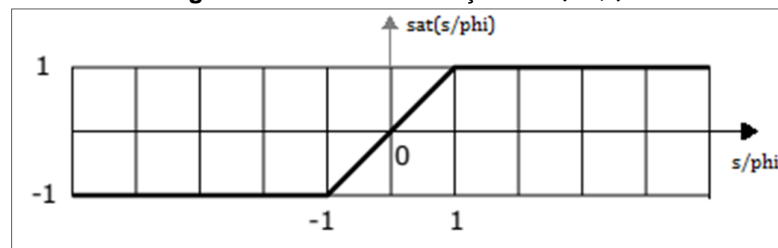
Fonte: autoria própria.

Quando for necessário evitar o *chattering*, pode-se recorrer a funções contínuas cujo comportamento se assemelhe ao da função $\text{sgn}(s)$, para substituí-la na lei de controle, tais são:

- Função saturação (SLOTINE e LI, 1991)

$$\text{sat}(s/\phi) = \begin{cases} \frac{s}{\phi}, & \text{se } |s/\phi| \leq 1 \\ \text{sgn}(s/\phi), & \text{outro modo.} \end{cases} \quad (3.41)$$

Figura 3.5 - Gráfico da função $\text{sat}(s/\phi)$.



Fonte: autoria própria.

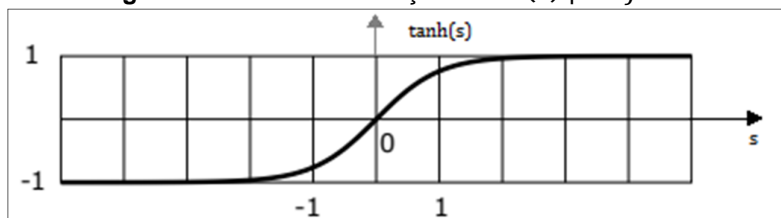
Em que ϕ é a espessura da camada limite.

- Função tangente hiperbólica (FANG et al., 2019)

$$\tanh(s) = \frac{e^{js} - e^{-js}}{e^{js} + e^{-js}} \quad (3.42)$$

Em que j é uma constante positiva e maior que zero.

Figura 3.6 - Gráfico da Função $\tanh(s)$ para $j = 1$.

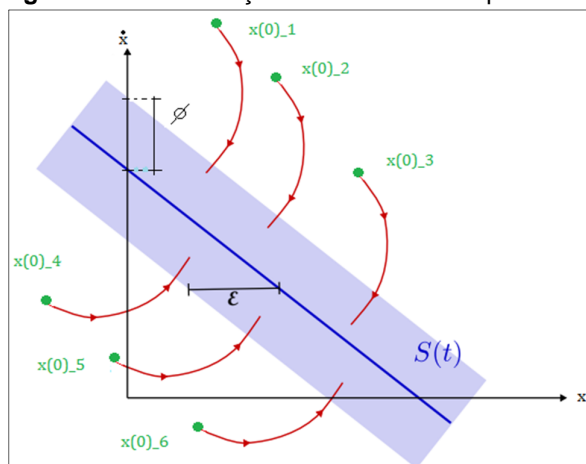


Fonte: autoria própria.

3.2.9 Camada Limite

Para se evitar o problema do *chattering*, deve-se “suavizar” a função sinal ($\text{sgn}(s)$), utilizada na lei de controle através de funções contínuas cujo comportamento se assemelhe ao da função sinal, estabelecendo-se também uma camada limite (\emptyset) em torno da superfície de deslizamento $s(\tilde{x}, t)$, sobre a qual ocorre a transição do sinal (SLOTINE e LI, 1991).

Figura 3.7 - Visualização da camada limite para $n = 2$.



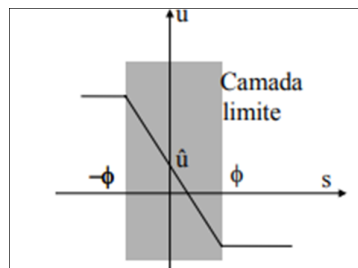
Fonte: autoria própria.

Destarte, utilizando a equação (3.41), o sinal de controle na equação (3.40) deve ser reescrito segundo a equação (3.43):

$$u(t) = \hat{b}^{-1}[-\hat{f} + \ddot{x}_d - 2\lambda(\dot{x}(t) - \dot{x}_d) - \lambda^2(x(t) - x_d) - K_c \text{sat}(s/\phi)] \quad (3.43)$$

Portanto, o controle fica introduzido dentro da camada limite quando $\text{sat}(s/\phi) = s/\phi$, conforme ilustra a figura 3.8.

Figura 3.8 - Controle do modo deslizante confinado na camada limite.



Fonte: Tannuri (2002).

Esta técnica de “suavização” permite minimizar o efeito do *chattering*, mas introduz um erro de acompanhamento, limitado pela largura da camada limite, conforme a equação 3.44, proposta por Slotine e Li (1991).

$$|\tilde{x}| = \frac{\phi}{\lambda^{n+1}} \quad (3.44)$$

Pode-se asseverar que “suavizar” a lei de controle equivale a introduzir um filtro passa-baixa (uma vez que o *chattering* é de alta frequência) na dinâmica da variável s e, conseqüentemente, eliminam-se os chaveamentos (*chattering*). Dessa forma, obtém-se uma camada limite com valor constante ao longo do tempo, uma vez que o parâmetro λ é constante e representa a largura de banda do filtro introduzido sobre a variável $s(\tilde{x}, t)$.

3.2.10 O SMC Integral

A fim de dissipar prováveis desigualdades em regime estacionário entre o valor real e o valor desejado, ou seja, para aniquilar o erro, convém incluir um termo

integral, um controle integral, na equação (3.12). Portanto, tem-se como $\int_0^t \tilde{x}(r) dr$ sendo a variável de interesse. Por conseguinte, o sistema aumenta em uma ordem, por conta desta nova variável de interesse (SLOTINE e LI, 1991). Dessarte, para um sistema de terceira ordem, a variável $s(\tilde{x}, t)$ é definida como a equação (3.45):

$$s(\tilde{x}, t) = \left(\frac{d}{dt} + \lambda \right)^3 \int_0^t \tilde{x}(r) dr \quad (3.45)$$

$$s(\tilde{x}, t) = \ddot{\tilde{x}}(t) + 3\lambda\dot{\tilde{x}}(t) + 3\lambda^2\tilde{x}(t) + \lambda^3 \int_0^t \tilde{x}(r) dr - \ddot{\tilde{x}}(0) - \dot{\tilde{x}}(0) - 3\lambda^2\tilde{x}(0) \quad (3.46)$$

A nova entidade computada para a lei de controle \hat{u} é obtida fazendo $\dot{s}(\tilde{x}, t) = 0$:

$$\dot{s}(\tilde{x}, t) = \dddot{\tilde{x}}(t) + 3\lambda\ddot{\tilde{x}}(t) + 3\lambda^2\dot{\tilde{x}}(t) + \lambda^3\tilde{x}(t) = 0 \quad (3.47)$$

Usando as equações (3.11) e (3.28) na equação (3.47), tem-se:

$$f + bu(t) = \ddot{x}_d - 3\lambda\ddot{\tilde{x}}(t) - 3\lambda^2\dot{\tilde{x}}(t) - \lambda^3\tilde{x}(t) \quad (3.48)$$

Fazendo as devidas estimativas:

$$\hat{u}(t) = \hat{b}^{-1}(\ddot{x}_d - f - 3\lambda\ddot{\tilde{x}}(t) - 3\lambda^2\dot{\tilde{x}}(t) - \lambda^3\tilde{x}(t)) \quad (3.49)$$

E, novamente, para considerar as incertezas do modelo, deve-se adicionar um termo descontínuo na superfície $s(\tilde{x}, t)$, alterando a lei de controle para:

$$u(t) = \hat{b}^{-1}(\ddot{x}_d - f - 3\lambda\ddot{\tilde{x}}(t) - 3\lambda^2\dot{\tilde{x}}(t) - \lambda^3\tilde{x}(t) - K_c \operatorname{sgn}(s)) \quad (3.50)$$

4 TÉCNICAS DE CONTROLE APLICADAS À VÁLVULA BORBOLETA ELETRÔNICA AUTOMOTIVA

Neste capítulo são aplicados os conceitos do capítulo anterior para projetar os controladores linearização por realimentação entrada-saída, modos deslizantes empregando a função sinal, modos deslizantes empregando a função saturação e modos deslizantes empregando a função tangente hiperbólica. Os modelos matemáticos utilizados serão o modelo de Loh et al. (2013) e o modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola. O modelo de Loh et al. (2013) foi selecionado devido à comunidade científica local já está trabalhando com ele para levantamento de parâmetros em laboratório e também por ter uma dedução coerente e completa do equacionamento do sistema em todos os detalhes, sem omissões, uma vez que a grande maioria dos artigos são estritamente resumidos. O modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola também é trabalhado nesta dissertação pelo fato de que em Loh et al. (2013) a não linearidade da mola é considerada constante, então para melhorar a fidelidade do modelo, este acréscimo foi efetuado.

4.1 LINEARIZAÇÃO POR REALIMENTAÇÃO ENTRADA-SAÍDA UTILIZANDO O MODELO DE LOH

Uma vez tomando o modelo em espaço de estados da equação (2.72), com seus respectivos valores de parâmetros da tabela 2.3 e constantes de simplificação da equação (2.71), deriva-se a saída ($y = x_1$) até que a entrada ($u = v_a(t)$) apareça, com sucessivas substituições dos termos derivados da equação em espaço de estados.

Derivando a saída, que é o ângulo de abertura da válvula, sucessivas vezes até que se ache uma relação direta entre saída e entrada, tem-se:

$$\ddot{y} = -k_1\dot{x}_1 - k_2\dot{x}_2 + k_3\dot{x}_3 - k_4 \frac{d(S(x_2))}{dt} \quad (4.1)$$

Lembrando que a aproximação de $S(x_2)$ é dada pela equação (2.73), então:

$$\ddot{y} = -k_1 \dot{x}_1 - k_2 \dot{x}_2 + k_3 \dot{x}_3 - k_4 \frac{d[(2/(1 + e^{-\delta x_2})) - 1]}{dt} \quad (4.2)$$

E, agrupando os termos de \ddot{y} :

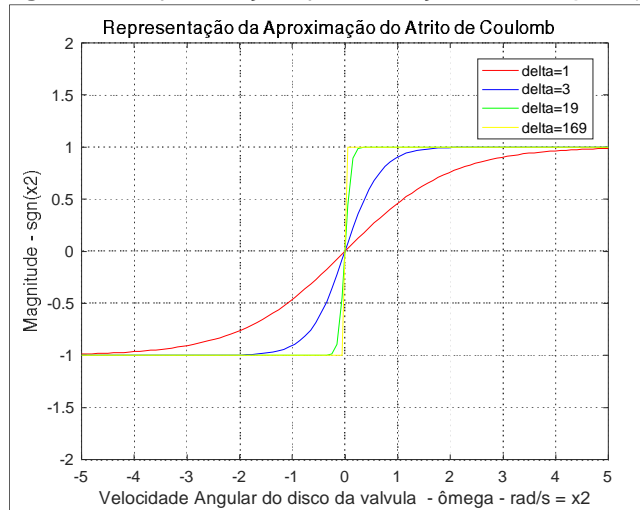
$$\begin{aligned} \ddot{y} = & (k_2 k_1) x_1 + (-k_1 + k_2^2 - k_3 k_6) x_2 - k_3 (k_2 + k_7) x_3 - \\ & k_4 \frac{d[(2/(1 + e^{-\delta x_2})) - 1]}{dt} + k_2 k_5 + \\ & k_2 k_4 [(2/(1 + e^{-\delta x_2})) - 1] + k_3 k_8 u(t) \end{aligned} \quad (4.3)$$

Com $\frac{d[(2/(1+e^{-\delta x_2})) - 1]}{dt} = \frac{\delta 2e^{-\delta x_2}}{(1+e^{-\delta x_2})^2} \dot{x}_2$. Fazendo $v = \ddot{y}$ pela equação (3.4) e usando a equação (3.8), tem-se a lei de controle:

$$\begin{aligned} u(t) = & \{v + [-(k_2 k_1) x_1 - (-k_1 + k_2^2 - k_3 k_6) x_2 + k_3 (k_2 + k_7) x_3 + \\ & k_4 \frac{d[(2/(1 + e^{-\delta x_2})) - 1]}{dt} - k_2 k_5 - \\ & k_2 k_4 [(2/(1 + e^{-\delta x_2})) - 1]]\} / k_3 k_8 \end{aligned} \quad (4.4)$$

Aplicando $\delta = 19$, a fim de se obter uma melhor aproximação de $S(x_2)$, conforme simulação da figura 4.1:

Figura 4.1 - Aproximações para a função $S(x_2) = \text{sgn}(\omega_n)$.



Fonte: autoria própria.

Foram realizadas simulações para diferentes valores de ζ e ω_n a fim de analisar o tempo de resposta da abertura da válvula e o consumo de tensão e corrente em cada situação. Empregando a transformada de Laplace na equação (3.6):

$$s^3 + s^2 k_{-2} + s k_{-1} + k_{-0} = 0 \quad (4.5)$$

E escolhendo os polos tal que se tenha uma dinâmica definida por $\zeta = 0,7$ e $\omega_n = 100 \text{ rad/s}$ para os polos complexos dominantes e o polo real em -35 , tem-se $s_{1,2} = -\zeta\omega_n \pm j \omega_n(1 - \zeta^2)^{\frac{1}{2}} = -70 \pm j 71,41$ e $s_3 = -35$. Substituindo na equação (4.5), pode-se encontrar os valores dos ganhos constantes:

$$k_{-} = [350 \ 14,9 \ 0,18] 10^3 \quad (4.6)$$

Substituindo-os na equação (3.7), acha-se o valor de v , para substituir na equação (4.4). No entanto, deseja-se fazer um ajuste de sintonia em relação à escolha dos polos, de maneira que se possa tentar achar um menor tempo de resposta e uma possível economia de tensão.

