

UNIVERSIDADE ESTADUAL DO OESTE DO PARANÁ
CAMPUS DE FOZ DO IGUAÇU
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA ELÉTRICA E COMPUTAÇÃO

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**MODELAGEM DE SISTEMAS DE GERAÇÃO
DISTRIBUÍDA COM MOTORES DE COMBUSTÃO
INTERNA CONVERTIDOS A BIOGÁS**

BRUNA ANDRADE PARCIANELLO CAMPOS

FOZ DO IGUAÇU

2019

Bruna Andrade Parcianello Campos

Modelagem de Sistemas de Geração Distribuída com Motores de Combustão Interna Convertidos a Biogás

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica e Computação como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica e Computação. Área de concentração: Sistemas Dinâmicos e Energéticos.

Orientador: Prof. Dr. Romeu Reginatto

Foz do Iguaçu

2019

Ficha de identificação da obra elaborada através do Formulário de Geração Automática do Sistema de Bibliotecas da Unioeste.

Campos, Bruna Andrade Parcianello
Modelagem de sistemas de geração distribuída com motores de combustão interna convertidos a biogás / Bruna Andrade Parcianello Campos; orientador(a), Romeu Reginatto , 2019.
95 f.

Dissertação (mestrado), Universidade Estadual do Oeste do Paraná, Centro de Engenharias e Ciências Exatas, Graduação em Engenharia Elétrica Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica e Computação, 2019.

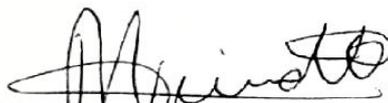
1. Motores de combustão interna. 2. Biogás. 3. Geração Distribuída. 4. Modelo de Valores Médios. I. Reginatto , Romeu . II. Título.

Modelagem de Sistemas de Geração Distribuída com Motores de Combustão Interna convertidos a Biogás

Bruna Andrade Parcianello Campos

Esta Dissertação de Mestrado foi apresentada ao Programa de Pós- Graduação em Engenharia Elétrica e Computação e aprovada pela Banca Examinadora:

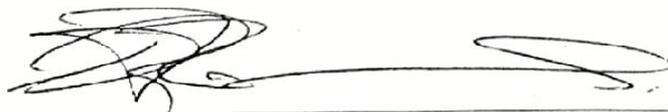
Data da defesa pública: 08/03/2019.



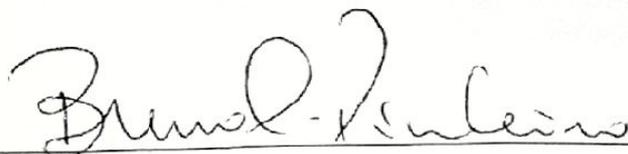
Prof. Dr. **Romeu Reginatto (Orientador)**
Universidade Estadual do Oeste do Paraná – UNIOESTE



Prof. Dr. **Samuel Nelson Melegari de Souza**
Universidade Estadual do Oeste do Paraná – UNIOESTE



Prof. Dr. **Rodrigo Andrade Ramos**
Universidade de São Paulo – USP



Prof. Dr. **Breno Carneiro Pinheiro**
Universidade Estadual do Oeste do Paraná – UNIOESTE

Resumo

A geração distribuída como forma de geração de energia vem ganhando cada vez mais espaço no setor elétrico brasileiro. Uma alternativa pertinente, principalmente pelo benefício ambiental que oferece, é o biogás, obtido da biomassa e utilizado como combustível para motores de combustão interna (MCIs). A essa realidade se insere o projeto de P&D de Entre Rios do Oeste (ERO), executado pelo CIBiogás e FPTI e financiado pela Copel, que prevê o aproveitamento do biogás gerado por um conjunto de produtores rurais da região oeste do Paraná através de um grupo motor-gerador movido a biogás, responsável por transformar o biogás gerado pelos produtores em energia elétrica. Levando em conta a escassez de resultados na literatura acerca da modelagem computacional própria para MCIs convertidos a biogás e a oportunidade que o projeto de ERO apresenta, tomou-se pertinente desenvolver um modelo computacional de um sistema de geração distribuída (GD) baseado em um MCI alimentado a biogás. Nesse sentido, o presente trabalho objetiva realizar esta modelagem a partir da representação da conversão a biogás sobre um Modelo de Valores Médios (MVMs) de um MCI ciclo Otto movido a gasolina. As adequações realizadas para representar um MCI movido a biogás foram: um escalonamento na velocidade de operação do MCI, a representação da conversão a biogás por meio da modificação das equações empíricas do MVM e de um escalonamento na potência para que se atingisse a potência do caso de interesse. Este foi então, utilizado para compor um sistema de GD, o qual foi modelado utilizando o software *Matlab/Simulink*. Foi verificada a funcionalidade e o comportamento do modelo completo tanto do ponto de vista estático como dinâmico, através de simulações computacionais frente a variações nas referências dos reguladores de tensão e de velocidade, bem como de simulações frente a faltas trifásicas. Os resultados mostraram que a dinâmica do modelo é coerente com sistemas de geração síncrona. A complexidade do modelo do sistema de excitação e a dinâmica própria do MCI mostraram pouca influência sobre a dinâmica global do sistema. Por outro lado, os testes revelaram grande influência do comportamento não linear do MCI sobre a dinâmica do sistema, ficando clara a necessidade de representar adequadamente a linearização da não linearidade da válvula borboleta no regulador de velocidade. Ainda, mostrou-se relevante na dinâmica global do sistema a inércia do conjunto motor-gerador, parâmetro que representa o volante de inércia do sistema real. Por fim, obteve-se, dessa forma, um modelo que serve como subsídio para posteriores estudos técnicos no âmbito de GD. O modelo foi desenvolvido para simulações fasoriais objetivando aplicações em estudos de conexão à rede de distribuição.

Palavras-chave: Biogás, Motores de Combustão Interna, Modelagem, Modelo de Valores Médios, Geração Distribuída.

Abstract

The distributed generation, as a mean of energy generation, has earning more and more space in brazilian electric sector. A relevant alternative, mainly because of the environment benefits, is biogas, obtained from biomass and used as a fuel in internal combustion engines (ICEs). In this scenario, the P&D “Entre Rios do Oeste” (ERO) project, executed by CIBiogás and FPTI and financed by Copel is fitted, which predicts efficient use of the biogas produced by a group of farmers in the west region of Paraná state, through a motor-generator set responsible for transforming the biogas produced by the farmers into electricity. Considering that still there is little results when it comes to computational modeling for ICEs converted to biogas and the opportunity that the ERO project presents, it was considered relevant the development of a computational model of a distributed generation system based in a biogas moved ICE. Following this idea, the present paper intends to develop this modeling from the representation of a biogas conversion based in a gasoline ICE Mean Value Model (MVM). The adjustments incorporated to the model to represent a biogas converted ICE, were basically: an operating speed scheduling, the representation of the biogas conversion by the changing in its main parameters, and a power scheduling for reaching the power of the case of interest. It was then, used to incorporate a distributed generation system, which was modeled through Matlab/Simulink software. Thus, it was verified the functionality and the behavior of the complete model throughout dynamics and statics points of view through computational simulations with variations in its speed and voltage regulator’s reference, as well as faults simulations. The results showed that the model’s dynamic is coherent with a synchronous generation system. The complexity of the excitation system model and the dynamic of the ICE on its own, had insignificant influence on the global dynamics of the system. In other hand, the tests pointed out the non linear behavior of the ICE, which had a huge impact in the system’s dynamics, becoming clear the necessity of representing properly the linearization of the non linearity of the throttle body in the speed controller. Still, the motor-generator inertia standed out in the system’s global dynamics either, which represents the flywheel of the real system. Finally, the obtained result was a model capable of becoming a mean of subsequent technical studies in the scope of distributed generation. The model was developed for phasorial simulations aiming applications in studies of connection to the distribution grid.

Key-words: Biogas, Internal Combustion Engine, Modeling, Mean Value Model, Distributed Generation.

Dedico este trabalho a todos que me apoiaram durante esse trajeto.

Agradecimentos

Inicialmente, gostaria de agradecer a Deus pela minha vida e por ter me guiado e me dado forças e inspiração para chegar até aqui.

Quero agradecer especialmente aos meus pais Neri A. Parcianello e Elizabeth P. A. Parcianello, por sempre terem acreditado na minha capacidade e por me incentivarem com seus exemplos, a me tornar a cada dia uma pessoa melhor.

A minha irmã Rafaela P. A. Parcianello por ser a minha melhor amiga e por sempre de alguma forma, me ajudar a aliviar os momentos difíceis dessa caminhada.

Ao meu marido Manoel Campos, que com paciência e muito afeto me apoiou, estando sempre ao meu lado e me ajudando a tomar as decisões certas ao longo de todos esses anos.

Agradeço também ao meu orientador, o professor Dr. Romeu Reginatto, pela paciência, dedicação e toda atenção que me deu durante toda essa jornada. Com sua ajuda e orientação aprendi que tudo pode ser resolvido com perseverança e força de vontade.

Por fim, agradeço ao CIBiogás, à FPTI e à Copel, que por meio do projeto P&D ANEEL PD-06491-0287/2012 denominado “Arranjo Técnico e Comercial de Geração Distribuída de Energia Elétrica a Partir do Biogás de Biomassa Residual da Suinocultura em Propriedades Rurais no Município de Entre Rios do Oeste do Paraná”, concederam minha bolsa de mestrado. Agradeço também a todos os profissionais que conheci e convivi nesse período dentro dessa grande empresa.

“Para triunfar é necessário vencer, para vencer é necessário lutar, para lutar é necessário estar preparado, para estar preparado é necessário prover-se de uma grande inteireza de ânimo e de uma paciência a toda a prova. Isto requer, por sua vez, levar constantemente ao íntimo da vida o incentivo da suprema esperança de alcançar aquilo que se anela como culminação feliz da existência”.