Na segunda tentativa, escolhendo os polos tal que se tenha uma dinâmica definida por $\zeta = 0,65$ e $\omega_n = 76,9 \text{ rad/s}$ para os polos complexos dominantes, e o polo real posto em -60 , tem-se $s_{1,2} = -\zeta\omega_n \pm j \omega_n(1 - \zeta^2)^{\frac{1}{2}} = -49,985 \pm j 58,43$ e $s_3 = -60$. E, seguindo o mesmo algoritmo de cálculo supracitado, para estas especificações, tem-se como ganho:

$$k_{-} = [354,753 \ 11,91 \ 0,15997] 10^3 \quad (4.7)$$

Na terceira tentativa, escolhendo os polos tal que se tenha uma dinâmica definida por $\zeta = 0,45$ e $\omega_n = 269,29 \text{ rad/s}$ para os polos complexos dominantes e o polo real posto em -70 , tem-se $s_{1,2} = -\zeta\omega_n \pm j \omega_n(1 - \zeta^2)^{\frac{1}{2}} = -133,33 \pm j 264,59$ e $s_3 = -70$. E, seguindo o mesmo algoritmo de cálculo supracitado, para estas especificações, tem-se como ganho:

$$k_- = [6.144,931 \ 106,45099 \ 0,33666] 10^3 \quad (4.8)$$

4.2 LINEARIZAÇÃO POR REALIMENTAÇÃO UTILIZANDO O MODELO DE LOH ACRESCENTADO DA NÃO LINEARIDADE DA MOLA

Nesta seção usar-se-á o mesmo modelo de Loh et al. (2013), porém acrescentado da não linearidade da mola, conforme descrito por Rui et al. (2017); uma vez que Loh et al. (2013) considerou o torque de retorno da mola (T_{PL}) como sendo uma constante. Todos os parâmetros usados neste projeto são, novamente, os da tabela 2.3, exceto o parâmetro K_m , que é o coeficiente de compensação da mola, com seu valor nominal expresso na tabela 2.1. Segundo Rui et al (2017), a função que representa a não linearidade da mola é dada pela equação (2.52). Dessa forma, acrescentando a não linearidade da mola, representada pelo torque não linear de retorno da mola T_s , substituindo-o em lugar de T_{PL} e fazendo $k_b = k_m/J_{eq}$, tem-se o novo modelo em espaço de estados adaptado como sendo:

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_2 \\ -k_1x_1 - k_2x_2 + k_3x_3 - k_4S(x_2) - k_1(x_1 - x_{1_0}) - k_b \operatorname{sgn}(x_1 - x_{1_0}) \\ -k_6x_2 - k_7x_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ k_8 \end{bmatrix} u(t) \quad (4.9)$$

Em que $x_{1_0} = \theta_0$ é a posição angular relativa ao *limp home*, de aproximadamente 7° , e $\operatorname{sgn}(x_1 - x_{1_0})$ é dado pela aproximação:

$$\operatorname{sgn}(x_1 - x_{1_0}) \cong (2/(1 + e^{-\delta_m(x_1 - x_{1_0})})) - 1 \quad (4.10)$$

Seguindo a mesma sequência da memória de cálculo da seção 4.1:

$$\ddot{y} = k_3\dot{x}_3 - k_2\dot{x}_2 - 2k_1\dot{x}_1 - \frac{d(k_b((2/(1 + e^{-\delta_m(x_1 - x_{1_0})})) - 1))}{dt} - \frac{d(k_4((2/(1 + e^{-\delta x_2})) - 1))}{dt} \quad (4.11)$$

Em que:

$$\frac{d(k_b ((2/(1 + e^{-\delta_m(x_1-x_{10})))) - 1))}{dt} = k_b \left[-\frac{2\delta_m e^{-\delta_m(x_1-x_{10})}}{(1 + e^{-\delta_m(x_1-x_{10})})^2} \right] x_2 \quad (4.12)$$

Lembrando que $\dot{x}_1 = x_2$. E, por fim, obtém-se o respectivo sinal de controle:

$$u(t) = \left\{ v + \left[2k_1x_2 + k_3(k_6x_2 + k_7x_3) + k_4 \frac{d((2/(1 + e^{-\delta x_2})) - 1)}{dt} + k_2\dot{x}_2 + \frac{d(k_b (2/(1 + e^{-\delta_m(x_1-x_{10})))) - 1)}{dt} \right] \right\} / k_3k_8 \quad (4.13)$$

Para esta seção, apesar do acréscimo da não linearidade da mola, os ganhos para o cálculo de v , conforme equação (3.5), são os mesmos da seção 4.1.

4.3 MODOS DESLIZANTES UTILIZANDO O MODELO DE LOH EMPREGANDO A FUNÇÃO SINAL

Para ilustrar o efeito do *chattering*, usar-se-á a função original da teoria de controle por modos deslizantes: a função sinal ($sgn(s)$), que quando empregada, suscita o *chattering*, fenômeno de perigosas vibrações de alta frequência e amplitude do sistema controlado. Estas vibrações são causadas pela alta frequência de chaveamento do controlador, pelo fato de se necessitar usar a função sinal, como já mencionado.

Semelhantemente à seção 4.1, seguir-se-á a mesma metodologia de modelo e de parâmetros, porém usar-se-á uma redução dinâmica. Isto consiste em fazer $L_a = 0,0015 \approx 0$, que implica em $1/k_8 \approx 0$. Sendo o sistema original:

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_2 \\ -k_1x_1 - k_2x_2 + k_3x_3 - k_4S(x_2) - k_5 \\ -k_6x_2 - k_7x_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ k_8 \end{bmatrix} u(t) \quad (4.14)$$

Após a redução dinâmica, assume o seguinte formato em espaço de estados:

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_2 \\ -k_1x_1 - k_2x_2 - (k_3k_6/k_7)x_2 - k_4S(x_2) - k_5 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ k_8 \frac{k_3}{k_7} \end{bmatrix} u(t) \quad (4.15)$$

A definição da superfície de deslizamento para o modelo supracitado dá-se pelo desenvolvimento da equação (3.10) e igualando à equação (3.9), para $n = 2$, conforme:

$$s(\tilde{x}, t) = x_2 + \lambda(x_1 - x_d) = 0 \quad (4.16)$$

Em que x_d é o valor desejado para a abertura do ângulo da válvula borboleta. Derivando a equação (4.16):

$$\dot{s}(\tilde{x}, t) = \dot{x}_2 + \lambda x_2 \quad (4.17)$$

Para fazer $\dot{s}(\tilde{x}, t) = 0$, extrai-se o valor de $\ddot{x} = \dot{x}_2$:

$$\ddot{x} = -\lambda x_2 \quad (4.18)$$

Sendo:

$$\ddot{y} = \ddot{x} = f + b u(t) \quad (4.19)$$

E, estimadamente:

$$\ddot{y} = \hat{f} + \hat{b} u(t) \quad (4.20)$$

Conforme a equação (4.19) e (4.15), f e \hat{f} seguem o formato:

$$f = -k_1x_1 - k_2x_2 - \frac{k_3k_6}{k_7}x_2 - k_4S(x_2) - k_5 \quad (4.21)$$

$$\hat{f} = -\hat{k}_1x_1 - \hat{k}_2x_2 - \frac{\hat{k}_3\hat{k}_6}{\hat{k}_7}x_2 - \hat{k}_4S(x_2) - \hat{k}_5 \quad (4.22)$$

A obtenção dos parâmetros estimados é dada pela equação (3.27). Isolando $u(t)$ na equação (4.20), sabendo que \hat{f} é dado pela equação (4.22):

$$u(t) = \hat{b}^{-1}[-\lambda x_2 - \hat{f}] \quad (4.23)$$

Para considerar as incertezas do modelo, deve-se adicionar um termo descontínuo da equação (3.32), a função sinal, na superfície de deslizamento $s(\tilde{x}, t)$ juntamente com o parâmetro K_c , alterando a lei de controle para:

$$u(t) = \hat{b}^{-1}[-\lambda x_2 - \hat{f} - K_c \operatorname{sgn}(s)] \quad (4.24)$$

Para o cálculo de K_c , conforme o algoritmo infracitado.

1 - Definir $s(0)$ através do desenvolvimento da equação (3.10):

$$s(0) = \lambda [x_1(0) - x_d] \quad (4.25)$$

2 - Definir o tempo de alcance tr através de uma noção média do tempo de resposta esperado para o ângulo da válvula borboleta atingir o valor desejado x_d . Para o objetivo de controle deste projeto utilizou-se $tr = 0,1$ s.

3 - Cálculo de η através da equação (3.26).

4 - Cálculo de $F(x, \dot{x}, t)$, que é o maior erro de modelagem que se possa ter em módulo, através da equação (3.29).

5 - Enfim, o cálculo de K_c usando as equações (3.30) e (3.31).

6 - Ajuste de sintonia de K_c para convergência do valor desejado para a abertura da válvula borboleta.

7 - Ajustes de λ para obtenção de um melhor tempo de resposta.

4.4 MODOS DESLIZANTES UTILIZANDO O MODELO DE LOH EMPREGANDO A FUNÇÃO SATURAÇÃO

Para empregar a função saturação a fim de eliminar o efeito do *chattering*, usa-se a equação (3.41), a função saturação, e a substitui em lugar da função sinal ($sgn(s)$) na equação (4.24), conforme:

$$u(t) = \hat{b}^{-1}[-\lambda x_2 - \hat{f} - K_c \text{sat}(s/\emptyset)] \quad (4.26)$$

Ademais, se usa o mesmo algoritmo da seção 4.3 para a memória desta seção, acrescentando o passo 8 infracitado:

8 - Ajuste de \emptyset a fim de que se tenha um menor gasto de tensão e também um menor erro de acompanhamento, consoante a equação (3.44).

4.5 MODOS DESLIZANTES UTILIZANDO O MODELO DE LOH EMPREGANDO A FUNÇÃO TANGENTE HIPERBÓLICA

Para empregar a função tangente hiperbólica a fim de eliminar o efeito do *chattering*, usa-se a equação (3.42), a função tangente hiperbólica, e a substitui em lugar da função sinal ($sgn(s)$) na equação (4.24), conforme:

$$u(t) = \hat{b}^{-1}[-\lambda x_2 - \hat{f} - K_c \tanh(s)] \quad (4.27)$$

Ademais, se usa o mesmo algoritmo da seção 4.3 para a memória de cálculo desta seção.

4.6 MODOS DESLIZANTES UTILIZANDO O MODELO DE LOH ACRESCENTADO DA NÃO LINEARIDADE DA MOLA EMPREGANDO A FUNÇÃO SATURAÇÃO

Semelhantemente à seção 4.3, seguir-se-á a mesma metodologia de modelo e de parâmetros, porém usar-se-á uma redução dinâmica. Tal redução consiste em desprezar a indutância de armadura do motor DC, fazendo $L_a = 0,0015 \approx 0$, que

implica em $1/k_8 \approx 0$. Dessa forma, o sistema descrito na equação (4.9), onde se acrescenta a não linearidade da mola ao modelo de Loh et al. (2013), assume o seguinte formato:

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -k_1 x_1 - k_2 x_2 - (k_3 k_6 / k_7) x_2 - k_4 S(x_2) - k_1 (x_1 - x_{1_0}) - k_b \operatorname{sgn}(x_1 - x_{1_0}) \\ 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ k_8 \quad k_3 / k_7 \end{bmatrix} \quad (4.28)$$

A memória de cálculo desta seção é a mesma da seção 4.3, exceto com a mudança das equações (4.21) e (4.22), que, por conta do acréscimo da não linearidade da mola, assumem a seguinte configuração:

$$f = -k_1 x_1 - k_2 x_2 - \frac{k_3 k_6}{k_7} x_2 - k_4 S(x_2) - k_1 (x_1 - x_{1_0}) - k_b \operatorname{sgn}(x_1 - x_{1_0}) \quad (4.29)$$

$$\hat{f} = -\hat{k}_1 x_1 - \hat{k}_2 x_2 - \frac{\hat{k}_3 \hat{k}_6}{\hat{k}_7} x_2 - \hat{k}_4 S(x_2) - \hat{k}_1 (x_1 - x_{1_0}) - \hat{k}_b \operatorname{sgn}(x_1 - x_{1_0}) \quad (4.30)$$

E a lei de controle também é modificada e assume a mesma forma da equação (4.26).

4.7 MODOS DESLIZANTES UTILIZANDO O MODELO DE LOH ACRESCENTADO DA NÃO LINEARIDADE DA MOLA EMPREGANDO A FUNÇÃO TANGENTE HIPERBÓLICA

Seu algoritmo da memória de cálculo de controle segue o mesmo esquema da seção 4.5, exceto pela lei de controle que é modificada e assume a forma da equação (4.27). Juntamente com as modificações das equações (4.29) e (4.30).

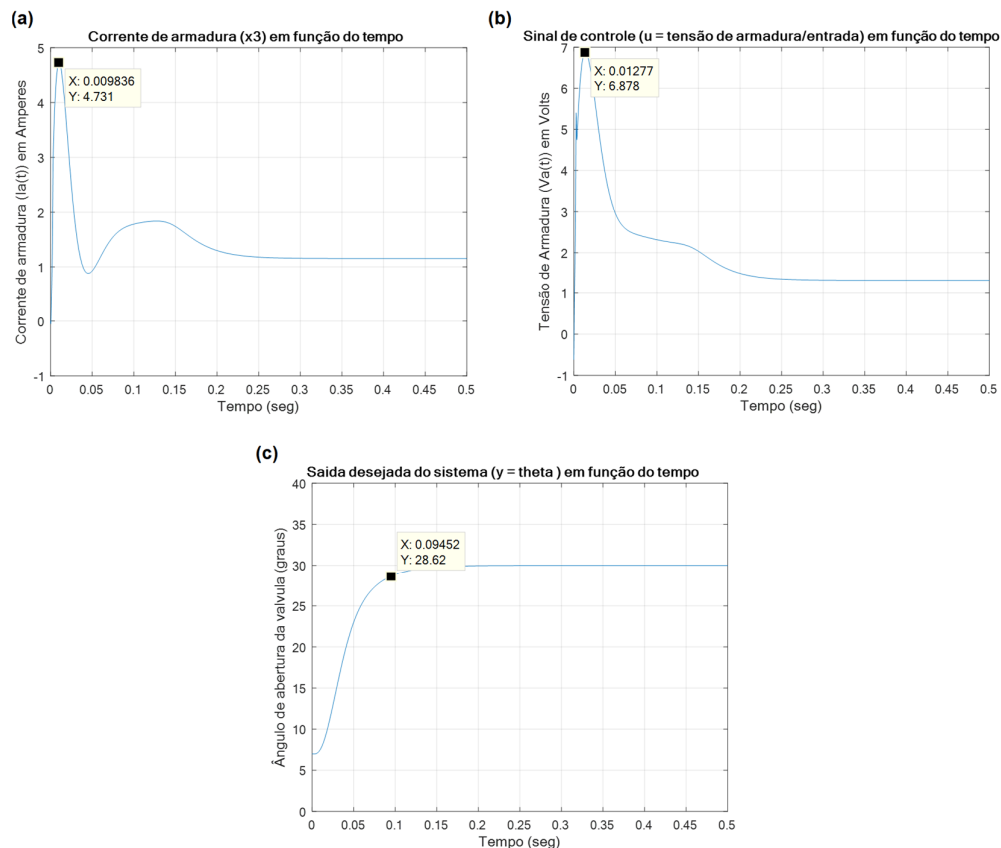
5 RESULTADOS SIMULADOS

Neste capítulo são apresentados os resultados das simulações, realizadas no programa MATLAB, referentes aos projetos dos controladores elaborados no capítulo 4.

5.1 LINEARIZAÇÃO POR REALIMENTAÇÃO ENTRADA – SAÍDA UTILIZANDO O MODELO DE LOH

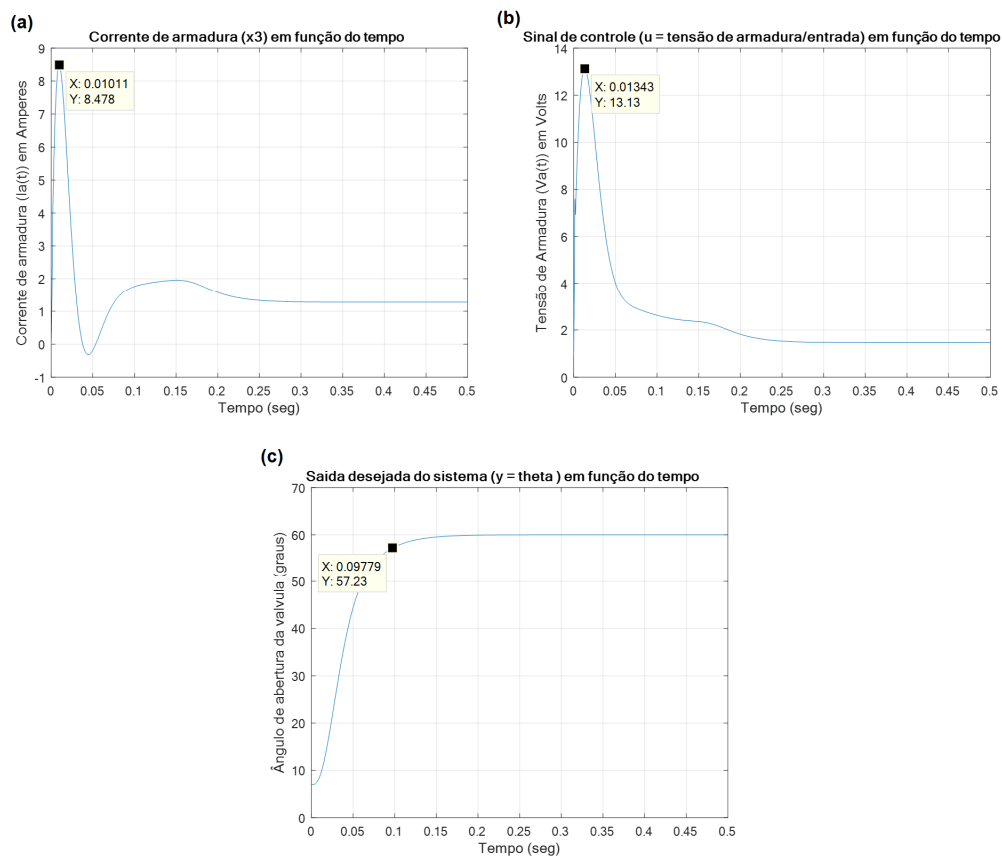
Foram efetuadas simulações (figuras 5.1 a 5.3) para os três valores de ganhos diferentes (equações 4.6 a 4.8), consoante memória de cálculo da seção 4.1, tendo como valor desejado para a abertura da válvula ângulos de 30° , 60° e 90° . Posto isto, e utilizando a equação (4.6), obtém-se:

Figura 5.1 - Linearização por realimentação entrada-saída, modelo de Loh et al. (2013), $\theta=30^\circ$, $\zeta=0,7$ e $\omega_n=100$ rad/s: (a) corrente de armadura; (b) tensão de armadura; (c) ângulo de abertura da válvula.



Fonte: autoria própria.

Figura 5.2 - Linearização por realimentação entrada-saída, modelo de Loh et al. (2013), $\theta=60^\circ$, $\zeta=0,7$ e $\omega_n=100$ rad/s: (a) corrente de armadura; (b) tensão de armadura; (c) ângulo de abertura da válvula.



Fonte: autoria própria.

Figura 5.3 - Linearização por realimentação entrada-saída, modelo de Loh et al. (2013), $\theta=90^\circ$, $\zeta=0,7$ e $\omega_n=100$ rad/s: (a) corrente de armadura; (b) tensão de armadura; (c) ângulo de abertura da válvula. (continua)

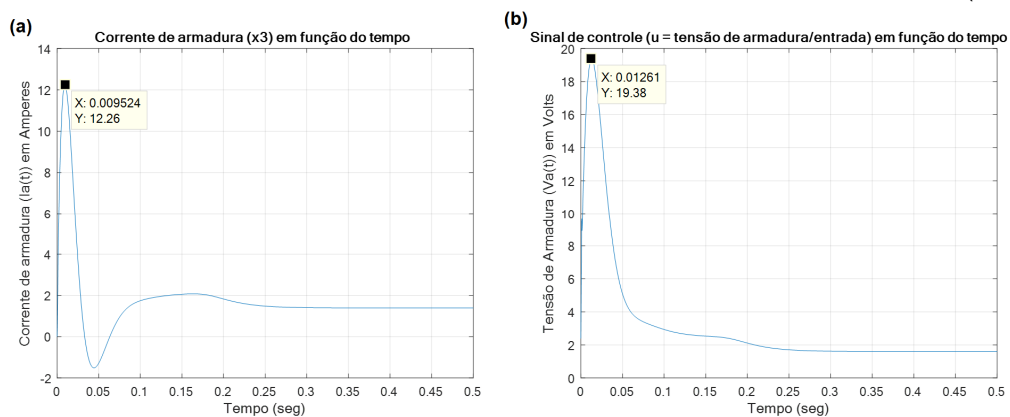
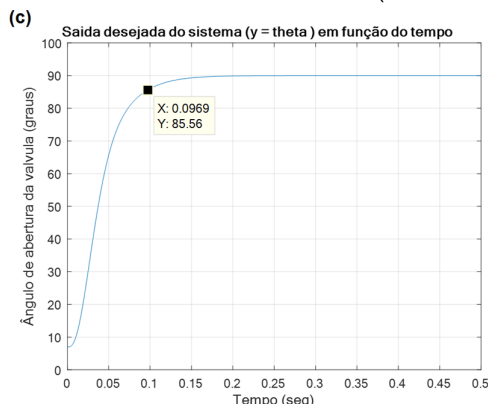


Figura 5.3 - (c) Ângulo de abertura da válvula. (conclusão)



Fonte: autoria própria.

A tabela 5.1 integra os resultados usando a especificação de $\zeta = 0,7$ e $\omega_n = 100$ rad/s, conforme os ganhos da equação 4.6, para o modelo de Loh et al. (2013).

Tabela 5.1 - Resultados integrados das simulações – Método linearização por realimentação entrada-saída – Modelo de Loh et al. (2013) – $\zeta = 0,7$ e $\omega_n = 100$ rad/s.

Métodos de avaliação	Linearização por realimentação - Modelo de Loh et al. (2013) $\zeta=0,7$ e $\omega_n=100$ rad/s								
	V_p (V)			I_p (A)			T_r (seg)		
	30°	60°	90°	30°	60°	90°	30°	60°	90°
Critério de 5%	6,878	13,13	19,38	4,73	8,478	12,26	0,0945	0,09779	0,0969
Estabilização	6,878	13,13	19,38	4,73	8,478	12,26	0,2574	0,2798	0,2927

Fonte: autoria própria.

A tabela 5.2 integra os resultados obtidos das simulações referentes aos ganhos das equações (4.6), (4.7) e (4.8) na estabilização do sinal, que são relativas às diferentes especificações de ζ e ω_n .

Tabela 5.2 - Resultados integrados das simulações – Método linearização por realimentação entrada-saída – Modelo de Loh et al. (2013).

(continua)

Elementos de sintonia	Modelo de Loh et al. (2013)								
	i_p (A)			V_p (V)			T_r (seg)		
	30°	60°	90°	30°	60°	90°	30°	60°	90°
$\zeta = 0,7$ $\omega_n = 100$	4,731	8,478	12,26	6,878	13,13	19,38	0,2574	0,2798	0,2927

Tabela 5.2 - Resultados integrados das simulações – Método linearização por realimentação entrada-saída – Modelo de Loh et al. (2013).

(conclusão)

Elementos de sintonia	Modelo de Loh et al. (2013)								
	i_p (A)			V_p (V)			T_r (seg)		
	30°	60°	90°	30°	60°	90°	30°	60°	90°
$\zeta = 0,65$ $\omega_n = 76,9$	5,014	9,261	13,44	7,669	14,94	22,21	0,1676	0,1706	0,1971
$\zeta = 0,45$ $\omega_n = 269,29$	24,05	52,99	81,94	32,78	72,64	112,9	0,1223	0,1348	0,1406

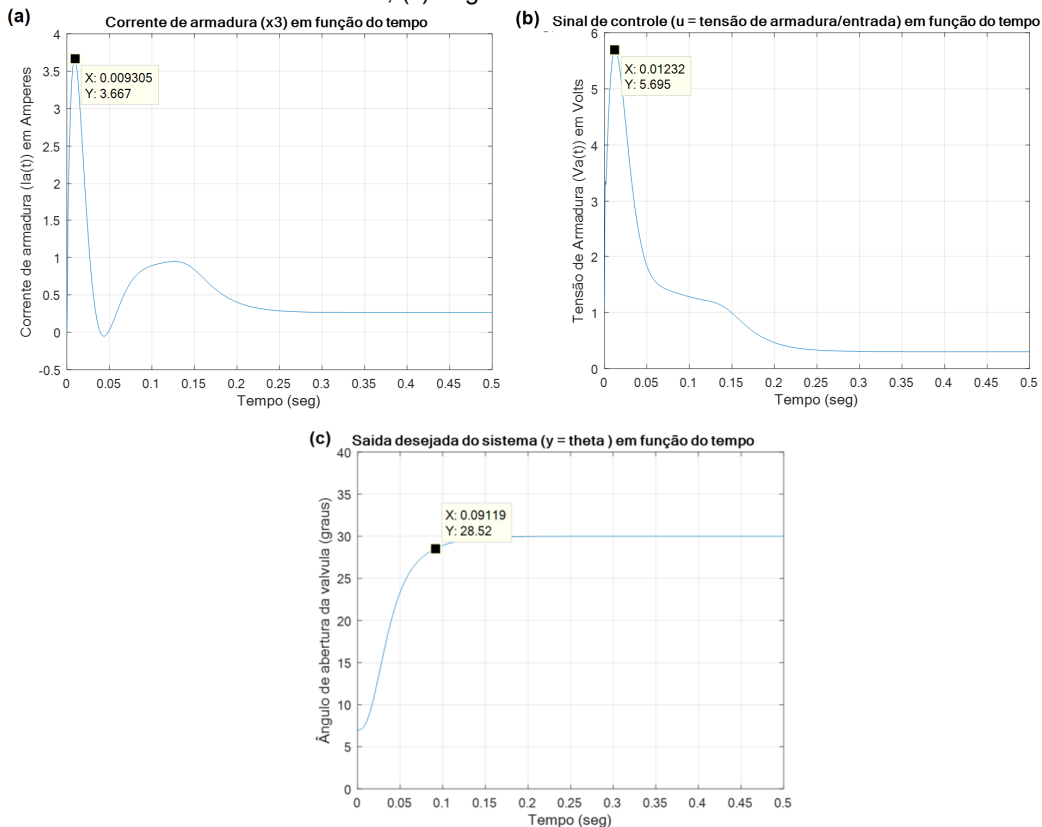
Fonte: autoria própria.

Lembrando que todos estes resultados na tabela 5.2 são para o sinal na estabilização. Pode-se observar que na proporção que se diminui ζ , diminui-se o tempo de resposta, porém aumenta-se a corrente de armadura e a energia do controlador, que é a tensão de armadura do motor DC. Para os elementos de sintonia $\zeta=0,45$ e $\omega_n = 269,29$ rad/s, a corrente e a tensão tiveram valores muito altos, o que torna inviável sua implementação na prática. O propósito das simulações referentes à tabela 5.2 é demonstrar o efeito das variações dos elementos de sintonia sobre os valores de corrente, tensão e tempo de resposta da abertura da válvula. Desse modo, pode-se analisar a viabilidade de implementação.