Carlos Bernardo González Pecoche.

Sumário

Lista de Figuras.....	xv
Lista de Tabelas	xix
Lista de Símbolos	xxi
1 Introdução	1
1.1 Objetivos	4
1.1.1 Objetivo Geral	4
1.1.2 Objetivos Específicos	4
1.1.3 Organização do Trabalho	4
2 Sistema de Geração Distribuída com Motor de Combustão Interna	7
2.1 Motor de Combustão Interna	7
2.1.1 Princípios de Funcionamento.....	7
2.1.2 Malhas de Controle de um MCI.....	9
2.1.3 Modelo de Valores Médios	11
2.2 Gerador Síncrono	15
2.3 Sistema de Excitação	21
2.4 Regulação de Velocidade	26
2.4.1 Regulação de Velocidade de um Gerador Síncrono	26
2.4.2 Regulação de Velocidade em Geradores com Motor a Diesel.....	30
2.5 Comentários Finais	31
3 Modelagem do MCI convertido a Biogás	33
3.1 Metodologia para obtenção do MVM do MCI a Biogás	33
3.2 Modelo Matemático de Crossley e Cook.....	35
3.3 Adequação de Velocidade das Curvas de Torque.....	37
3.4 Adequação do MVM para Biogás.....	40
3.4.1 Princípios de Conversão a Biogás	41
3.4.2 Adequação dos Parâmetros do MVM Conforme a Conversão a Biogás.....	42
3.5 Escalonamento de Potência.....	47
3.6 Modelo Final do MCI	48

3.6.1 Caracterização do Modelo em Regime Permanente.....	49
3.6.2 Caracterização do Modelo em Regime Transitório.....	51
3.7 Comentários Finais.....	52
4 Resultados e Análises do Modelo.....	53
4.1 Modelo do Sistema de Geração a Biogás.....	53
4.2 Dinâmica Frente a Variações de Referência.....	55
4.2.1 Variação na referência de velocidade do regulador de velocidade.....	55
4.2.2 Variação na Referência de Tensão do Sistema de Excitação.....	62
4.3 Dinâmica Durante Falhas.....	64
4.4 Influência da Modelagem dos Componentes.....	70
4.4.1 Influência do Modelo do Sistema de Excitação.....	70
4.4.2 Influência da Modelagem do Volante de Inércia.....	72
4.4.3 Influência da Linearização da Não Linearidade da Válvula Borboleta.....	74
4.4.4 Influência da Dinâmica do MCI.....	77
4.5 Comentários Finais.....	79
5 Conclusões.....	81
5.1 Sugestões para Trabalhos Futuros.....	83
Referências Bibliográficas.....	85
Apêndice A.....	91
Anexo 1 – Folha de dados do fabricante referente ao gerador síncrono.....	97

Lista de Figuras

Figura 2.1: Ilustração do ciclo termodinâmico de um MCI de 4 tempos.....	8
Figura 2.2: Estágios principais do MVM.....	12
Figura 2.3: Dinâmica do ciclo de admissão.....	13
Figura 2.4: Configuração do sistema de excitação.....	21
Figura 2.5: Sistema de excitação do tipo <i>brushless</i>	23
Figura 2.6: Sistema de excitação <i>brushless</i> com bobina auxiliar.....	24
Figura 2.7: Sistema de excitação <i>brushless</i> com excitatriz auxiliar.....	24
Figura 2.8: Digrama de blocos do SE tipo AC1A.....	25
Figura 2.9: Digrama de blocos do SE tipo AC5A.....	26
Figura 2.10: Controle isócrono de velocidade.....	27
Figura 2.11: Resposta de uma operação isócrona de velocidade.....	28
Figura 2.12: Controle de velocidade com <i>droop</i>	28
Figura 2.13: Função de transferência de um controlador com <i>droop</i>	29
Figura 2.14: Resposta de um controlador com <i>droop</i>	29
Figura 2.15: Resposta de um controlador com <i>droop</i> e referência de carga.....	29
Figura 2.16: Malha de controle de velocidade do modelo “DEGOV”.....	30
Figura 2.17: Malha de controle de velocidade com <i>droop</i> do modelo “DEGOV1”.....	31
Figura 3.1: Metodologia da conversão de um MCI movido a gasolina para biogás.....	34
Figura 3.2: Curvas de torque e potência para o modelo original.....	36
Figura 3.3: Redutor de 4:1 no eixo do MCI original para o escalonamento de velocidade.....	37
Figura 3.4: Modelo do MCI.....	38
Figura 3.5: Curvas de torque e potência para o modelo escalonado na velocidade.....	40
Figura 3.6: Comparação das curvas torque e potência dos modelos original e escalonado.....	40
Figura 3.7: Curva do torque para diferentes etapas do processo de conversão a biogás.....	46
Figura 3.8: Curva de potência para diferentes etapas do processo de conversão a biogás.....	46
Figura 3.9: Curvas de torque e potência para o modelo MCIB _f e para o modelo MCIB ₃	48

Figura 3.10: Curvas de torque e de potência para o modelo final, feitos os escalonamentos ..	50
Figura 3.11: Curva de torque e de potência com a variação de α	50
Figura 3.12: Comportamento do MCI com ponto de operação em $P_m=0.9$ p.u. e variação negativa em α de 10° em 0.2s.....	51
Figura 3.13: Comportamento do MCI com ponto de operação em $P_m=0.1$ p.u. e variação positiva em α de 10° em 0.2s.	52
Figura 4.1: Diagrama do sistema de GD implementado.	54
Figura 4.2: Modelagem do sistema de GD modelado em <i>Simulink</i>	54
Figura 4.3: Dinâmica de potência ativa e velocidade sob variação positiva na ref. do regulador de velocidade para ponto de operação $P_m=0.7$ p.u.....	57
Figura 4.4: Dinâmica de potência ativa e velocidade sob variação negativa na ref. do regulador de velocidade para ponto de operação $P_m=0.7$ p.u.....	57
Figura 4.5: Dinâmica de potência ativa e velocidade sob variação de 0.3 p.u. em degrau positiva e negativa na ref. do regulador de velocidade para ponto de operação $P_m=0.7$ p.u.	58
Figura 4.6: Resposta a uma variação em degrau positiva e negativa, com variação de 0.02 p.u. e ponto de operação em 0.9 p.u.	58
Figura 4.7: Resposta a uma variação em degrau positiva e negativa, com uma variação de 0.02 p.u. e ponto de operação de 0.1p.u.....	59
Figura 4.8: Dinâmica das tensões terminal e de campo sob variação positiva na ref. do regulador de velocidade.	59
Figura 4.9: Dinâmica das tensões terminal e de campo sob variação negativa na ref. do regulador de velocidade.	60
Figura 4.10: Dinâmica das tensões terminal e de campo sob variação de 0.3 p.u. em degrau positiva e negativa na ref. do regulador de velocidade para ponto de operação $P_m=0.7$ p.u.	60
Figura 4.11: Dinâmica de potência ativa e velocidade diante de uma variação em rampa positiva e negativa.	61
Figura 4.12 Dinâmica das tensões terminal e de campo diante de uma variação em rampa positiva e negativa.	62
Figura 4.13: Dinâmica de potência ativa e velocidade sob variação positiva na ref. de tensão do SE.....	63
Figura 4.14: Dinâmica de potência ativa e velocidade sob variação negativa na ref. de tensão do SE.....	63
Figura 4.15: Dinâmica das tensões terminal e de campo sob variação positiva na ref. de tensão do SE.....	64
Figura 4.16: Dinâmica das tensões terminal e de campo sob variação negativa na ref. de tensão do SE.....	64
Figura 4.17: Comportamento da tensão terminal e de campo frente a uma falta trifásica severa.	66

Figura 4.18: Dinâmica da Potência ativa, da rotação e do torque mecânico e eletromagnético frente a uma falta trifásica severa (T_m linha tracejada e T_e linha sólida).....	67
Figura 4.19: Dinâmica das correntes trifásicas frente a uma falta trifásica severa.....	67
Figura 4.20: Comportamento da tensão terminal e de campo frente a uma falta trifásica menos severa.	68
Figura 4.21: Dinâmica da Potência ativa, da rotação e do torque mecânico e eletromagnético frente a uma falta trifásica menos severa.	69
Figura 4.22: Dinâmica das correntes trifásicas frente a uma falta trifásica menos severa.	69
Figura 4.23: Comparação da dinâmica da potência ativa, da rotação e do torque mecânico frente a uma falta trifásica com os SE's AC1A e AC5A.	71
Figura 4.24: Comparação da dinâmica das tensões terminais e de campo frente a uma falta trifásica com os SE's AC1A e AC5A.	71
Figura 4.25: Dinâmica da Potência ativa, da rotação e do torque mecânico frente a uma falta trifásica com momento de inércia inferior.	73
Figura 4.26: Comportamento da tensão terminal e de campo frente a uma falta trifásica com momento de inércia inferior.	73
Figura 4.27: Esquema de linearização da válvula borboleta.	74
Figura 4.28: Potência mecânica sem e com linearização.	75
Figura 4.29: Dinâmica da Potência ativa, da rotação e do torque mecânico diante de um degrau positivo de 0.3 p.u. na ref. do regulador de velocidade no instante 100s para o modelo linearizado e não linearizado.	75
Figura 4.30: Dinâmica da Potência ativa, da rotação e do torque mecânico diante de um degrau negativo de 0.3 p.u. na ref. do regulador de velocidade no instante 100s para o modelo linearizado e não linearizado.	76
Figura 4.31: Dinâmica da Potência ativa, da rotação e do torque mecânico diante de um degrau positivo de 0.3 p.u. na ref. do regulador de velocidade no instante 2s para o modelo linearizado.	76
Figura 4.32: Dinâmica da Potência ativa, da rotação e do torque mecânico diante de um degrau negativo de 0.3 p.u. na ref. do regulador de velocidade no instante 2s para o modelo linearizado.	77
Figura 4.33: Representação do sistema para testar a influência apenas do MCI.....	77
Figura 4.34: Dinâmica da Potência ativa, da rotação e do torque mecânico diante de um degrau positivo em 2s para o sistema sem o bloco do MCI.....	78
Figura 4.35: Dinâmica da Potência ativa, da rotação e do torque mecânico diante de um degrau negativo em 2s para o modelo linearizado.	79