5.2 LINEARIZAÇÃO POR REALIMENTAÇÃO UTILIZANDO O MODELO DE LOH ACRESCENTADO DA NÃO LINEARIDADE DA MOLA

Foram efetuadas simulações para os três valores de ganhos diferentes (equações 4.6 a 4.8), consoante memória de cálculo da seção 4.2, tendo como valor desejado para a abertura da válvula ângulos de 30°, 60° e 90°. Posto isto, e utilizando a equação (4.6), obtém-se:

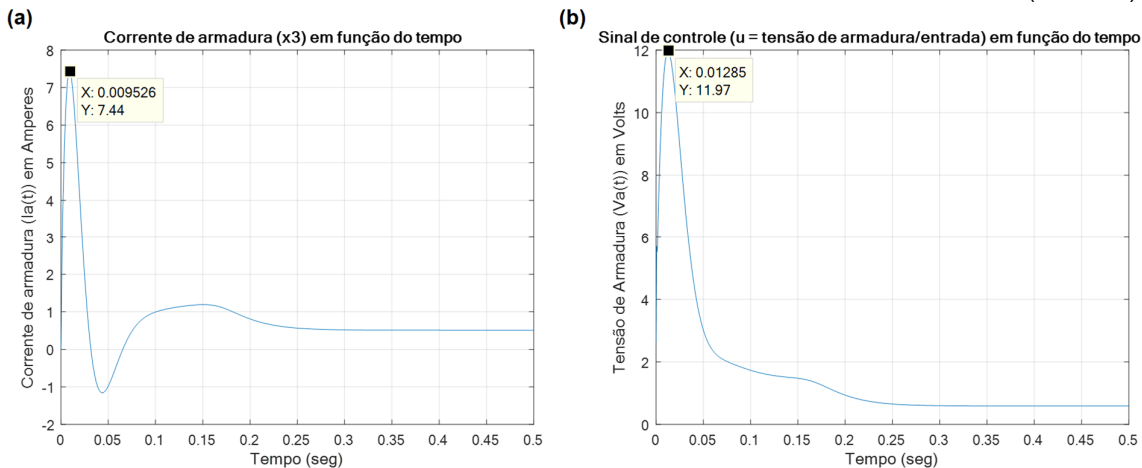
Figura 5.4 - Linearização por realimentação entrada-saída, modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola, $\theta=30^\circ$, $\zeta=0,7$ e $\omega_n=100$ rad/s: (a) corrente de armadura; (b) tensão de armadura; (c) ângulo de abertura da válvula.



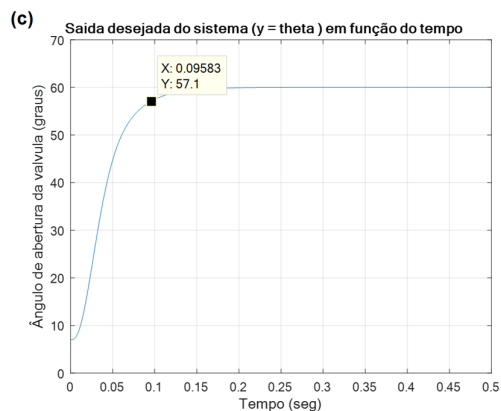
Fonte: autoria própria.

Figura 5.5 - Linearização por realimentação entrada-saída, modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola, $\theta=60^\circ$, $\zeta=0,7$ e $\omega_n=100$ rad/s: (a) corrente de armadura, (b) tensão de armadura; (c) ângulo de abertura da válvula.

(continua)

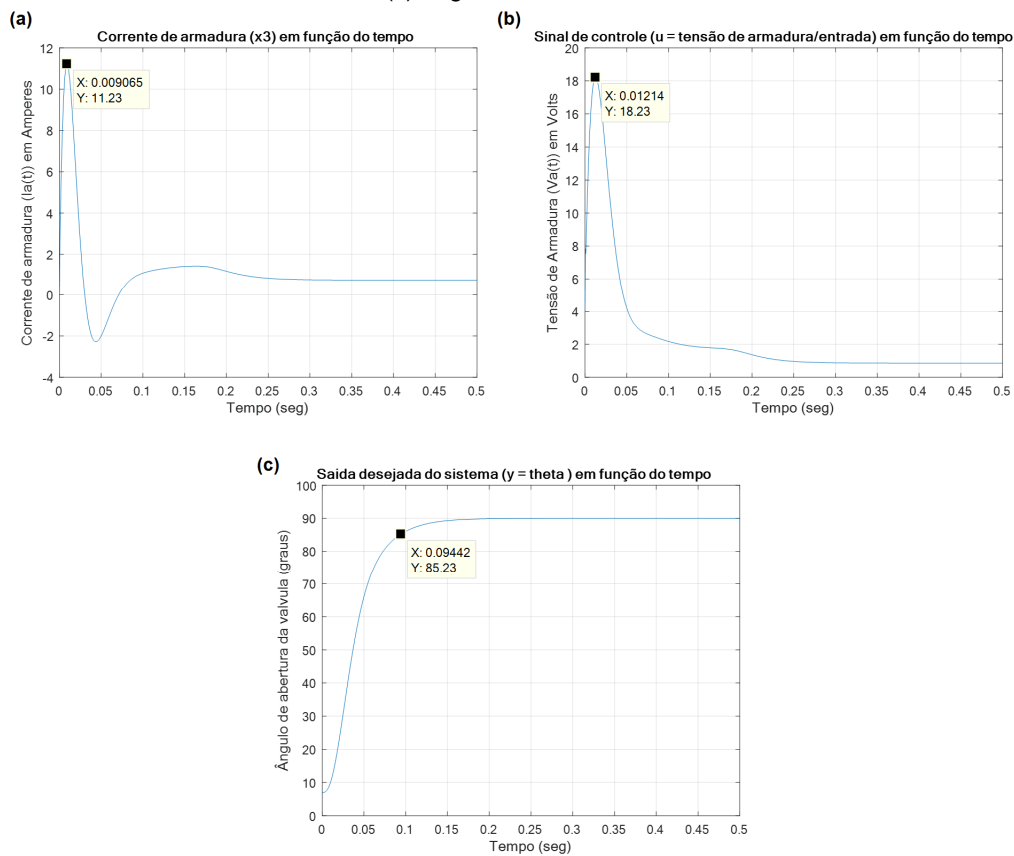


**Figura 5.5 - (c) Ângulo de abertura da válvula.
(conclusão)**



Fonte: autoria própria.

Figura 5.6 - Linearização por realimentação entrada-saída, modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola, $\theta=90^\circ$, $\zeta=0,7$ e $\omega_n=100$ rad/s: (a) corrente de armadura; (b) tensão de armadura; (c) ângulo de abertura da válvula.



Fonte: autoria própria.

A tabela 5.3 integra os resultados usando a especificação de $\zeta=0,7$ e $\omega_n=100$ rad/s, conforme os ganhos da equação (4.6), para o modelo de Loh acrescentado da não linearidade da mola.

Tabela 5.3 - Resultados integrados das simulações – $\zeta=0,7$ e $\omega_n=100$ rad/s – Método linearização por realimentação entrada-saída – Modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola.

Métodos de avaliação do sinal	Linearização por realimentação - Modelo de Loh et al. (2013) - $\zeta=0,7$ e $\omega_n=100$ rad/s								
	V_p (V)			I_p (A)			T_r (seg)		
	30°	60°	90°	30°	60°	90°	30°	60°	90°
Critério de 5%	5,695	11,97	18,23	3,667	7,44	11,93	0,09119	0,09583	0,09442
Estabilização	5,695	11,97	18,23	3,667	7,44	11,93	0,2574	0,2788	0,294

Fonte: autoria própria.

A tabela 5.4 integra os resultados obtidos das simulações referentes aos ganhos das equações (4.6), (4.7) e (4.8) na estabilização do sinal, que são relativas às diferentes especificações de ζ e ω_n .

Tabela 5.4 - Resultados integrados das simulações – Método linearização por realimentação entrada-saída – Modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola.

Elementos de sintonia	Modelo de Loh et al. (2013) acrescido da não linearidade da mola								
	i_p (A)			V_p (V)			T_r (seg)		
	30°	60°	90°	30°	60°	90°	30°	60°	90°
$\zeta=0,7$ $\omega_n=100$	3,667	7,44	11,93	5,695	11,97	18,23	0,09119	0,09583	0,09442
$\zeta=0,65$ $\omega_n=76,9$	3,998	8,223	12,4	6,486	13,79	21,08	0,1666	0,1691	0,1708
$\zeta=0,45$ $\omega_n=269,29$	23,01	51,96	80,69	31,56	71,54	111,7	0,1215	0,1341	0,1407

Fonte: autoria própria.

Pode-se afirmar que as conclusões das simulações referentes à tabela 5.4 são as mesmas das simulações referentes à tabela 5.2. No entanto, pode-se verificar que o modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola teve um melhor desempenho tanto no tempo de resposta quanto à economia de energia. Além de tudo, vale ressaltar que é um modelo mais preciso da válvula borboleta eletrônica automotiva.

5.3 MODOS DESLIZANTES UTILIZANDO O MODELO DE LOH EMPREGANDO A FUNÇÃO SINAL

Foram efetuadas simulações no MATLAB, consoante memória de cálculo do projeto do controlador da seção 4.3, levando em conta uma variação total de imprecisão de 20% nos valores de parâmetros do modelo da válvula, da seguinte forma: considerando os valores de parâmetros da tabela 2.3, considera-se o valor mínimo como sendo uma variação de -10% sob valor tabelado, bem como considera-se o valor máximo uma variação de + 10% sobre o valor tabelado. Estipulou-se esta variação a fim de referenciar um valor tal que seja uma quantidade média genérica de variação de parâmetros, até mesmo porque se trata de valores os quais foram identificados por Loh et al. (2013) para uma válvula borboleta específica do modelo DV-E5 ETC da Bosch.

Uma vez que, tendo-se como valor desejado para a abertura da válvula o ângulo de 30° e esta seção tem o propósito de ilustrar o efeito do *chattering*, foi usada a mesma sintonia de parâmetros de projeto da seção 5.4 para o mesmo ângulo de 30° . O sinal alcança 95% do seu valor desejado em 0,1459s.

Figura 5.7 - Modos deslizantes ando a função sinal, modelo de Loh et al. (2013) com redução dinâmica, $\theta=30^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura; (c) tensão de armadura - *zoom*.

(continua)

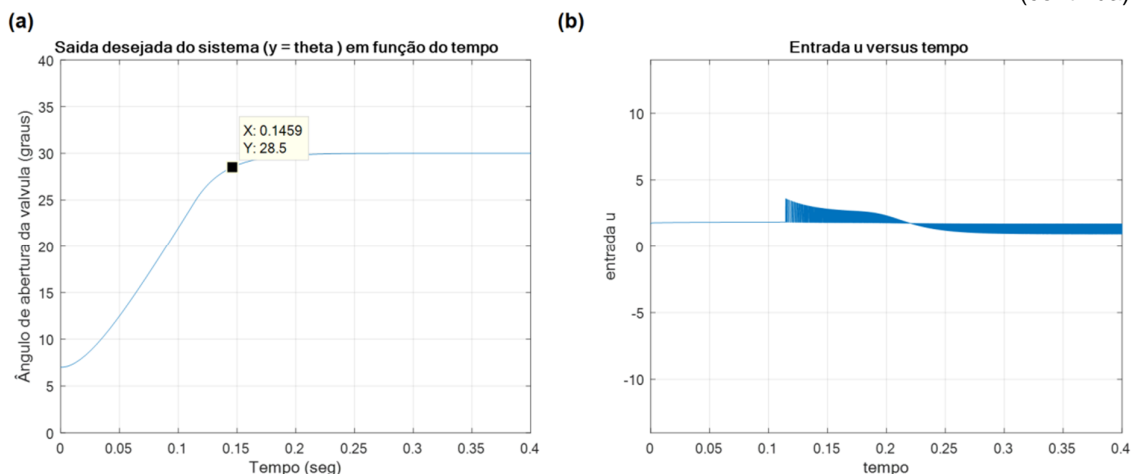


Figura 5.7 - (c) Tensão de armadura - zoom.
(conclusão)

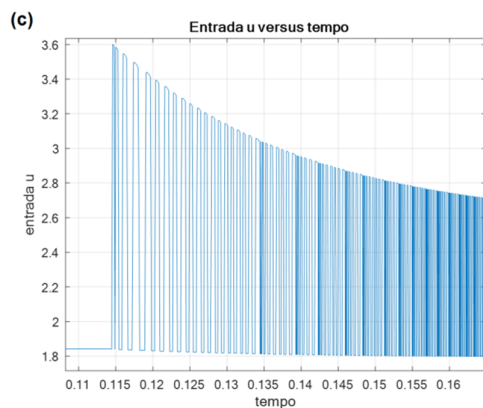
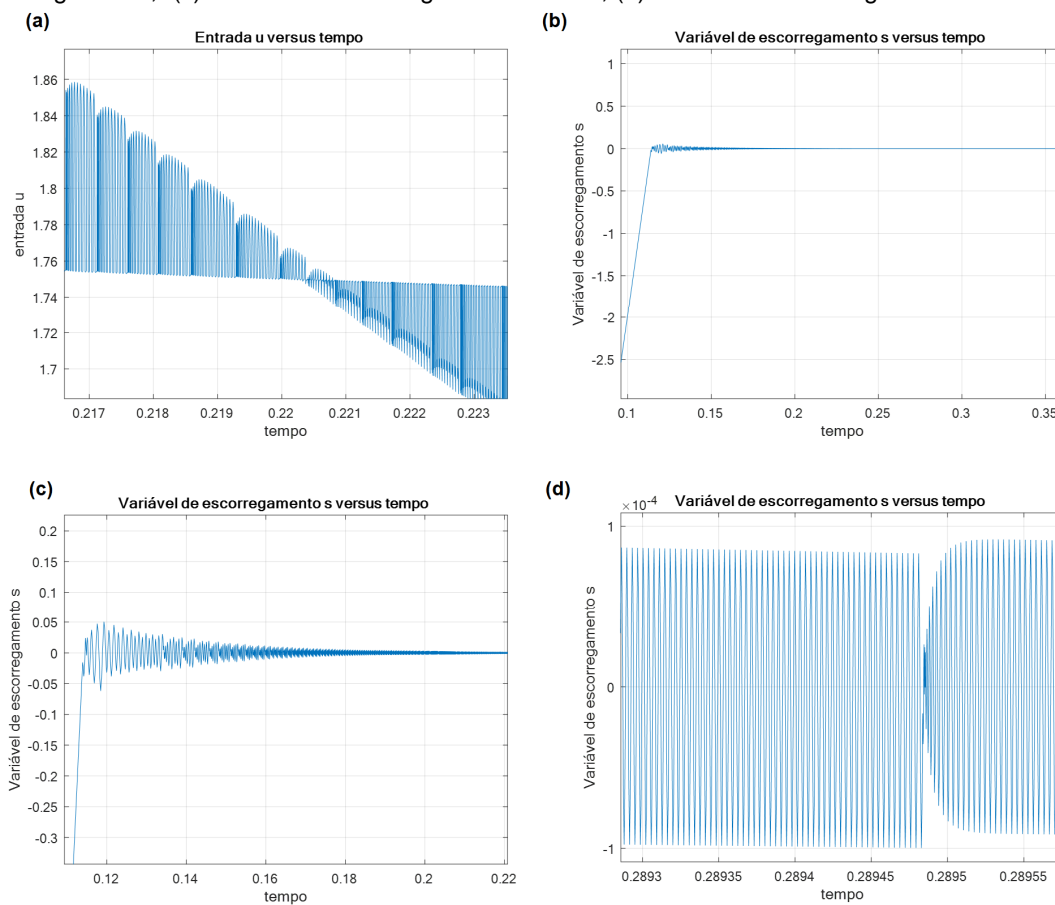


Figura 5.8 - Modos deslizantes empregando a função sinal, modelo de Loh et al. (2013) com redução dinâmica, $\theta=30^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) tensão de armadura - novo zoom; (b) variável de escorregamento; (c) variável de escorregamento - zoom; (d) variável de escorregamento - novo zoom.



5.4 MODOS DESLIZANTES UTILIZANDO O MODELO DE LOH EMPREGANDO A FUNÇÃO SATURAÇÃO

Foram efetuadas simulações consoante memória de cálculo da seção 4.4, levando em consideração uma imprecisão de 20% nos valores de parâmetros do modelo da válvula, tendo como valor desejado para a abertura da válvula ângulos de 30°, 60° e 90°. O *chattering* também é eliminado usando a equação (3.41). Considerando uma imprecisão de 20%, para cada valor de ângulo de referência diferente, o método modos deslizantes exige uma sintonia diferente. A sintonia mais ideal possível é obtida através de busca empírica exaustiva. Na simulação relativa ao ângulo de 30°, a sintonia dos parâmetros de projeto a qual se obteve os melhores resultados, em termos de melhor tempo casado com maior economia de energia do controlador; foi respectivamente:

$$\lambda = 39, \phi = 0,7 \text{ e } K_c = K_c + 265.$$

Outrossim, para o ângulo de 60°:

$$\lambda = 25, \phi = 2 \text{ e } K_c = K_c + 340.$$

E, por fim, para o ângulo de 90°:

$$\lambda = 20, \phi = 3,5, K_c = K_c + 450.$$

Seguem as simulações:

Figura 5.9 - Modos deslizantes empregando a função saturação, modelo de Loh et al. (2013) com redução dinâmica, $\theta=30^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura; (c) variável de escorregamento.

(continua)

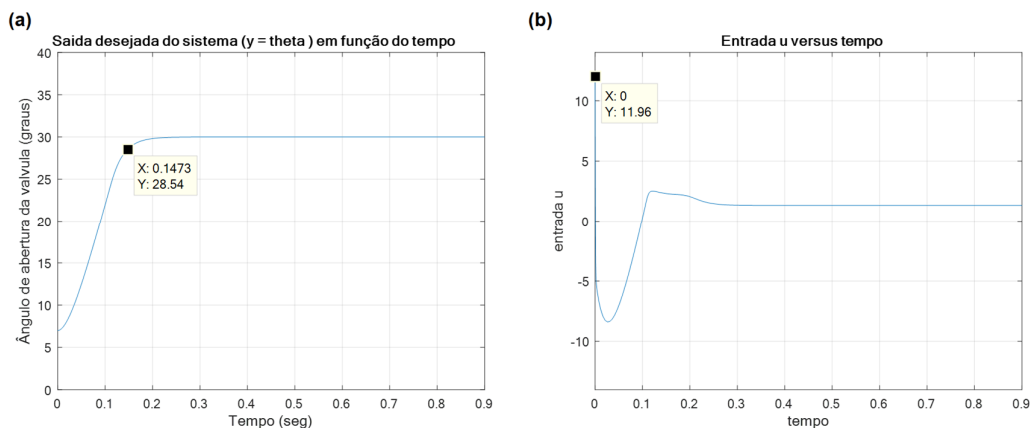
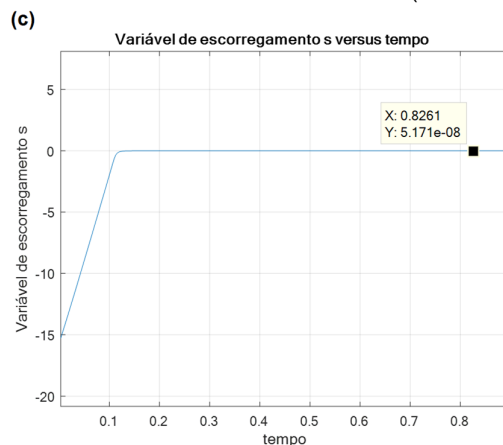
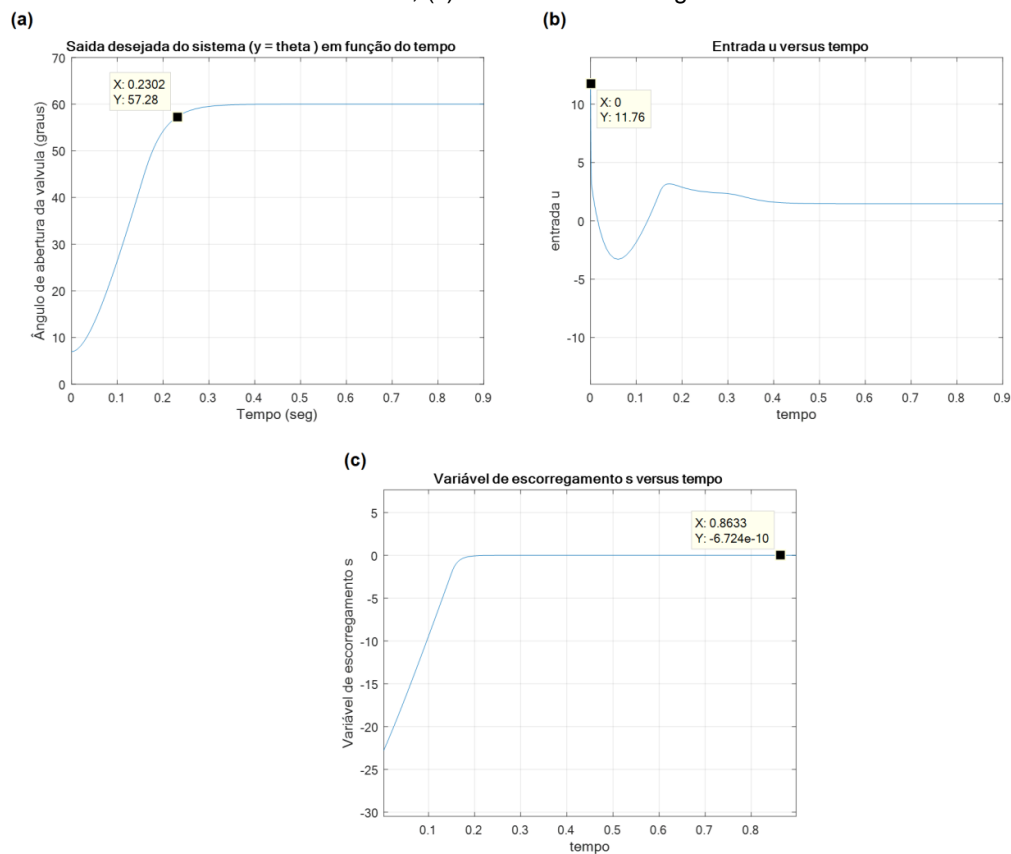


Figura 5.9 - (c) Variável de escorregamento.
(conclusão)



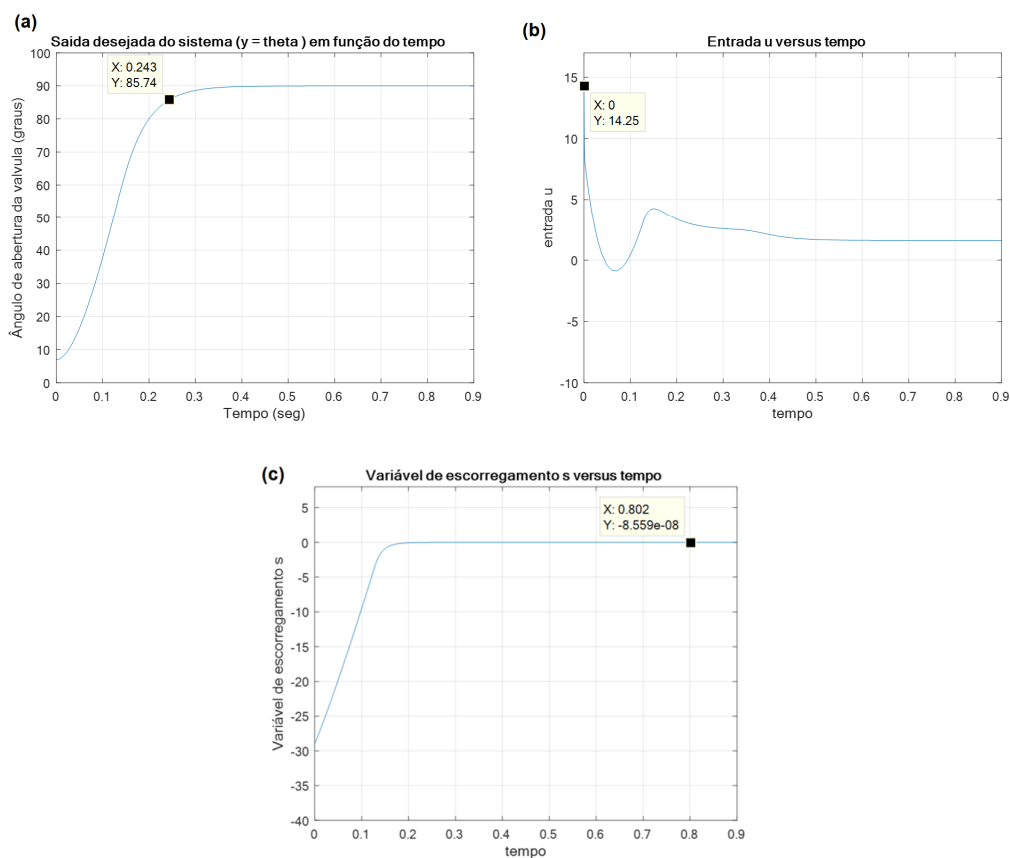
Fonte: autoria própria.

Figura 5.10- Modos deslizantes empregando a função saturação, modelo de Loh et al. (2013) com redução dinâmica, $\theta=60^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura; (c) variável de escorregamento.



Fonte: autoria própria.

Figura 5.11- Modos deslizantes empregando a função saturação, modelo de Loh et al. (2013) com redução dinâmica, $\theta = 90^\circ$ e imprecisão de 20%; (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura; (c) variável de escorregamento.



Fonte: autoria própria.

Lembrando que para executar as simulações, foi usada uma tolerância de 20% na imprecisão total dos parâmetros do modelo, conforme supracitado.

Para efeito de estudo de viabilidade, fez-se conveniente analisar o tempo de acomodação do sinal. Dessa forma, foi também analisado o tempo levando em consideração o critério de 5% (quando o sinal atinge 95% do valor desejado), conforme Ogata (1998). A tabela 5.5 integra os resultados, obtidos, das simulações do controle por modos deslizantes admitindo uma imprecisão de 20% nos valores dos parâmetros da válvula.

Tabela 5.5 - Resultados integrados das simulações – Modelo de Loh et al. (2013) – Modos deslizantes empregando a função saturação.

Métodos de avaliação do sinal	Modelo de Loh et al. (2013) empregando a função saturação					
	V_p (V)			T_r (seg)		
	30°	60°	90°	30°	60°	90°
Critério de 5%	11,96	11,75	14,25	0,1473	0,2302	0,243
Estabilização	11,96	11,75	14,25	0,2953	0,4877	0,5878

Fonte: autoria própria.