Lista de Tabelas

Tabela 3.1: Detalhes do MCI estudado por Souza (2004).	43
--	----

Lista de Símbolos

e_d, e_q	Tensões de armadura de eixos d e q
i_d, i_q	Correntes de armadura de eixos d e q
φ_d, φ_q	Fluxos ligados aos enrolamentos de armadura de eixos d e q
L_{ad}, L_{aq}	Indutâncias mútuas de eixos d e q
L_{kkd}, L_{kkq}	Indutâncias próprias dos enrolamentos dos amortecedores de eixos d e q
L_{fkd}	Indutâncias mútuas entre o enrolamento de campo e os amortecedores
L_{ffd}	Indutância de campo própria
L_l	Indutância de dispersão
φ_{fd}	Fluxo ligado ao enrolamento de campo
e_{fd}	Tensão de campo
i_{fd}	Corrente de campo
R_{fd}	Resistência de campo
i_{kd}, i_{kq}	Correntes dos circuitos amortecedores de eixos d e q
R_{kd}, R_{kq}	Resistências dos circuitos amortecedores de eixos d e q
$\varphi_{kd}, \varphi_{kq}$	Fluxo de campo dos circuitos amortecedores de eixos d e q
R_a	Resistência de armadura por fase
ω_r	Velocidade angular elétrica
T_e	Torque elétrico
P_t	Potência elétrica trifásica instantânea
K_A	Ganho do regulador de tensão
K_E	Constante de excitação relacionada a auto excitação de campo
K_F	Ganhos do estabilizador do sistema de controle de excitação
T_A	Constante de tempo do regulador de tensão
T_E	Constante de tempo associada ao controle de excitação
$T_{F1,2,3}$	Constantes de tempo do sistema de excitação do estabilizador
V_X	Sinal proporcional a saturação de excitação
E_{FD}	Tensão de excitação de saída
S_E	Função de excitação da saturação
V_C	Saída da tensão terminal do transdutor e do elemento de compensação de carga
V_S	Tensão advinda do PSS,
V_{REF}	Tensão de referência do regulador de tensão
θ	Ângulo de centelha
p_i	Pressão no coletor de admissão
T_i	Temperatura no coletor de admissão

V_i	Volume no coletor de admissão
m_{ap}	Massa de ar admitida no cilindro
\dot{m}_{ap}	Taxa de variação mássica do ar admitido no cilindro
m_{at}	Massa de ar no coletor
\dot{m}_{at}	Taxa de variação mássica do ar no coletor
α	Ângulo de abertura da válvula borboleta
R	Constante universal dos gases
J	Momento de inércia do eixo
P_a	Potência elétrica ativa
T_m	Torque mecânico gerado
T_e	Torque eletromagnético
A/F	Razão ar/combustível
p_a	Pressão atmosférica
N	Velocidade mecânica
k_d	Fator de amortecimento dos enrolamentos de amortecimento do GS
E_a	Tensão terminal
X_d, X'_d, X''_d	Reatâncias de eixo d síncrona, transitória e subtransitória
X_q, X'_q, X''_q	Reatâncias de eixo q síncrona, transitória e subtransitória
T_d, T'_d, T''_d	Constante de tempo síncrona, transitória e subtransitória (curto circuito)
$T_{do}, T'_{do}, T''_{do}$	Constante de tempo síncrona, transitória e subtransitória (circuito aberto)
δ	Ângulo interno da máquina síncrona
V_{REF}	Tensão de referência do sistema de excitação
V_T	Tensão medida dos terminais do gerador síncrono
V_S	Tensão de estabilização do sistema de excitação
F_{EX}	Função não linear de regulação do sistema de excitação
V_R	Tensão de campo da excitatriz do sistema de excitação
K_E	Ganho da excitatriz do sistema de excitação
K_D	Fator de desmagnetização do sistema de excitação

Capítulo 1

Introdução

Durante muito tempo, os sistemas elétricos de potência centralizados, ou seja, com estrutura verticalizada, mostraram-se economicamente e tecnicamente viáveis. Esse tipo tradicional de geração de energia é caracterizado por grandes centrais produtoras de energia que, por meio de linhas de transmissão, alimentam subestações que distribuem energia elétrica aos consumidores finais. Contudo, fatores como a grande demanda de energia elétrica, as dificuldades de implantação de novas grandes unidades geradoras e de todo seu suporte referente a transmissão e distribuição, juntamente com a crescente exigência de requisitos ambientais, impulsionaram a necessidade da reestruturação não só do setor elétrico brasileiro, mas de todo o mundo (Nascimento, 2013; Araújo, Feroldi e Urio, 2015; Alves et al., 2010).

Nesse contexto, uma das soluções para as questões levantadas anteriormente é a chamada Geração Distribuída (GD). Solução esta, que veio para coexistir com o modelo tradicional, a fim de se garantir maior confiabilidade e eficiência à geração de energia elétrica. A principal característica da GD é o fato dela utilizar unidades de geração de pequeno a médio porte provenientes de vários tipos de fontes energéticas renováveis (solar, eólica e a biomassa) ou não renováveis (turbinas a gás, motores de combustão interna e células combustíveis) para produzir energia elétrica de forma descentralizada. Diferentemente da forma centralizada de geração, suas unidades de geração são conectadas diretamente ao sistema de distribuição, ou seja, se encontram juntas ou próximas ao ponto de carga e podem operar em paralelo ou de forma isolada (Aneel, 2016; Nascimento, 2013; Bona, 2004; Puttgen, Macgregor e Lamer, 2003).

Segundo dados da Agência Nacional de Energia Elétrica (Aneel), a geração de energia elétrica pelo uso do biogás teve um crescimento percentual de 30% em um ano, atingindo a marca de 118,6 MW de energia instalada em fevereiro de 2017 (Canal Bioenergia, 2017). Sendo um dos principais produtos da fermentação anaeróbica da biomassa produzida por animais, dentre eles, bovinos, aves e suínos, o biogás serve como combustível no processo de geração de energia. Esse processo envolve basicamente o uso de motores que transformam a energia química contida neles em energia térmica e energia mecânica. Esses motores são então acoplados a geradores elétricos que convertem por fim, essa energia mecânica em energia elétrica (Araújo, Feroldi e Urio, 2014; Santos e Junior, 2013; Alves et al., 2010).

Dentro desse contexto, os motores mais utilizados são os Motores de Combustão Interna (MCIs), que podem ser classificados quanto a seu ciclo termodinâmico como: ciclo Otto ou ciclo Diesel (Araújo, Feroldi e Urio, 2014). Como ainda são poucos os motores fabricados especificamente para o uso do biogás (Caterpillar, 2017; Ge-Energy, 2017; Leão Energia 2017), é geralmente utilizada como solução comercial a adaptação de motores já existentes para o uso do biogás. A adaptação mais comum é a chamada “*Ottolização*”, que consiste na adaptação de um motor de ciclo Diesel para funcionar segundo um ciclo termodinâmico Otto (Sousa; Souza e Machado, 2004; Figueiredo, 2012).

Diante da necessidade de reproduzir o comportamento de um processo real e propiciar meios adequados para o estudo, análise, controle e otimização desse determinado processo, entra em questão a modelagem. A modelagem de MCIs pode ser feita por diferentes abordagens. Modelos multidimensionais são geralmente utilizados em estudos detalhados do comportamento do motor, em que todas as fases: admissão, compressão, combustão e expansão são representadas em relação ao ângulo de manivela. Contudo, tais modelos são muito complexos para estudos que envolvem a aplicação do motor, como no caso de sistemas de geração distribuída. Nestes casos são mais empregados os Modelos de Valores Médios (MVM’s), que constituem representações simplificadas do comportamento dinâmico do motor. Um MVM descreve a dinâmica do sistema através de variáveis contínuas, sem considerar os eventos de cada ciclo termodinâmico, assumindo que todos os processos e efeitos estão espalhados pelo motor como um todo (Tomasi, 2015; Crossley e Cook, 1991).

Os primeiros autores a introduzir o MVM para motores de combustão interna à gasolina na literatura foram Cook e Powell (1988), que além de trazerem uma revisão bibliográfica sobre os modelos existentes para o desenvolvimento de projetos de sistemas de controle de MCIs, desenvolveram um modelo linear orientado a controle, derivado de um modelo fundamentalmente não linear de um MCI com ignição por centelha. Hendricks e Sorenson (1990) apresentaram um tipo de MVM não linear de três estados para um motor de ignição por centelha, trazendo pela primeira vez um modelo aplicável a todos os subsistemas importantes do motor e em todas as faixas de operação. Crossley e Cook (1991), por sua vez, desenvolveram um modelo para um MCI de 4 cilindros e ignição por centelha para um sistema de controle integrado de um veículo. O modelo formula relações algébricas não lineares para representar os principais eventos do MCI como a admissão de combustível e a combustão. A validação da dinâmica do sistema foi feita por testes de dinamômetro.

Hendricks (1997) apresentou um MVM voltado para aplicações de controle e especialmente para soluções embarcadas de controladores. Além de ter apontado diferenças e semelhanças entre seu modelo e os MVM’s existentes na literatura, Hendricks levantou exigências para futuros MVM’s tais como: a necessidade de serem modelos genéricos, ou seja, que sejam aplicáveis a todos os tipos de motores; que sejam modelos de natureza física fáceis de entender e modificar; que tenham poucos parâmetros de ajuste; e que seja documentado com precisão seu comportamento, tanto em regime permanente como em regime transitório.

Dentre os trabalhos mais recentes, Saeedi (2010) propõe um MVM capaz de capturar os principais eventos de um MCI de um *powertrain*. O modelo é baseado em equações paramétricas e usa a combinação de componentes causais e não causais juntamente com tabelas de busca. Ademais, o modelo é implementado através do *software MapleSim*.

Já Tomasi (2015) aborda a modelagem, implementação e simulação de uma estratégia de controle para um MCI movido a gasolina funcionando em ciclo Otto, com o objetivo de melhorar a eficiência energética de um veículo híbrido série. Para o projeto do controlador utiliza o *software Matlab/Simulink* através dos quais descreveu a dinâmica do MCI baseado no MVM proposto por Crossley e Cook (1991).

Tais modelos, entretanto, têm como característica o fato de serem baseados em aproximações de funções não lineares levantadas experimentalmente, o que dificulta a utilização destes modelos de forma genérica.

De acordo com a pesquisa bibliográfica realizada e com os vários MVM existentes citados, não há, até o momento, uma modelagem consolidada de um grupo motor-gerador funcionando em ciclo Otto movido a biogás, embora existam modelos para motores movidos à gasolina, etanol, diesel e gás natural. Adicionalmente, para o caso do combustível biogás, ainda são poucos os dados experimentais de motores encontrados na literatura. Além do mais, sabe-se que a potência gerada por um MCI movido a gasolina é superior a potência gerada por um MCI movido a biogás, pois um combustível gasoso ocupa uma porção maior do volume na mistura que vai para o motor do que um combustível líquido, diminuindo assim sua eficiência volumétrica e logo, sua potência de saída (Klaus, 1988). Isso justifica a necessidade de estudar e realizar modificações nos parâmetros do MCI movido a biogás, tais como no ângulo de centelha e no tipo de mescladores de gases, para compensar essa característica do combustível gasoso.

Além da modelagem através do MVM do MCI, o trabalho contempla a pesquisa bibliográfica e o levantamento dos modelos pertinentes à modelagem dos demais elementos do sistema de geração distribuída. Dentre eles estão o gerador síncrono e seu sistema de excitação, a malha do regulador de velocidade, bem como os elementos de transmissão e distribuição da rede elétrica como: os transformadores, a linha de transmissão e a subestação de energia. Através do levantamento dos modelos adequados para representação do modelo do sistema de geração distribuída completo, este foi implementado em *Matlab/Simulink*, *software* escolhido para representação do modelo proposto por reunir as condições necessárias e adequadas para a modelagem, simulação e análise do sistema.

As circunstâncias descritas anteriormente, juntamente com uma demanda do Centro Internacional de Energias Renováveis (CIBiogás) com o projeto de Entre Rios do Oeste (ERO) contribuíram para originar o tema deste trabalho. O projeto de ERO prevê o aproveitamento da biomassa gerada por um conjunto de produtores rurais em ERO (Paraná) através da construção de uma Minicentral Termelétrica (MCT) de aproximadamente 480 kW de potência. Essa MCT receberá de um biogasoduto o volume total de biogás produzido que será utilizado para alimentar um grupo motor-gerador otolizado, que por fim, produzirá a energia elétrica para

suprir toda a demanda das atividades municipais e até mesmo compensar possíveis faltas de energia em horários de ponta. A implementação do projeto levanta necessidades como: estudos técnicos para avaliação das características operativas do grupo motor-gerador, atendimento a requisitos de conexão à rede e a avaliação de impactos sobre a operação em condições de falta. A modelagem proposta busca representar as características particulares desse sistema de geração. Não se considera como escopo deste trabalho a validação experimental do modelo desenvolvido.

Diante do exposto anteriormente, o problema a ser tratado por esta pesquisa pode ser colocado da seguinte forma: “Como representar a dinâmica de um MCI convertido a biogás para compor um modelo de um sistema de geração distribuída movido a biogás?”.

1.1 Objetivos

1.1.1 Objetivo Geral

O objetivo principal deste trabalho é desenvolver uma modelagem computacional de um sistema de geração distribuída com MCI convertido a biogás, visando à realização de estudos de conexão e operação quando interligados à rede de distribuição.

1.1.2 Objetivos Específicos

Pretende-se atingir o objetivo geral através dos seguintes objetivos específicos:

- Desenvolver a modelagem dos componentes do sistema de GD;
- Desenvolver a modelagem do MCI convertido a biogás em *Matlab/Simulink*;
- Avaliar por simulações computacionais o modelo do sistema de geração a biogás.

1.1.3 Organização do Trabalho

O conteúdo do presente trabalho foi organizado basicamente em três capítulos. O Capítulo 2 contextualiza o uso de motores de combustão interna em sistemas de GD e traz o desenvolvimento dos modelos dos componentes principais do sistema, servindo como subsídio para a escolha dos modelos adequados para o caso de interesse.

No Capítulo 3, concentram-se todas as informações relativas à metodologia adotada para representar no modelo a conversão física de um MCI movido a gasolina para um MCI movido a biogás, resultando na consolidação do modelo final para um MCI movido a biogás e uma breve análise de seu comportamento estático e dinâmico.

O Capítulo 4 sintetiza uma série de análises funcionais do modelo consolidado, tais como a caracterização dinâmica do modelo frente a variações nas referências do regulador de velocidade e do sistema de excitação, uma análise da dinâmica do modelo ao operar sob faltas

trifásicas e ainda, são feitas algumas variações na modelagem a fim de se identificar quais os parâmetros mais relevantes para a simulação da dinâmica do sistema, tais como a inércia do conjunto motor-gerador e a linearização do regulador de velocidade.

Por fim, o Capítulo 5 traz as conclusões do trabalho e sugestões para trabalhos futuros que venham a dar continuidade ao tema pesquisado.

Capítulo 2

Sistema de Geração Distribuída com Motor de Combustão Interna

O presente capítulo tem como objetivo apresentar os conceitos fundamentais a respeito dos componentes de um sistema de geração distribuída com motor de combustão interna, a começar pelo próprio motor de combustão interna, sobre o qual será tratado o seu princípio de funcionamento, suas formas de controle e sua modelagem matemática por meio do Modelo de Valores Médios (MVM). Em seguida, é desenvolvida a modelagem do gerador síncrono em que são utilizados os parâmetros operacionais padrão. Ademais, são tratadas as estruturas de controle do sistema de geração, começando pelo controle de tensão realizado por um sistema de excitação, seguido da regulação de velocidade. É importante ressaltar que a apresentação do conteúdo é geral, porém são enfatizados aspectos que se aplicam ao caso de interesse.

2.1 Motor de Combustão Interna

2.1.1 Princípios de Funcionamento

Os motores de combustão interna (MCIs) são as máquinas térmicas mais difundidas, uma vez que podem operar com diferentes tipos de combustíveis, são robustos e possuem uma alta relação potência/peso. Os MCIs têm 4 áreas principais de aplicação, são elas: máquinas estacionárias, industriais, veiculares ou marítimas. Dentro da primeira aplicação, os MCIs são utilizados para acionar máquinas estacionárias como: geradores, bombas ou compressores. A segunda, diz respeito a aplicações industriais, nas quais eles são utilizados no acionamento de máquinas agrícolas ou de construção civil como carregadeiras, guindastes, entre outros. A terceira refere-se à utilização dos MCIs em veículos de transporte em geral, carros, caminhões, ônibus e até mesmo aeronaves. E por fim, podem ser destinados à propulsão de barcos e máquinas de uso naval (Suzuki et al, 2011; Tillmann, 2013).

No que tange aos seus ciclos termodinâmicos, os MCIs podem ser classificados como: ciclo Otto ou ciclo Diesel. Os motores de ciclo Otto possuem ignição por centelha e utilizam como combustíveis a gasolina, gás ou etanol, tendo como taxa de compressão valores entre 8:1

a 12:1. Este motor pode ser de 2 tempos ou 4 tempos, sendo o último baseado nas fases de admissão, compressão, combustão e escape. A Figura 2.1 ilustra de forma genérica os 4 ciclos termodinâmicos de um MCI:

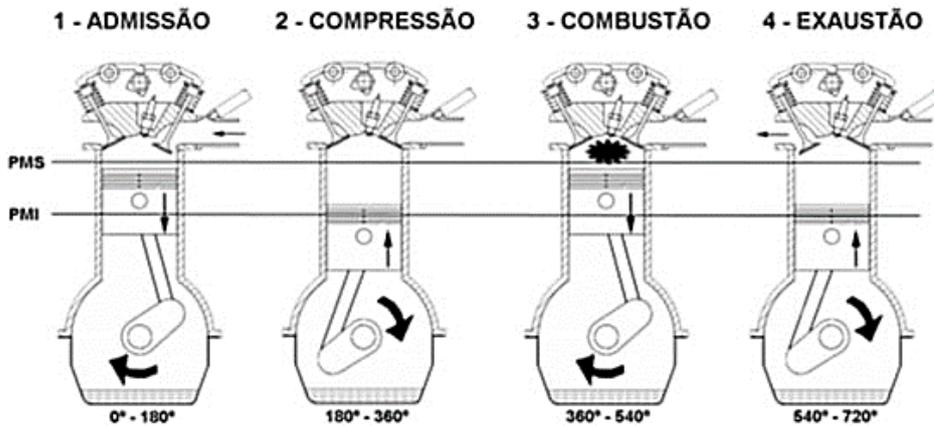


Figura 2.1: Ilustração do ciclo termodinâmico de um MCI de 4 tempos. Fonte: Embarcados, 2016.