5.5 MODOS DESLIZANTES UTILIZANDO O MODELO DE LOH EMPREGANDO A FUNÇÃO TANGENTE HIPERBÓLICA

Foram efetuadas simulações levando em consideração uma imprecisão de 20% nos valores de parâmetros do modelo da válvula; tendo como valor desejado para a abertura da válvula ângulos de 30°, 60° e 90°. O *chattering* também é eliminado usando a equação (3.42) e a lei de controle da equação (4.27). Com a mudança da função para eliminar o *chattering*, no caso de saturação para tangente hiperbólica, deve-se fazer novas sintonias, e também para cada valor de ângulo de referência diferente, exige-se, mais uma vez, sintonias diferentes. Na simulação relativa ao ângulo de 30°, a sintonia dos parâmetros de projeto a qual se obteve os melhores resultados, em termos de melhor tempo casado com maior economia de energia do controlador; foi respectivamente:

$$\lambda = 143$$

\emptyset - não há para quando se usa a função tangente hiperbólica

$$K_c = K_c + 1750$$

Outrossim, para o ângulo de 60°:

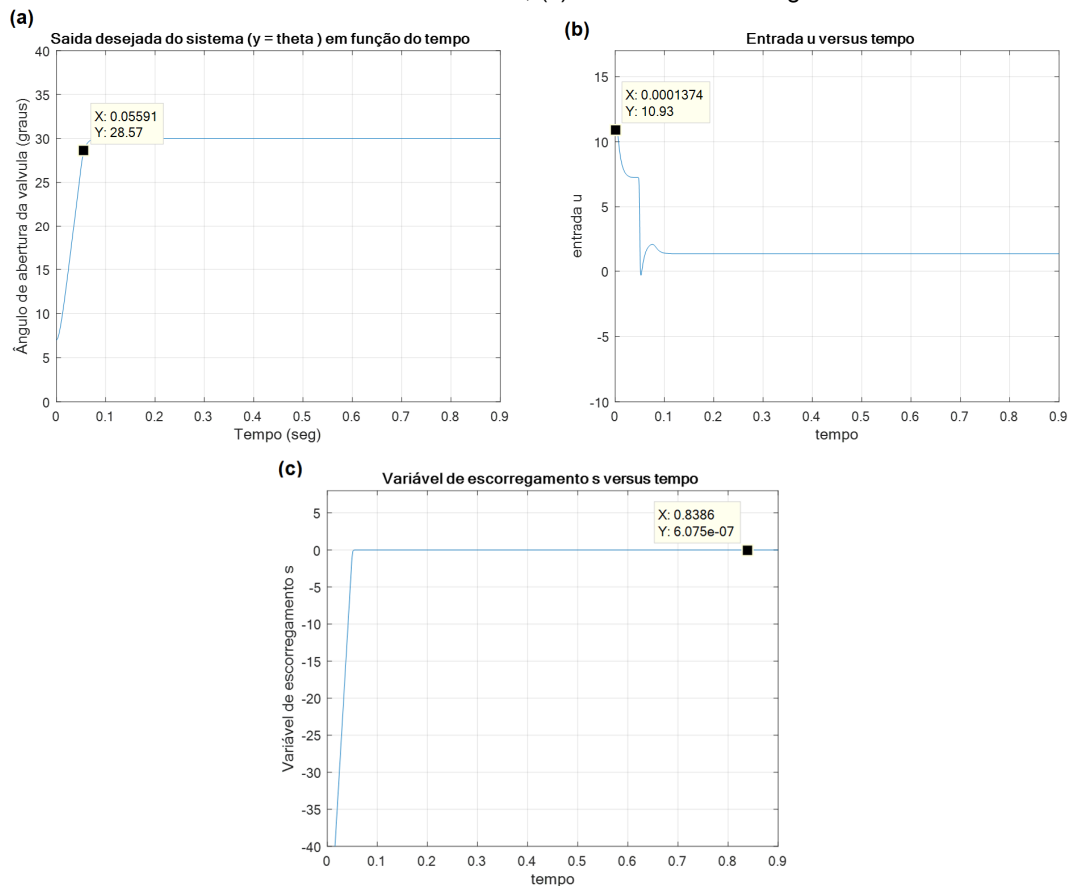
$$\lambda = 75, K_c = K_c + 1840$$

E, por fim, para o ângulo de 90°:

$$\lambda = 42, K_c = K_c + 1570$$

Seguem as simulações:

Figura 5.12 - Modos deslizantes empregando a função tangente hiperbólica, modelo de Loh et al. (2013) com redução dinâmica, $\theta=30^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura da válvula; (c) variável de escorregamento.



Fonte: autoria própria.

Figura 5.13 - Modos deslizantes empregando a função tangente hiperbólica, modelo de Loh et al. (2013) com redução dinâmica, $\theta=60^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura da válvula; (c) variável de escorregamento.

(continua)

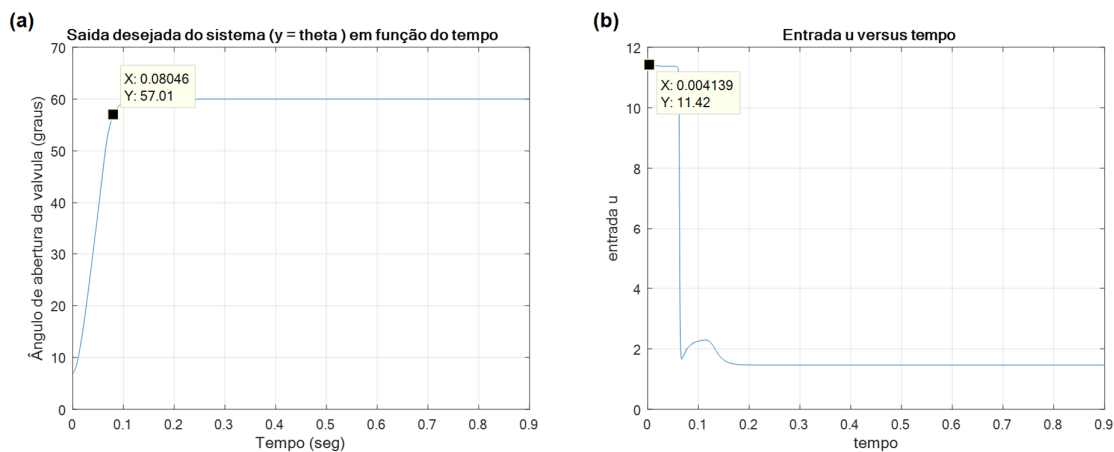
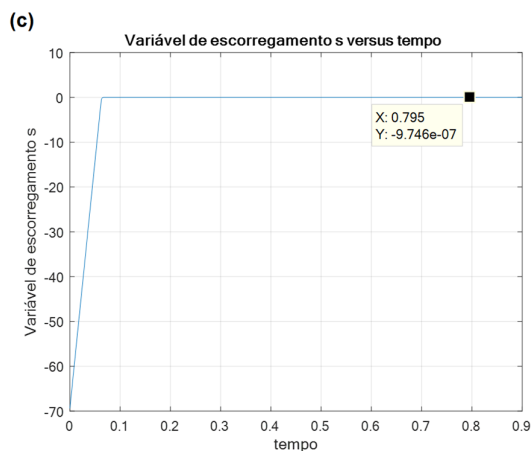
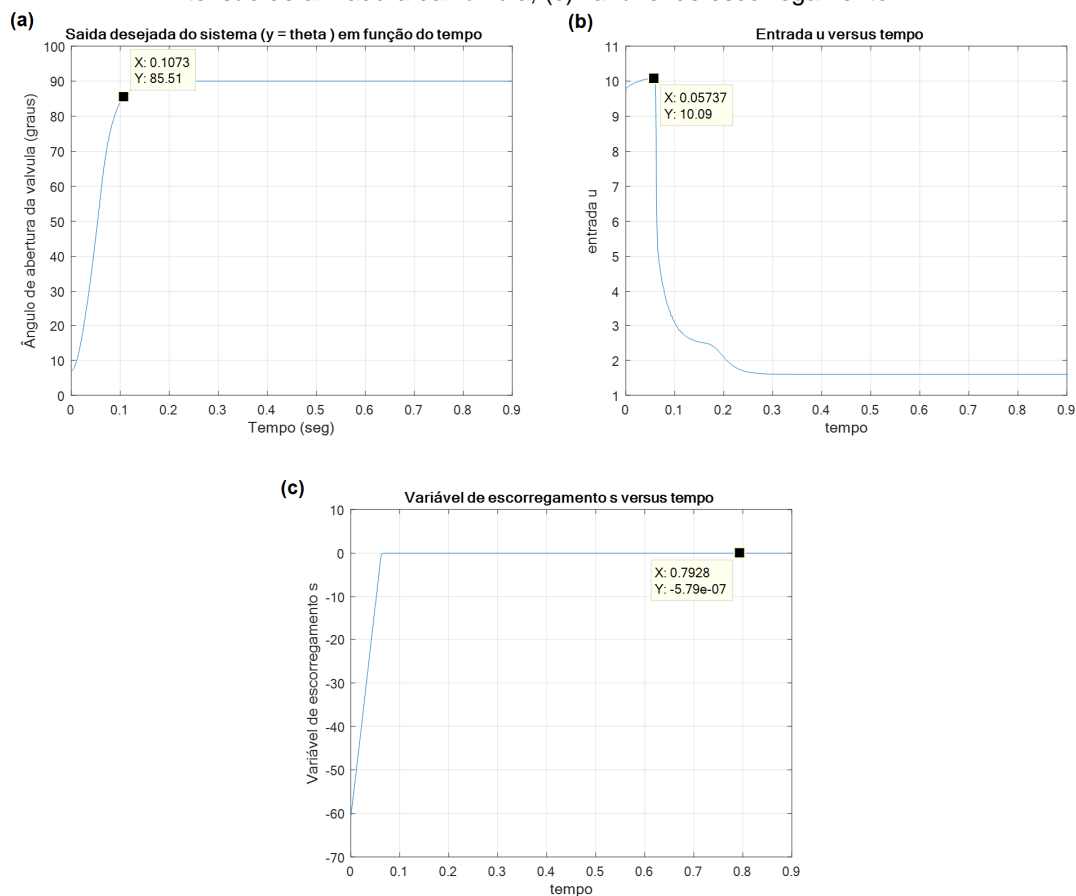


Figura 5.13 - (c) Variável de escorregamento.
(conclusão)



Fonte: autoria própria.

Figura 5.14 - Modos deslizantes empregando a função tangente hiperbólica, modelo de Loh et al. (2013) com redução dinâmica, $\theta=90^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura da válvula; (c) variável de escorregamento.



Fonte: autoria própria.

A tabela 5.6 integra os resultados obtidos:

Tabela 5.6 - Resultados integrados das simulações – Modelo de Loh et al. (2013) – Modos deslizantes empregando a função tangente hiperbólica.

Métodos de avaliação do sinal	Modelo de Loh et al. (2013) empregando a função tangente hiperbólica					
	V_p (V)			T_r (seg)		
	30°	60°	90°	30°	60°	90°
Critério de 5%	10,93	11,42	10,09	0,05591	0,08046	0,1073
Estabilização	10,93	11,42	10,09	0,09619	0,1664	0,2694

Fonte: autoria própria.

5.6 MODOS DESLIZANTES UTILIZANDO O MODELO DE LOH ACRESCENTADO DA NÃO LINEARIDADE DA MOLA EMPREGANDO A FUNÇÃO SATURAÇÃO

Novamente serão efetuadas simulações levando em consideração uma imprecisão de 20% nos valores de parâmetros do modelo da válvula; tendo como valor desejado para a abertura da válvula ângulos de 30°, 60° e 90°. O *chattering* também é eliminado usando a equação (3.41) e a lei de controle da equação (4.26) juntamente com as equações (4.29) e (4.30). Acrescentando a não linearidade da mola, deve-se fazer novas sintonias, e também para cada valor de ângulo de referência diferente, exige-se mais uma vez sintonias diferentes. Na simulação relativa ao ângulo de 30°, a sintonia dos parâmetros de projeto a qual se obteve os melhores resultados, em termos de melhor tempo casado com maior economia de tensão do controlador; foi respectivamente:

$$\lambda = 36, \quad \phi = 1,9, \quad K_c = K_c + 265.$$

Outrossim, para o ângulo de 60°:

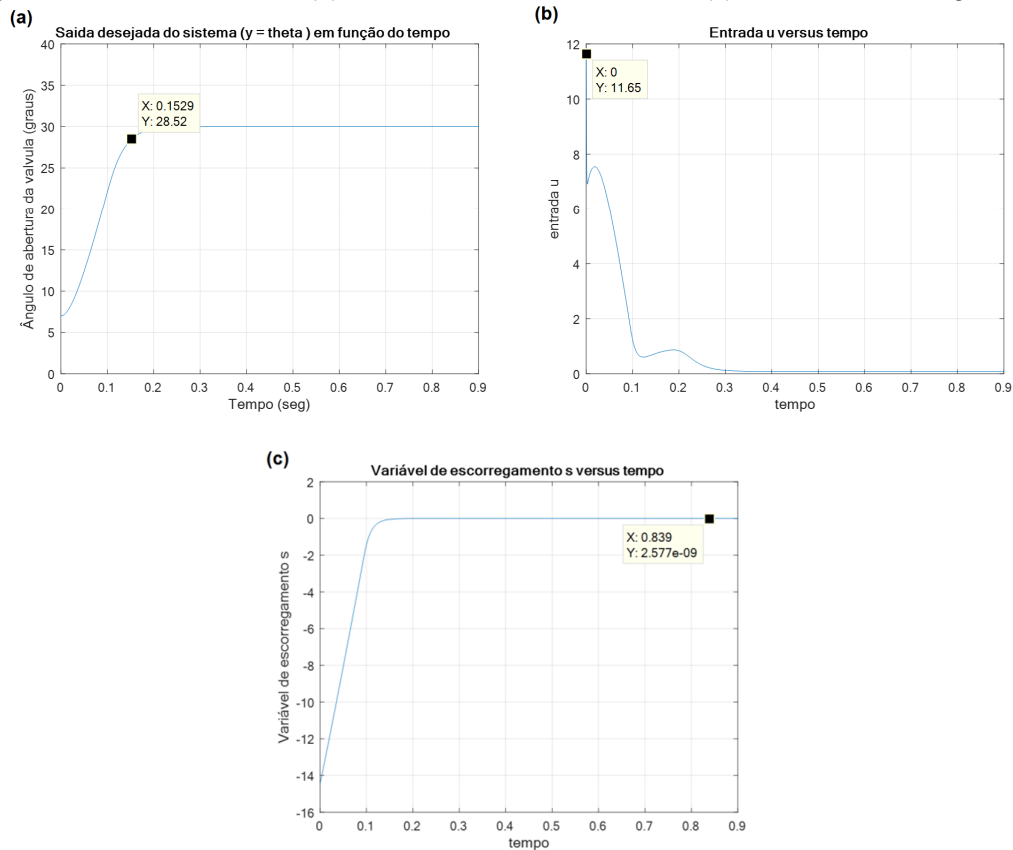
$$\lambda = 22, \quad \phi = 3,3, \quad K_c = K_c + 340$$

E, por fim, para o ângulo de 90°:

$$\lambda = 19, \quad \phi = 4,67, \quad K_c = K_c + 450$$

Seguem as simulações:

Figura 5.15- Modos deslizantes empregando a função saturação, modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola com redução dinâmica, $\theta=30^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura da válvula; (c) variável de escorregamento.