Um ciclo completo corresponde a uma volta de 720°. Na primeira fase, a de admissão, a válvula de admissão se abre, permitindo a entrada da mistura ar/combustível para dentro do cilindro e empurrando o pistão do Ponto Morto Superior (PMS) para o Ponto Morto Inferior (PMI).

Na segunda fase, a de compressão, a válvula de admissão se fecha, vedando totalmente a câmara de combustão, e à medida que o pistão se desloca do PMI para o PMS, a mistura ar/combustível é comprimida. A relação que indica quantas vezes a mistura ar/combustível é aspirada para dentro do cilindro e comprimida dentro da câmara de combustão define a chamada taxa de compressão.

Na terceira fase, a de combustão, um pouco antes do pistão atingir o PMS a mistura é inflamada por uma centelha elétrica, dada através de uma vela de ignição. O ângulo de centelha ou de ignição é justamente o ângulo que se encontra a manivela no momento em que ocorre a ignição. A explosão resultante da combustão força o pistão a se deslocar novamente do PMS para o PMI.

Por fim, na fase de exaustão, o pistão se desloca do PMI para o PMS e são liberados os gases resultantes de todo o processo através da válvula de escape, que se abre (Tillman, 2013).

Já os motores de ciclo Diesel têm sua ignição dada por compressão e podem utilizar diesel, biodiesel e suas misturas como combustível. Sua taxa de compressão é maior que a do MCI de ciclo Otto, variando de 14:1 a 25:1, oferecendo potências entre 5 kW a 30 MW. Assim como o MCI de ciclo Otto, o de Diesel pode ser de 2 ou 4 tempos. Quando é de 4 tempos, seu funcionamento é análogo ao do ciclo Otto. No entanto, uma das diferenças está no fato de que na fase de admissão, entra somente ar no cilindro. Posteriormente, já na fase de compressão são atingidas altas temperaturas (500 a 700°C) e é injetado certo volume de combustível causando a chamada auto-ignição. Durante a auto-ignição o combustível é inflamado espontaneamente

devido ao calor resultante da compressão do ar, sendo dessa forma, dispensado o uso de velas de ignição. Por fim, a válvula de escape libera os gases queimados durante o processo (Tillmann, 2013; Oliveira, Vandersen e Pereira, 2010).

Em aplicações que envolvem o uso de sistemas isolados de fornecimento de energia elétrica que exigem maior potência, os grupos geradores com motor diesel são os mais utilizados. Isso porque sua durabilidade é maior, além de ser mais eficiente do que os motores de combustão interna ciclo Otto por utilizarem taxas de compressões maiores. No entanto, em aplicações que exigem faixas pequenas de potência, os motores ciclo Otto são suficientes (Figueiredo et al., 2013).

2.1.2 Malhas de Controle de um MCI

As 4 malhas de controle mais importantes para um MCI são: a malha de alimentação direta de injeção de combustível (válvula borboleta), a malha de realimentação de ar-combustível (A/F), a malha do ângulo de ignição e a malha de realimentação de “knock” (Tomasi, 2015).

Controle pela Válvula Borboleta

Dal Bem (2008) e Machado (2014), afirmam que os controles de potência e de velocidade de motores alimentados a biogás são realizados pela variação da vazão da mistura ar-combustível através de uma válvula tipo borboleta. Portanto, sua posição determina a quantidade de ar admitido pelo motor. A essa quantidade de ar admitida pelo motor é necessário adicionar uma quantidade de combustível, configurando dessa forma, a relação Ar-combustível da mistura que é injetada no cilindro.

Figueiredo (2013) acrescenta que a recomendação para a abertura máxima da válvula borboleta é de 60°. Desse modo, garante-se uma folga em casos de possíveis eventos que venham a prejudicar o motor.

De acordo com Andreoli (2012) muitas vezes a abertura angular é fixada para serem feitos estudos sobre o regime permanente do motor. Complementarmente, para fins de análise transiente do motor, são feitos estudos através de variações de abertura da válvula.

Com o objetivo de se obter o melhor desempenho e o comportamento desejado por parte dos MCIs é utilizado um sistema de controle que vem evoluindo desde o antigo carburador, até os atuais sistemas de controle eletrônicos. O princípio de funcionamento de um sistema de controle eletrônico se baseia no uso de sensores (rotação, pressão, temperatura), localizados em pontos estratégicos do motor, que enviam as medições para uma Unidade Eletrônica de Controle ou *Electronic Control Unit* (ECU). A ECU, por sua vez, processa estes sinais e comanda atuadores (válvula borboleta, bobina de ignição, válvula injetora) (Dal Bem, 2008).

Controle da Estequiometria

A estequiometria ou relação Ar-Combustível (A/F) caracteriza-se pela queima total teórica do oxigênio com um combustível, ou seja, relaciona o quanto de oxigênio é necessário para se queimar uma determinada quantidade de combustível. Para a gasolina pura, a relação estequiométrica é 14.7:1, já para o etanol, é aproximadamente 9:1 (Tomasi, 2013). Segundo Heywood (1988), os limites de A/F, para a maioria dos MCIs convencionais, está entre 18:1 e 12:1 para a gasolina. Para o caso do biogás, a razão A/F varia de acordo com a sua composição. A exemplo disso, para uma composição de biogás de 60% de metano a razão A/F se encontra na faixa de 5.7:1 a 6.1:1 (Lemos, 2013; Souza, 2004).

A razão de equivalência (λ) representa o quão longe a queima está da estequiometria (ideal). Ela é obtida relacionando a razão real e a chamada razão estequiométrica.

$$\lambda = \frac{(A/F)_{real}}{(A/F)_{estequiométrica}} \quad (1)$$

A primeira, trata da combustão real (efetivamente disponível), que ocorre nos diversos equipamentos de conversão de energia, enquanto a segunda, descreve um processo idealizado de combustão completa, definido pela equação estequiométrica (Lemos, 2013; Klaus, 1988).

A malha de realimentação de ar-combustível é realizada com o objetivo de manter a condição estequiométrica da mistura como desejado. Isso é realizado através da “sonda lambda”, um sensor de oxigênio que mede o percentual de oxigênio contido nos gases de escape e indica o quão longe a queima está da estequiometria ideal. O índice λ representa a estequiometria de maneira que se $\lambda > 1$, a mistura em questão é considerada pobre (deficiência de combustível), caso $\lambda < 1$ a mistura é considerada rica (excesso de combustível). Através da medição dessa saída, é possível controlar a quantidade de ar e de combustível que passa pela válvula borboleta para se obter a estequiometria ideal para cada caso. Sabe-se que é atingida potência máxima no MCI para misturas ricas com índice estequiométrico λ entre 0.85 e 0.95, e que essa potência cai conforme a mistura vai se tornando pobre (Tomasi, 2015; Souza, 2004).

Controle do Ângulo de Centelha

O laço de realimentação sobre o ângulo de centelha ou de ignição influencia altamente no rendimento do MCI. O ponto de ignição nada mais é que o instante em que é dada a faísca que causa a combustão e é dado em função da posição angular do eixo de manivela e o ponto morto superior (PMS). Um ponto de ignição avançado permite que a expansão se inicie com pressão elevada, o que aumenta o rendimento do MCI. No entanto, deve haver um equilíbrio, uma vez que, pouco avanço de ignição limita o rendimento do MCI e um avanço de ignição demasiado pode causar detonação na câmara de combustão, devido à alta pressão na câmara de combustão. O ponto de ignição ideal depende de vários parâmetros, como a velocidade angular do eixo, a carga aplicada e o projeto do MCI. Assim sendo, o ponto de ignição influencia

diretamente na geração de torque e por isso deve ser adequadamente controlado para que se tenham resultados satisfatórios de funcionamento do MCI (Bosch, 2002).

2.1.3 Modelo de Valores Médios

Uma modelagem matemática permite reproduzir o comportamento de um processo real enquanto propicia meios adequados para o estudo e análise com a finalidade de controlar e otimizar determinado processo. Saeedi (2010) afirma que o foco principal dentro da modelagem de motores é tornar claro os fenômenos envolvidos estabelecendo relações dinâmicas de causa e efeito entre as principais entradas e saídas. O desafio principal é encontrar as relações entre as entradas e saídas do motor que melhor descrevam o que acontece na realidade e poder prever as variáveis de saída em diferentes condições de funcionamento do motor.

Os modelos podem ser classificados em modelos físicos ou modelos experimentais. Os modelos físicos são modelos generalizados que podem ser utilizados por diferentes sistemas por serem originados de leis fundamentais da física como conservação de massa, momento e de energia. Dentro do contexto dos MCIs o preenchimento e extravasamento de ar no coletor, a transferência de calor e a dinâmica rotacional da manivela podem ser classificados como processos modelados fisicamente. Por outro lado, quando os modelos físicos não são adequados, ou são muito complexos para descrever um processo ou sistema, são utilizados os modelos experimentais. Para formar esse tipo de modelo, são realizados diversos testes e são levantados uma série de dados. A partir desses dados obtidos experimentalmente, são obtidos parâmetros de equações matemáticas que representam a relação de entrada e saída do processo em teste. Essas equações são ajustadas de acordo com um método adequado, tal como mínimos quadrados, para se obter uma relação ótima que represente adequadamente o sistema em questão (Aguirre, 2007).

A modelagem de motores pode ser feita por diferentes abordagens, das mais simples às mais complexas. Dentre elas estão: a algébrica, que utiliza um sistema de equações algébricas derivadas de relações da física clássica; a zero-dimensional, que utiliza equações diferenciais ordinárias associadas a modelos empíricos; a quase-dimensional, que utiliza por sua vez, equações diferenciais parciais; e a multidimensional, que é semelhante a quase-dimensional, mas que envolve mais de uma dimensão física (2D e 3D), sendo os métodos de solução mais utilizados o método dos volumes finitos, diferenças finitas e elementos finitos, que são métodos discretizados (Barros, 2013).