Fonte: autoria própria.

Figura 5.16 - Modos deslizantes empregando a função saturação, modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola com redução dinâmica, $\theta=60^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura da válvula; (c) variável de escorregamento (continua)

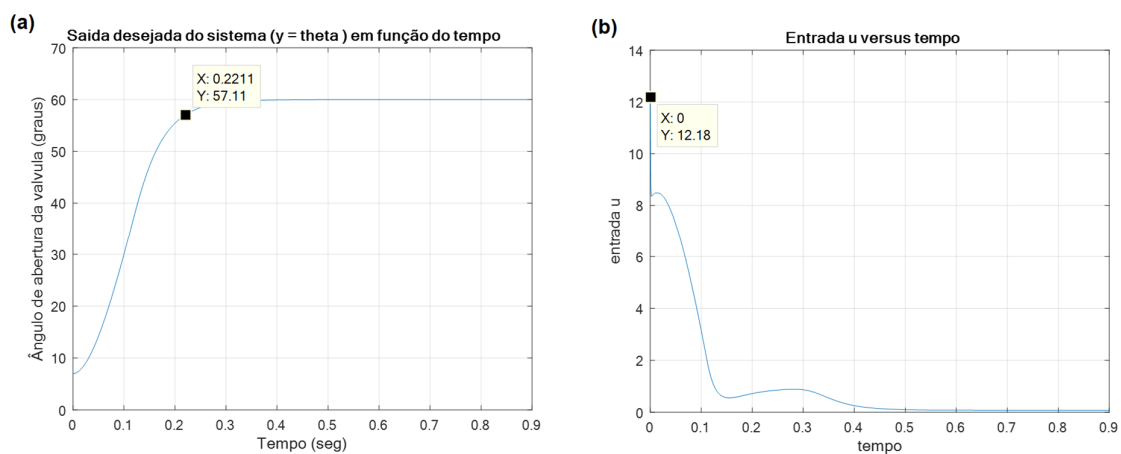
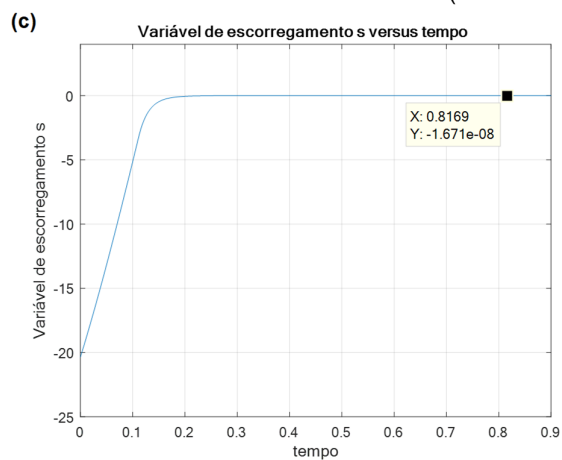
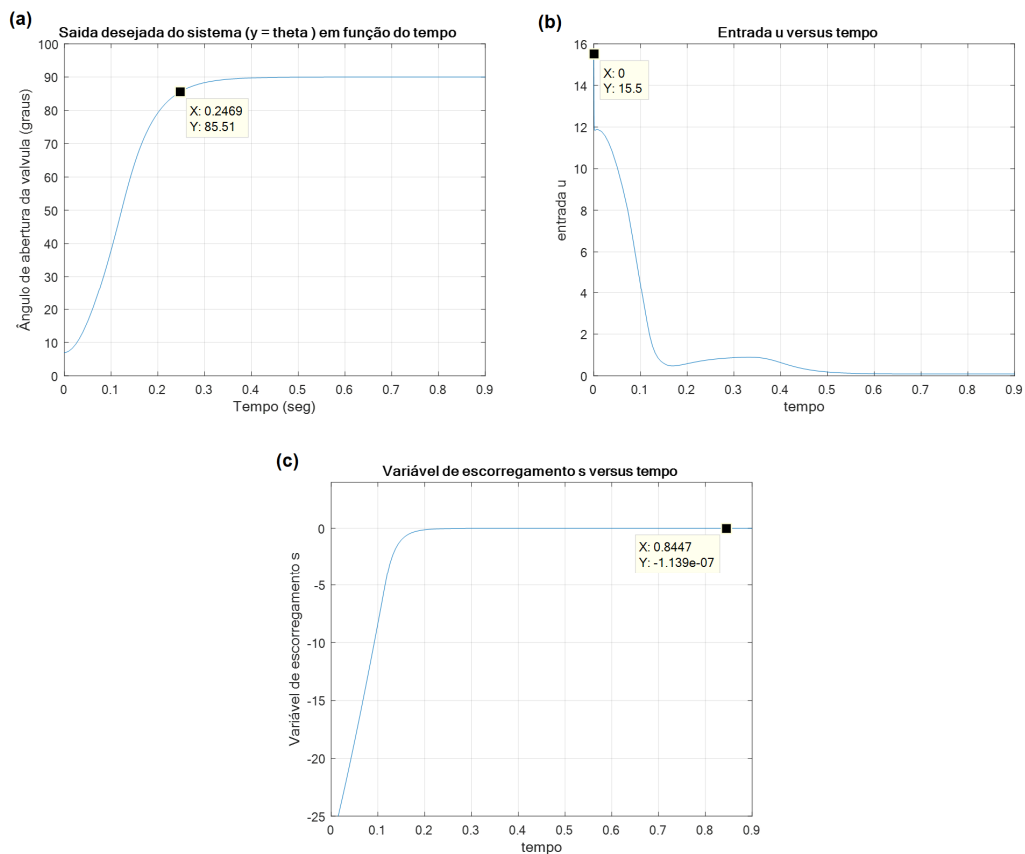


Figura 5.16 - (c) Variável de escorregamento.
(conclusão)



Fonte: autoria própria.

Figura 5.17- Modos deslizantes empregando a função saturação, modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola com redução dinâmica, $\theta=90^\circ$ e imprecisão de 20%:
(a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura da válvula; (c) variável de escorregamento.



Fonte: autoria própria.

A tabela 5.7 integra os resultados obtidos:

Tabela 5.7 - Resultados integrados das simulações – Modelo de Loh et al. (2013) acrescido da não linearidade da mola – Modos deslizantes empregando a função saturação.

Métodos de avaliação do sinal	Modelo de Loh et al. (2013) acrescido da não linearidade da mola empregando a função saturação					
	V_p (V)			T_r (seg)		
	30°	60°	90°	30°	60°	90°
Critério de 5%	11,65	12,18	15,5	0,1529	0,2211	0,2469
Estabilização	11,65	12,18	15,5	0,3133	0,5149	0,6169

Fonte: autoria própria.

Pode-se perceber que com o acréscimo da não linearidade da mola causou um pequeno aumento no tempo de resposta na abertura da válvula, porém é um modelo mais preciso e são tratadas as não linearidades mais completamente.

5.7 MODOS DESLIZANTES UTILIZANDO O MODELO DE LOH ACRESCENTADO DA NÃO LINEARIDADE DA MOLA EMPREGANDO A FUNÇÃO TANGENTE HIPERBÓLICA

Novamente serão efetuadas simulações levando em consideração uma imprecisão de 20% nos valores de parâmetros do modelo da válvula; tendo como valor desejado para a abertura da válvula ângulos de 30°, 60° e 90°. O *chattering* também é eliminado usando a equação (3.42) e a lei de controle da equação (4.27) juntamente com as equações (4.29) e (4.30). Acrescentando a não linearidade da mola deve-se fazer novas sintonias, e também para cada valor de ângulo de referência diferente exige-se mais uma vez, sintonias diferentes. Na simulação relativa ao ângulo de 30°, a sintonia dos parâmetros de projeto a qual se obteve os melhores resultados em termos de melhor tempo casado com maior economia de tensão do controlador; foi respectivamente:

$$\lambda = 156, K_c = K_c + 1800.$$

Outrossim, para o ângulo de 60°:

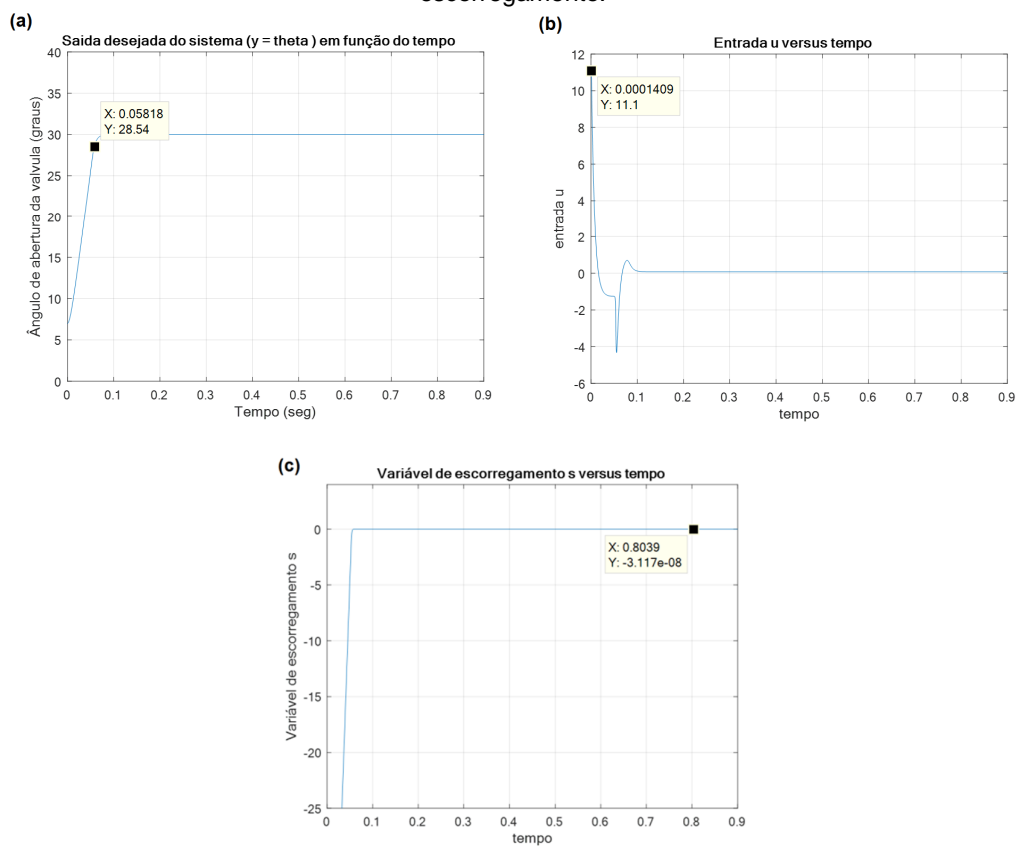
$$\lambda = 76,25, K_c = K_c + 1800.$$

E, por fim, para o ângulo de 90°:

$$\lambda = 50, K_c = K_c + 1900.$$

Seguem as simulações:

Figura 5.18 - Modos deslizantes empregando a função tangente hiperbólica, modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola com redução dinâmica, $\theta=30^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura da válvula; (c) variável de escorregamento.



Fonte: autoria própria.

Figura 5.19 - Modos deslizantes empregando a função tangente hiperbólica, modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola com redução dinâmica, $\theta=60^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura da válvula; (c) variável de escorregamento.

(continua)

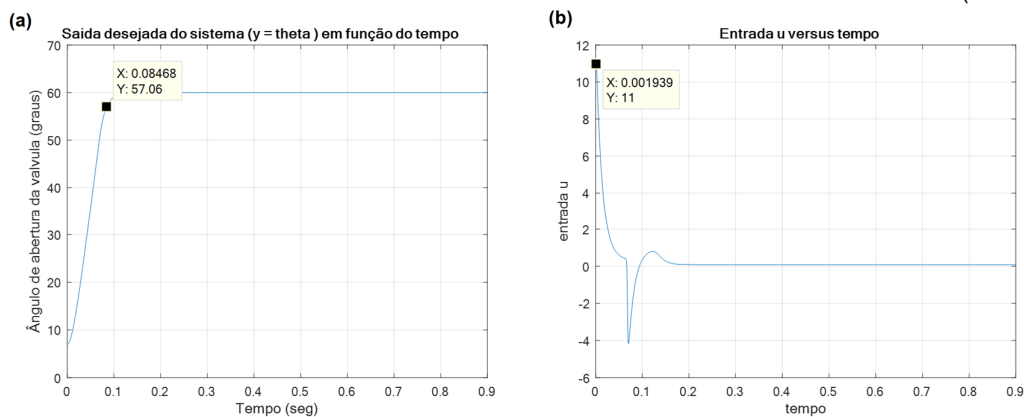
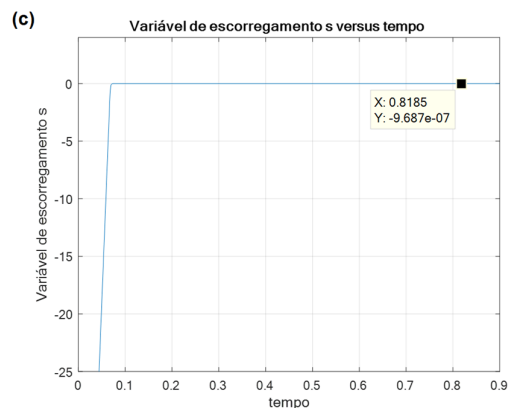
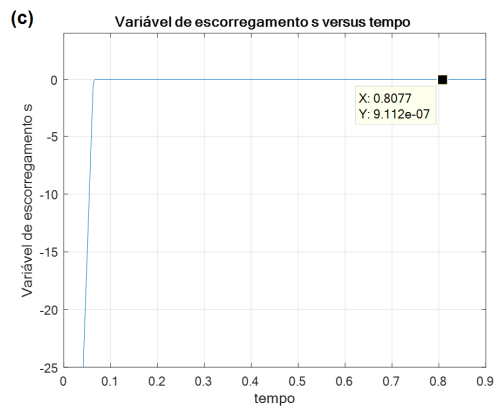
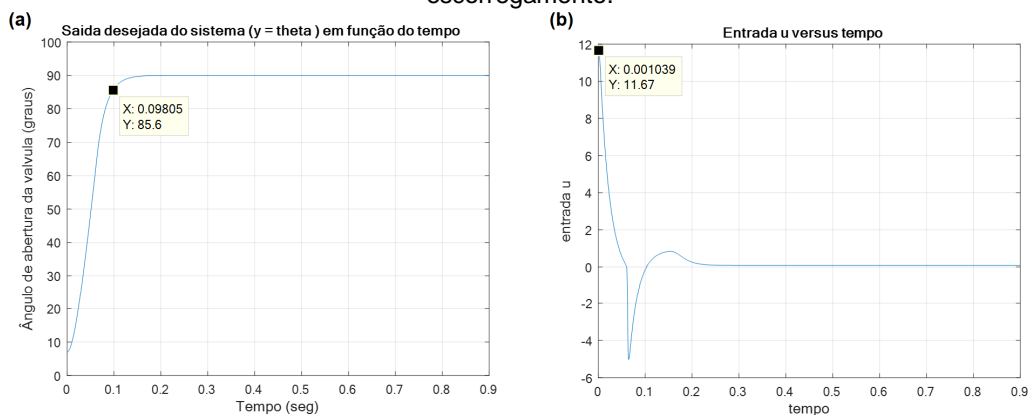


Figura 5.19 - (c) Variável de escorregamento.
(conclusão)



Fonte: autoria própria.