Os modelos multidimensionais são mais aplicados a estudos detalhados e geralmente no contexto mecânico, nos quais todas as fases termodinâmicas (admissão, compressão, combustão e expansão) são representadas em relação ao ângulo de manivela. Contudo, em se tratando de estudos que envolvem a aplicação do motor no contexto de geração de energia, como no caso de sistemas de GD, não é necessário chegar a tal complexidade, uma vez que o escopo é a parte elétrica, e não mecânica. Nestes casos, os Modelos de Valores Médios

(MVM's) podem ser aplicados, diminuindo a complexidade da modelagem, uma vez que constituem representações simplificadas do comportamento dinâmico do motor em relação ao tempo.

Os MVM's constituem um tipo de modelagem física, experimental e zero-dimensional que é intermediária a uma simples função de transferência e modelos complexos de simulação. Sua simplificação se dá pelo fato de ser o tempo a variável independente de suas equações. Um MVM é capaz de representar os MCIs dinamicamente no tempo através de equações diferenciais ordinárias não lineares adicionadas de princípios físicos e equações empíricas. Essas equações empíricas são obtidas através modelos simplificados que descrevem a dinâmica do sistema através de variáveis contínuas, sem considerar os eventos de cada ciclo termodinâmico (admissão, compressão, expansão e exaustão), assumindo que todos os processos e efeitos estão espalhados pelo motor como um todo (Tomasi, 2009; Saeedi, 2010, Guzzella e Onder, 2010).

O presente trabalho adotou o MVM como técnica para se desenvolver a modelagem do MCI de ciclo Otto movido a biogás do caso de interesse. Para tal, buscou-se o embasamento nos resultados de Crossley e Cook (1991), os quais modelaram um MCI movido a gasolina de 4 tempos funcionando em ciclo Otto. Em seguida é apresentada a descrição geral do modelo de Crossley e Cook (1991). As equações são apresentadas de forma genérica, sem fazer referência aos valores numéricos dos parâmetros e aproximações polinomiais apresentados no trabalho original. Os coeficientes exatos de cada polinômio podem ser encontrados no trabalho original. É importante ressaltar que para representar adequadamente o caso de interesse, será necessário modificar esses coeficientes, o que será feito no Capítulo 3.

O MVM para um MCI segue a estrutura indicada na Figura 2.2, na qual podemos observar dois estágios principais: o de admissão do fluxo de ar e o de combustão, onde ocorre a geração do torque mecânico. O torque e a potência mecânica movimentam a massa do grupo motor-generador atingindo determinada velocidade (N) e produzindo energia elétrica. Na Figura 2.2, α é o ângulo de abertura da válvula borboleta, θ é o ângulo de centelha, A/F é a relação Ar-Combustível e m_{ap} é a massa de ar admitida no cilindro.

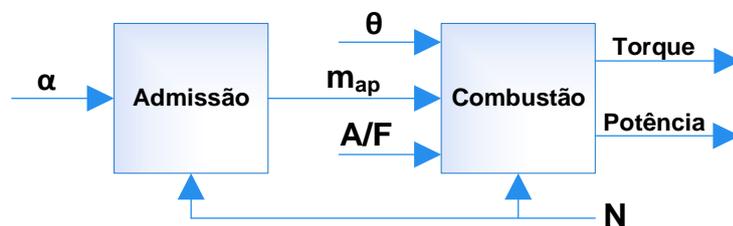


Figura 2.2: Estágios principais do MVM.

A dinâmica de admissão compreende desde a admissão de combustível no coletor até a representação da dinâmica do gás admitido e pode ser expandida segundo o diagrama mostrado na Figura 2.3:

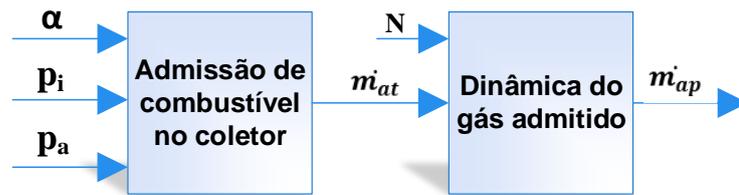


Figura 2.3: Dinâmica do ciclo de admissão.

A fase de admissão de combustível no coletor tem como entradas a pressão interna do coletor p_i (bar), a pressão atmosférica p_a (bar) e o ângulo de abertura da válvula borboleta α (graus) e tem como saída a taxa de variação mássica do ar no coletor borboleta \dot{m}_{at} (g/s). Essa saída é obtida através do produto de duas funções:

$$\dot{m}_{at} = g(p_i)f(\alpha) \quad (2)$$

onde, $f(\alpha)$ é um polinômio de 3º grau dependente de α e $g(p_i)$ é uma função que relaciona a pressão interna com a pressão atmosférica e representa a condição sônica do fluxo dada por:

$$g(p_i) = \begin{cases} 1, & \text{se } p_i \leq \frac{p_a}{2} \\ \frac{2}{p_a} \sqrt{p_a p_i - p_i^2} & \text{se } p_i > \frac{p_a}{2} \end{cases} \quad (3)$$

Importa destacar que para pressões internas menores ou iguais a metade da pressão atmosférica, a taxa \dot{m}_{at} será apenas a própria função $f(\alpha)$. Por outro lado, para pressões internas maiores que a metade da pressão atmosférica, a taxa \dot{m}_{at} decresce com o aumento de p_i e é representada pelo produto de (2).

Uma vez calculada a taxa de variação mássica de ar pelo coletor borboleta, através da dinâmica do gás admitido, obtém-se a taxa de variação mássica do ar admitido no cilindro \dot{m}_{ap} bastando ter as entradas \dot{m}_{at} e a rotação do conjunto motor-gerador (N). A dinâmica da pressão do biogás admitido no coletor é dada pela lei universal dos gases:

$$\dot{p}_i = \frac{RT_i}{V_i} (\dot{m}_{at} - \dot{m}_{ap}) \quad (4)$$

onde R, T_i e V_i são constantes e são: a constante universal dos gases (J/kg.K), a temperatura no interior da câmara de combustão (K) e seu volume (m^3), respectivamente. Uma vez definida a rotação e a pressão interna é possível então calcular a taxa \dot{m}_{ap} (g/s) que será dada pela função:

$$\dot{m}_{ap} = k(N, p_i) \quad (5)$$

onde k representa um polinômio em N e p_i com coeficientes determinados experimentalmente.

Por fim, o estágio de admissão resulta na massa de ar admitida no cilindro m_{ap} (g). No MVM representa-se a massa de ar ao final da admissão, a qual ocorre a cada rotação do motor, o que é feito utilizando um modelo de tempo discreto com período de amostragem dependente da rotação. Assim, m_{ap} é obtido por:

$$m_{ap}(t_{i+1}) = \int_{t_i}^{t_i+T} \dot{m}_{ap}(\tau) d\tau \quad (6)$$

onde, $t_{i+1} = t_i + T$ e T é tal que:

$$\pi = \int_{t_i}^{t_i+T} N(\tau) d\tau \quad (7)$$

ou seja, o tempo correspondente a um ciclo de rotação do motor.

Já o estágio de combustão é responsável pela geração do torque mecânico, que é representado empiricamente por uma relação algébrica não linear em função da massa de ar admitida no cilindro, da relação de ar combustível, do ângulo de centelha e da rotação como segue:

$$T_m = h(m_{ap}, AFR, \theta, N) \quad (8)$$

Na seção 2.1.2 foi explanada as diferentes formas de controle de um MCI, sendo que os parâmetros A/F e θ (graus) da equação (8) podem constituir, cada um, uma malha de controle. No entanto, nesta modelagem, optou-se por considerá-los parâmetros fixos, para simplificar a representação do sistema. A variável m_{ap} é calculada segundo a equação (6) e a rotação é proveniente da dinâmica do gerador síncrono ao qual o MCI está conectado.

A potência mecânica é por fim obtida da multiplicação do torque mecânico em N.m pela velocidade mecânica do rotor em rad/s:

$$P_m = T_m N \quad (9)$$

A presença das equações (6) e (7) torna o modelo discreto no tempo e com período de amostragem variável. Entretanto, para os objetivos pretendidos neste trabalho, a velocidade de rotação será relativamente constante e os fenômenos durante cada giro do motor podem ser desprezados frente às constantes de tempo associadas aos fenômenos eletromecânicos. Desta forma, considerando N constante dentro de cada ciclo de rotação do motor, a equação (7) pode ser simplificada para:

$$T = \frac{\pi}{N} \quad (10)$$

e a equação (6) para:

$$m_{ap}(t) = \dot{m}_{ap} T = \frac{\pi}{N} \dot{m}_{ap} \quad (11)$$

2.2 Gerador Síncrono

Os geradores síncronos são a principal fonte de energia elétrica em sistemas de potência. São constituídos de dois elementos principais: o enrolamento de campo (rotor), e o enrolamento de armadura (estator). O rotor é colocado em movimento através de uma máquina primária. A corrente contínua que circula no enrolamento de campo induz um campo magnético que gira à velocidade síncrona e que por sua vez, induz uma corrente alternada no enrolamento de armadura.

Existem duas estruturas possíveis de rotor, o rotor de polos lisos ou de polos salientes. Os geradores de polos lisos, geralmente turbo geradores, operam em altas velocidades e possuem poucos polos. Já os geradores de polos salientes, que são na maioria das vezes turbinas hidráulicas, operam a uma velocidade mais baixa e por isso utilizam maior quantidade de polos. Além disso, os geradores de polos salientes possuem enrolamentos amortecedores responsáveis por diminuir possíveis oscilações de velocidade.

Em se tratando de modelagem matemática, as equações associadas com o circuito do rotor e do estator que descrevem completamente o comportamento elétrico da máquina síncrona, quando escrita em termos das 3 fases (a, b e c), contêm termos relativos a indutâncias. Esses termos variam com a posição do rotor relativamente ao estator, que por sua vez, varia com o tempo. Dessa forma, há certa complexidade nas equações matemáticas e, conseqüentemente, nas simulações computacionais ao se resolver problemas do sistema de potência. Para solucionar esse problema é usual aplicar a transformação dq0, que consiste em transformar as variáveis do estator, que estão em função das fases (a, b e c), em componentes ortogonais de eixos d, q e 0, de modo que as indutâncias se tornem constantes. Os eixos d, q e 0 facilitam a identificação de características do gerador síncrono, sendo que o eixo direto (d) é centrado magneticamente no centro do pólo norte do estator e o eixo de quadratura (q) é avançado 90° elétricos do eixo d. Para a condição de um sistema balanceado as componentes de eixo 0 resultam nulas e podem ser desprezadas.

Importa destacar que o sistema em p.u. adotado é o representado por Kundur (1994). Nele utiliza-se a convenção de gerador para definir o sentido das correntes de estator, o qual determina que as correntes positivas sejam as que estão saindo da máquina e que o torque mecânico positivo seja acelerante. Já para os enrolamentos de rotor, de campo e amortecedores, as correntes são positivas entrando na máquina. Além disso, assume-se que os efeitos de saturação e de histerese magnética são desprezíveis e que levando em conta as dinâmicas do estator e do campo, existem dois enrolamentos amortecedores no eixo q e um enrolamento amortecedor no eixo d. As equações em p.u. para o gerador síncrono são detalhadas a seguir (Kundur, 1994):

Equações de tensão de eixo direto (e_d) e quadratura (e_q) no estator em p.u.:

$$e_d = \frac{d}{dt} \varphi_d - \varphi_q \omega_r - R_a i_d \quad (12)$$

$$e_q = \frac{d}{dt} \varphi_q + \varphi_d \omega_r - R_a i_q \quad (13)$$

Equações de tensão do enrolamento de campo (e_{fd}) e circuitos amortecedores no rotor em p.u.:

$$e_{fd} = \frac{d}{dt} \varphi_{fd} + R_{fd} i_{fd} \quad (14)$$

$$0 = \frac{d}{dt} \varphi_{1d} + R_{1d} i_{1d} \quad (15)$$

$$0 = \frac{d}{dt} \varphi_{1q} + R_{1q} i_{1q} \quad (16)$$

$$0 = \frac{d}{dt} \varphi_{2q} + R_{2q} i_{2q} \quad (17)$$

Equações de fluxo do enrolamento de campo (φ_{fd}) e dos enrolamentos amortecedores (φ_{1d} , φ_{1q} e φ_{2q}) no estator em p.u.:

$$\varphi_d = -(L_{ad} + L_l) i_d + L_{ad} i_{fd} + L_{ad} i_{1d} \quad (18)$$

$$\varphi_q = -(L_{aq} + L_l) i_q + L_{aq} i_{1q} + L_{aq} i_{2q} \quad (19)$$

Equações de fluxo no rotor em p.u.:

$$\varphi_{fd} = L_{ffd} i_{fd} + L_{f1d} i_{1d} - L_{ad} i_d \quad (20)$$

$$\varphi_{1d} = L_{f1d} i_{fd} + L_{11d} i_{1d} - L_{ad} i_d \quad (21)$$

$$\varphi_{1q} = L_{11q} i_{1q} + L_{aq} i_{2q} - L_{aq} i_q \quad (22)$$

$$\varphi_{2q} = L_{aq} i_{1q} + L_{22q} i_{2q} - L_{aq} i_q \quad (23)$$

Torque eletromagnético em p.u.:

$$T_e = \varphi_d i_q - \varphi_q i_d \quad (24)$$

Potência elétrica ativa em p.u.:

$$P_a = e_d i_d + e_q i_q \quad (25)$$

Existem várias formas de expressar os parâmetros da máquina síncrona. Diante da modelagem exposta acima, cujos parâmetros são chamados de fundamentais ou básicos, as características elétricas da máquina são completamente especificadas. Contudo, esses parâmetros são teóricos e dificilmente podem ser determinados diretamente das medidas de saída da máquina (Kundur, 1991).

Uma forma de se obter parâmetros derivados do comportamento observado dos terminais da máquina diante de condições de testes práticos são os chamados parâmetros operacionais padrão. Esses parâmetros são baseados em componentes observadas em três faixas de tempo: componentes de decaimento rápido (subtransitórios), componentes de decaimento lento (transitórios) e componentes de regime permanente (síncronos).

Levando em consideração estas três condições, são expressas indutâncias/reatâncias (X_d , X_d' , X_d'' , X_q , X_q' , X_q'') e constantes de tempo (T_d , T_d' , T_d'') que determinam a taxa de decaimento das correntes e tensões da máquina (Kundur,1991). Os símbolos ' e '' indicam parâmetros transitórios e subtransitórios, respectivamente.

Parâmetros Operacionais Padrão Clássicos

Conforme Kundur (1994), os parâmetros operacionais padrão derivam do equacionamento das variações incrementais:

$$L_d(s) = -\frac{\Delta\varphi_d}{\Delta i_d} \quad (26)$$

$$L_q(s) = -\frac{\Delta\varphi_q}{\Delta i_q} \quad (27)$$

$$G(s) = \frac{\Delta\varphi_d}{\Delta e_{fd}} \quad (28)$$

expressas em suas formas fatoradas por:

$$L_d(s) = L_d \frac{(1 + sT'_d)(1 + sT''_d)}{(1 + sT'_{d0})(1 + sT''_{d0})} \quad (29)$$

$$G(s) = G_0 \frac{(1 + sT_{kd})}{(1 + sT'_{d0})(1 + sT''_{d0})} \quad (30)$$

$$L_q(s) = L_q \frac{(1 + sT'_q)(1 + sT''_q)}{(1 + sT'_{q0})(1 + sT''_{q0})} \quad (31)$$

cuja relação com os parâmetros fundamentais resulta em:

$$(1 + sT'_{d0})(1 + sT''_{d0}) = 1 + s(T_1 + T_2) + s^2(T_1T_3) \quad (32)$$

$$(1 + sT'_d)(1 + sT''_d) = 1 + s(T_4 + T_5) + s^2(T_4T_6) \quad (33)$$

onde:

$$T_1 = \frac{L_{ad} + L_{fd}}{R_{fd}} \quad (34)$$

$$T_2 = \frac{L_{ad} + L_{1d}}{R_{1d}} \quad (35)$$

$$T_3 = \frac{1}{R_{1d}} \left(L_{1d} + \frac{L_{ad}L_{fd}}{L_{ad} + L_{fd}} \right) \quad (36)$$

$$T_4 = \frac{1}{R_{fd}} \left(L_{fd} + \frac{L_{ad}L_l}{L_{ad} + L_l} \right) \quad (37)$$

$$T_5 = \frac{1}{R_{1d}} \left(L_{1d} + \frac{L_{ad}L_l}{L_{ad} + L_l} \right) \quad (38)$$

$$T_6 = \frac{1}{R_{1d}} \left(L_{1d} + \frac{L_{ad}L_{fd}L_l}{L_{ad}L_l + L_{ad}L_{fd} + L_{fd}L_l} \right) \quad (39)$$

e T'_{do} , T''_{do} , T'_d , T''_d são as 4 principais constantes de tempo transitória e subtransitória do eixo-d da máquina, representando respectivamente as grandezas medidas em circuito aberto, e as grandezas medidas em curto circuito.

Com o intuito de simplificar as soluções das equações (32) e (33), foram estabelecidos dois métodos de definições de parâmetros: os parâmetros clássicos e os parâmetros exatos. O gerador síncrono implementado no presente trabalho faz uso do bloco “*Synchronous Machine pu Standard*” (Mathworks, 2017), o qual adota os parâmetros operacionais clássicos e que serão mais bem detalhados em seguida.

A solução das equações (32) e (33) são simplificadas significativamente ao se considerar que o valor de R_{1d} é muito maior que o valor de R_{fd} (Kundur, 1991). Isso torna T_2 e T_3 muito menores que T_1 , e T_5 e T_6 muito menores que T_4 . Logo (32) e (33) podem ser aproximadas por:

$$(1 + sT'_{do})(1 + sT''_{do}) \approx (1 + sT_1)(1 + sT_3) \quad (40)$$

$$(1 + sT'_d)(1 + sT''_d) \approx (1 + sT_4)(1 + sT_6) \quad (41)$$

de onde se derivam:

$$T'_{do} \approx T_1 \quad (42)$$

$$T''_{do} \approx T_3 \quad (43)$$

$$T'_d \approx T_4 \quad (44)$$

$$T''_d \approx T_6 \quad (45)$$

As expressões para T_1 a T_6 em termos dos parâmetros fundamentais estão em p.u. (radianos) e precisam ser convertidas para segundos. Para tal, basta dividi-los pela frequência angular base.

Com o terminal do estator em aberto, temos que (Kundur, 1991):

$$\Delta\varphi_d(s) = G_0 \frac{1 + sT_{kd}}{(1 + sT'_{d0})(1 + sT''_{d0})} \Delta e_{fd} \quad (46)$$

A equação (46) mostra que para a condição de circuito aberto, o fluxo no eixo-d do estator e logo a tensão terminal, respondem a uma mudança na tensão de campo com as constantes de tempo T'_{d0} e T''_{d0} . Como R_{ld} é muito maior que R_{fd} , T''_{d0} é muito menor do que T'_{d0} . Portanto T''_{d0} e T'_{d0} são respectivamente, as constantes de tempo subtransiente e transiente em circuito aberto, enquanto que T''_d e T'_d são as constantes de tempo subtransiente e transiente em curto circuito, respectivamente.