Figura 5.20 - Modos deslizantes empregando a função tangente hiperbólica, modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola com redução dinâmica, $\theta=90^\circ$ e imprecisão de 20%: (a) ângulo de abertura da válvula; (b) tensão de armadura da válvula; (c) variável de escorregamento.



Fonte: autoria própria.

A tabela 5.8 integra os resultados obtidos:

Tabela 5.8 - Resultados integrados das simulações – Modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola – Modos deslizantes empregando a função tangente hiperbólica.

Métodos de avaliação do sinal	Modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola empregando a função tangente hiperbólica					
	V_p (V)			T_r (seg)		
	30°	60°	90°	30°	60°	90°
Critério de 5%	11,1	11	11,67	0,05818	0,08468	0,09805
Estabilização	11,1	11	11,67	0,09515	0,1687	0,2353

Fonte: autoria própria.

6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

6.1 CONCLUSÕES FINAIS

Neste trabalho procurou-se desenvolver algoritmos para controlar o ângulo de abertura da válvula borboleta eletrônica automotiva, respaldados nas teorias de controle não linear, a fim de obter melhor performance de controle, uma vez que a modelagem da válvula borboleta é inerentemente não linear. Dessa forma, tornou-se conveniente a utilização das abordagens do controle por linearização por realimentação entrada-saída e do controle por modos deslizantes (empregando a função saturação e empregando a função tangente hiperbólica), sendo este apresentando várias vantagens em relação aos controladores comumente utilizados. Tais vantagens são, por exemplo: garantir estabilidade e bom desempenho perante os erros de modelagem (não é necessário ajuste refinado dos modelos matemáticos) e assegurar robustez ao sistema, que confere ao controlador competência para tratar erros de estimativas oriundos das alterações das condições ambientais (os parâmetros modificam-se com a temperatura) e das imprecisões e variabilidades peculiares dos parâmetros do modelo.

Para análise de desempenho do sistema, foram realizadas simulações com os algoritmos dos controles projetados. As análises consistiram principalmente em observar a resposta dinâmica do sistema (considerar um baixo tempo de resposta harmonizado com pouco gasto de energia do controlador e verificação de desempenho).

A principal contribuição deste trabalho foi oferecer um estudo sobre métodos de controle não lineares para a válvula borboleta automotiva, dos quais pôde-se avaliar qual deles teve um melhor desempenho, segundo sua modelagem matemática específica, através de uma análise comparativa entre as simulações dos controladores projetados.

A tabela 6.1 integra os resultados das simulações, de todos os controladores, demonstradas no capítulo 5, usando o critério de 5% (quando o sinal atinge 95% do seu valor desejado), notando-se a numeração a seguir:

1 - linearização por realimentação entrada-saída com o modelo de Loh et al. (2013);

2 - linearização por realimentação entrada-saída com o modelo de Loh et al. (2013) acrescido da não linearidade da mola;

3 - modos deslizantes com o modelo de Loh et al. (2013) empregando a função saturação;

4 - modos deslizantes com o modelo de Loh et al. (2013) empregando a função saturação acrescido da não linearidade da mola;

5 - modos deslizantes com o modelo de Loh et al. (2013) empregando a função tangente hiperbólica;

6 - modos deslizantes com o modelo de Loh et al. (2013) empregando a função tangente hiperbólica acrescido da não linearidade da mola.

Tabela 6.1 - Resultados integrados das simulações de todos os métodos de controle utilizados empregando o critério de 5%.

Controladores	V_p (V)			T_r (seg)		
	30°	60°	90°	30°	60°	90°
1	6,878	13,13	19,38	0,09452	0,9779	0,0969
2	5,695	11,97	18,23	0,09119	0,09583	0,0944
3	11,96	11,75	14,25	0,1473	0,02302	0,243
4	11,65	12,18	15,5	0,1529	0,2211	0,2469
5	10,93	11,42	10,09	0,05591	0,0846	0,1073
6	11,1	11	11,67	0,05818	0,08468	0,09805

Fonte: autoria própria.

A tabela 6.2 integra os resultados das simulações, de todos os controladores, na estabilização do sinal (quando o sinal atinge 100% do seu valor desejado).

Tabela 6.2 - Resultados integrados das simulações de todos os métodos de controle utilizados na estabilização do sinal.

Controladores	V_p (V)			T_r (seg)		
	30°	60°	90°	30°	60°	90°
1	6,878	13,13	19,38	0,2574	0,2798	0,2927
2	5,695	11,97	18,23	0,2574	0,2788	0,294
3	11,96	11,75	14,25	0,2953	0,4877	0,5878
4	11,65	12,18	15,5	0,3133	0,5149	0,6169
5	10,93	11,42	10,09	0,09619	0,1664	0,2694
6	11,1	11	11,67	0,09515	0,1687	0,2353

Fonte: autoria própria.

Notoriamente o método de controle linearização por realimentação entrada-saída obteve mais rapidez na abertura na válvula e economizou mais energia do controlador em comparação ao controle por modos deslizantes empregando a função saturação. Contudo o método linearização por realimentação entrada-saída não garante robustez diante das incertezas paramétricas, dos distúrbios externos ou da imprecisão do modelo como o método modos deslizantes.

No entanto, o controle por modos deslizantes utilizando o modelo de Loh et al. (2013) acrescentado da não linearidade da mola empregando a função tangente hiperbólica superou todas as expectativas, tanto em relação ao controle por linearização por realimentação entrada-saída como em relação ao controle por modos deslizantes empregando a função saturação; pois além de garantir a robustez diante das incertezas paramétricas, dos distúrbios externos ou da imprecisão do modelo, ainda executou o objetivo de controle em tempo significativamente inferior e com valores baixos de tensão, dentro do limite da tensão de alimentação do motor DC, que é 12 volts. A exigência de que o tempo gasto em alcançar 95% do valor do sinal de referência deve ser inferior a 0,1s, consoante Zang et al. (2011), também foi satisfeita para este controlador.

Outrossim, verifica-se que em todas as simulações relacionadas ao controle por modos deslizantes, as quais usou-se a estratégia da eliminação do *chattering*, (seja por meio da função saturação ou seja por meio da função tangente hiperbólica), o sistema atingiu todos os valores de referência desejados, sem erro em regime estacionário e sem qualquer sobressinal. O *chattering* também foi totalmente eliminado.

6.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Perante a profundidade do tema deste trabalho, existem muitas perspectivas e oportunidades de trabalhos futuros. São expostas, infracitadas, algumas propostas:

- faz-se proveitosa uma parceria com outros laboratórios, tais como o de Física Experimental e de Processamento de Sinais a fim de se estudar novas técnicas eficazes de obtenção e identificação de parâmetros da válvula borboleta e otimizações, inclusive é necessário identificar também o parâmetro da não

linearidade mola descrito por Rui et al. (2017), haja vista que se trata de um tema multidisciplinar;

- validar os controladores propostos neste trabalho, que somente será possível após identificados os parâmetros de determinado modelo específico de válvula borboleta, como supracitado, pois cada modelo de válvula borboleta tem seus valores de parâmetros próprios;

- testar novas técnicas de controle não linear para efeito de comparação e análise;

- verificar a causa da não convergência da técnica modos deslizantes para este sistema sem redução dinâmica, lembrando que se trata de uma análise consistente de Matemática pura.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AGOSTINHO, A. C. **Controle por modos deslizantes aplicado a sistemas de posicionamento dinâmico**. Dissertação (Mestrado). Escola Politécnica da USP, São Paulo – SP, 2009.

AL-SAMARRAIE, S. A. et al. Integral sliding mode control design for electronic throttle valve systems. **AI-Khwarizmi Engineering Journal**, v. 11, n. 3, p. 72-84, 2005.

ATTUATI, G. **Controle por modos deslizantes aplicado a um DSTATCOM utilizado em sistemas com gerador de indução auto-excitado para compensação de harmônicos e desbalanceamento**. Dissertação (Mestrado). Universidade Federal de Santa Maria, Santa Maria – RS, 2018.

BAEZA, J. R. **Controle não linear aplicado a malhas de controle com válvulas de alto atrito**. Dissertação (Mestrado). Escola Politécnica da USP, São Paulo – SP, 2013.

BESSA, W. M. **Controle por modos deslizantes de sistemas dinâmicos com zona morta aplicado ao posicionamento dinâmico de ROS**. Tese (Doutorado). Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro – RJ, 2005.

CHIELLA, A. C. B. **Controle por modos deslizantes global aplicado ao posicionamento dinâmico de veículos subaquáticos autônomos**. Dissertação (Mestrado). Universidade Estadual do Oeste do Paraná, Foz do Iguaçu – PR, 2015.

DAMAZO, G. A. **Controle por modos deslizantes aplicado em sistemas com atraso e acesso somente à saída**. Dissertação (Mestrado). UNESP, Faculdade de Engenharia, Ilha Solteira – SP, 2018.

FANG, J. S. et al. Adaptive chattering-free sliding mode control of chaotic systems with unknown input nonlinearity via smooth hyperbolic tangent function. **Hindawi - Mathematical Problems in Engineering**, article ID 4509674, 2019.

GARCIA, C. **Modelagem e simulação de processos industriais e de sistemas eletromecânicos**. 2ª edição revisada e ampliada. Editora da Universidade de São Paulo, 2013.

GRITLI, W. et al. Electronic throttle valve Takagi-Sugeno fuzzy control based on nonlinear unknown input observers. **International Journal of Computers Communications & Control**, ISSN 1841-9836, 13(5), 808-823, October 2018.

JIAO, X. et al. An adaptive servo control strategy for automotive electronic throttle and experimental validation. **IEEE Transactions on Industrial Electronics**, v. 61, n. 11, November 2014.

LI, Y. et al. Extended-state-observer-based double-loop integral sliding mode control of electronic throttle valve. **IEEE Transactions on Intelligent Transportation Systems**, v. 61, n. 11, November 2014.

LIMA G. S. **Controle de sistemas dinâmicos não lineares com compensação por processo gaussiano**. Dissertação (Mestrado). Universidade Federal do Rio Grande do Norte, Natal – RN, 2019.

LOH, R. N. K. et al. Electronic throttle control systems: modelling, identification, and model-based control designs. **Scientific Research**, engineering, 5, 587-600, July 2013.

NAKANO, K. et al. Modelling and observer-based sliding mode control of electronic throttle systems. **ECTI Transactions on Electrical Eng., Electronics and Communications**, v. 4, n. 1, February, 2006.

OGATA, K. **Engenharia de controle moderno**. 3ª edição, LTC - Livros Técnicos e Científicos Editora, 1998.

PAN, Y. et al. Variable structure control of electronic throttle valve. **IEEE**, Department of electrical engineering, Ohio State University, 2001.

RUI, B. et al. Nonlinear backstepping tracking control for a vehicular electronic throttle with input saturation and external disturbance. **IEEE**, digital object identifier: 10.1109/ACCESS.2017.278.3948, 2017.

SILVA, C. T. **Modelamento matemático e controle PI de uma válvula borboleta eletrônica**. Dissertação (Mestrado). Escola Politécnica da USP, São Paulo – SP, 2015.

SLOTINE, J. J.; LI, W. **Applied nonlinear control**. Prentice – Hall, New Jersey, 1991.

TANNURI, E. A. **Desenvolvimento de metodologia de projeto de sistema de posicionamento dinâmico aplicado a operações em alto mar**. Tese (Doutorado). Escola Politécnica da USP, São Paulo – SP, 2002.

UTIKIN, V. I. **Sliding modes and their application to variable structure systems**. MIR Publishers, Moscou, 1978.

VARGAS, A. N. et al. Unscented kalman filters for estimating the position of an automotive electronic throttle valve. **IEEE Transactions on Vehicular Technology**, v. 65, n. 6, june 2016.

YADAV, A. K. et al. Design and control of an intelligent electronic throttle control system. **IEEE**, 2015.

ZHANG, Y. et al. An integral variable structure compensation method for electronic throttle control with input constraint. **IEEE**, 3rd International conference on advanced computer control (ICACC 2011), 2011.