Analisando agora os valores efetivos da indutância de eixo direto L_d , temos que em regime permanente com $s=0$, a equação (29) se torna:

$$L_d(0) = L_d \quad (47)$$

representando a indutância síncrona no eixo-d.

Durante um transiente rápido, o valor limitante de $L_d(s)$ é dado por:

$$L''_d = L_d(\infty) = L_d \frac{T'_d T''_d}{T'_{d0} T''_{d0}} = L_d \frac{T_4 T_6}{T_1 T_3} \quad (48)$$

obtido fazendo s tender ao infinito e definindo assim a indutância efetiva imediatamente depois de uma rápida mudança, a chamada indutância subtransiente de eixo-d.

Na ausência de um enrolamento de amortecimento, o valor limitante da indutância passa a ser:

$$L'_d = L_d(\infty) = L_d \frac{T'_d}{T'_{d0}} = L_d \frac{T_4}{T_1} \quad (49)$$

que representa a indutância transiente de eixo-d.

A substituição das equações das constantes de tempo (34) – (39) nas equações (48) e (49) resulta nas seguintes expressões alternativas para L''_d e L'_d em termos das indutâncias de dispersão e mútuas:

$$L''_d = L_l + \frac{L_{ad}L_{fd}L_{1d}}{L_{ad}L_{fd} + L_{ad}L_{1d} + L_{fd}L_{1d}} \quad (50)$$

$$L'_d = L_l + \frac{L_{ad}L_{fd}}{L_{ad} + L_{fd}} \quad (51)$$

A expressão para os parâmetros de eixo-q devem ser obtidas ao se reconhecer as similaridades na estrutura dos circuitos equivalentes com o eixo-d. Assim, as constantes de tempo subtransiente e transiente de circuito aberto para o eixo-q serão:

$$L''_q = L_l + \frac{L_{aq}L_{1q}L_{2q}}{L_{aq}L_{1q} + L_{aq}L_{2q} + L_{1q}L_{2q}} \quad (52)$$

$$L'_q = L_l + \frac{L_{aq}L_{1q}}{L_{aq} + L_{1q}} \quad (53)$$

A indutância síncrona de eixo-q é dada pelo valor de regime permanente de $L_q(s)$, o qual é igual a L_q .

As expressões derivadas acima para os parâmetros padrão da máquina são, portanto, baseadas em suposições de que durante o período subtransiente $R_{fd} = R_{1q}=0$ e que durante o período de transiente $R_{1d} = R_{2q}=\infty$. Essas considerações são muito usadas na teoria clássica das máquinas síncronas.

É usual o emprego de reatâncias ao invés de indutâncias na apresentação dos parâmetros de máquinas síncronas por fabricantes. Tem-se assim, as reatâncias síncrona, transiente e subtransiente de eixos d e q, $X_d, X'_d, X''_d, X_q, X'_q, X''_q$, cujos valores são iguais as indutâncias correspondentes, quando expressas em p.u.

Equação de *Swing*

A dinâmica mecânica de um gerador síncrono é representada através da equação de oscilação eletromecânica conhecida como equação de *Swing*:

$$\frac{2H}{\omega_0} \frac{d^2\delta}{dt^2} = (T_m - T_e) - K_d \Delta\omega_r \quad (54)$$

onde δ (rad) é a posição angular do rotor com respeito a referência de rotação síncrona, ω_r ($\frac{\text{rad}}{\text{s}}$) é a velocidade angular do rotor sendo ω_0 seu valor nominal e $\Delta\omega$ (rad/s) seu desvio. H (kg.m²/s) é a constante de inércia, T_m (N.m) é o torque mecânico, T_e (N.m) é o toque eletromagnético e K_d é o fator de amortecimento do GS.

Cabe ressaltar que nessa dissertação serão usados tanto o símbolo ω_r quanto N para se referir a velocidade. O símbolo ω_r se refere à velocidade elétrica, enquanto N se refere à velocidade mecânica, porém, em p.u., ambas serão iguais.

2.3 Sistema de Excitação

Com o objetivo de se atender aos requisitos operativos do sistema a qual uma máquina síncrona está interligada, faz-se o uso de malhas e estratégias de controle. Em se tratando do controle de tensão, a estratégia principal envolve a atuação através do sistema de excitação (SE). Um SE possui uma malha de controle que atua diretamente na corrente contínua aplicada no enrolamento de campo da máquina síncrona. Agindo sobre a tensão terminal da máquina, seu fator de potência, a potência reativa gerada por ela e o fluxo magnético associado à conversão eletromecânica de energia (Piardi, 2017; Soares, 2016; Marques, 2011).

Um sistema de excitação é basicamente um conjunto de equipamentos que, juntos, fornecem a corrente de campo necessária para excitar uma máquina síncrona. A Figura 2.4 representa a configuração usual de um SE em que aparecem seus principais componentes e suas respectivas funções (Cigré Brasil, 2011; Kundur, 1994):

- Excitatriz: responsável por prover a potência necessária ao enrolamento de campo da máquina;
- Regulador de tensão: de acordo com um sinal de referência e o valor medido pelo transdutor de tensão terminal, gera a ação de controle sobre a excitatriz;
- Circuitos limitadores e de proteção: podem ser de sobre-excitação, subexcitação ou proteção Volts/Hertz;
- Sinal estabilizador: adiciona um sinal ao regulador para amortecer as oscilações do sistema de potência;
- Compensador de cargas: possibilita obter um comportamento estável do gerador síncrono e do sistema elétrico ao qual se encontra interligado.

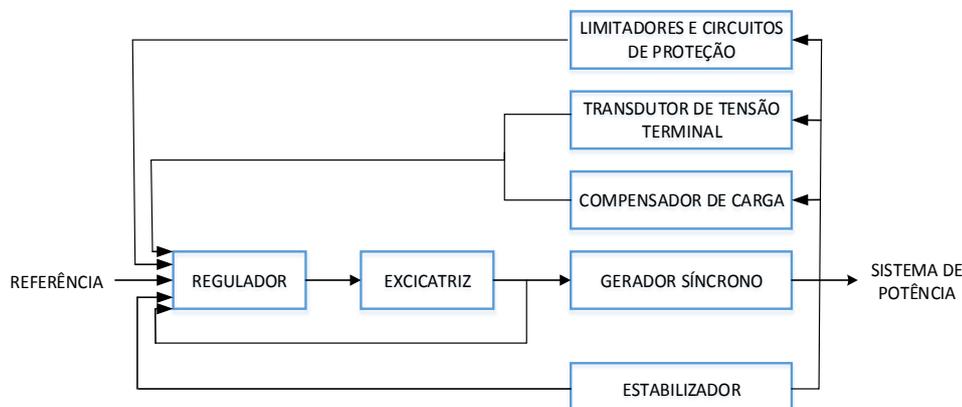


Figura 2.4: Configuração do sistema de excitação. Fonte: Adaptado de Kundur, 1994.

Dentro da classificação dos SE's pela fonte de energia utilizada para sua alimentação (excitatriz) estão três grupos (IEEE, 2006): os sistemas de excitação rotativos de corrente contínua, os de corrente alternada e os sistemas de excitação estáticos. Os sistemas de excitação rotativos CC, constituídos de um gerador de corrente contínua, foram os primeiros tipos de arranjo utilizados, evoluindo posteriormente para as excitatrizes de corrente alternada, nas quais a excitação é produzida por um gerador de corrente alternada associada a um retificador fixo ou rotativo, sendo o último conhecido como excitatriz *brushless*. Devido à evolução da eletrônica de potência, os sistemas de excitação estáticos, que substituem a excitatriz pelo uso direto de retificadores, são hoje a topologia mais aplicada para grandes geradores de potência (Cigré Brasil, 2011; Pioto, 2017).

De acordo com a Cigré Brasil (2011), a escolha do tipo de excitatriz deve levar em conta a confiabilidade em todas as condições operativas e de serviço, a simplicidade de operação e a facilidade de manutenção. Além disso, deve-se pensar na aplicação a qual está relacionado o sistema em questão.

Atualmente os sistemas de excitação rotativos CC estão em desuso devido principalmente ao grande desgaste mecânico que sofrem. Já os sistemas de excitação rotativos AC são utilizados na maioria das vezes em aplicações que envolvem turbogeradores ou em aplicações onde o faiscamento causado pelas escovas é inaceitável, não sendo muito aconselhável para geradores hidráulicos devido ao seu elevado peso. Por sua vez, os sistemas de excitação estáticos são mais usuais atualmente devido às características favoráveis, como por exemplo, o fato de possibilitar a redução do tempo de resposta de recuperação da tensão do conjunto gerador e por aumentarem a capacidade de controle de oscilações eletromecânicas através de um sinal estabilizador (Marques, 2011).

Uma das vantagens dos sistemas AC sobre os estáticos, e que justifica sua aplicação neste caso, é o fato de não necessitarem de uma tensão pré-existente fornecida, por exemplo, por um barramento auxiliar ou um sistema de baterias para partir. Na sequência aprofunda-se a descrição dos SE's do tipo AC que são tipicamente empregados nos grupos motores geradores que usam motores a combustão interna.

Sistemas de Excitação AC

Para os sistemas de excitação rotativos de corrente alternada existem três possibilidades de configurações: excitação com escovas e comutador, excitação com escovas e anéis coletores e excitação sem escovas e com ponte de diodos (excitação *brushless*). O tipo de excitação *brushless* é conveniente tanto em geradores de alta rotação (turbo geradores ou máquinas de polos lisos), desde que a corrente de campo não seja demasiadamente elevada, até geradores de menor porte, acionados por motores de combustão interna. Dentre as suas vantagens, a principal delas é o fato de não necessitar de escovas e anéis coletores, evitando o faiscamento e acarretando em uma manutenção reduzida, além de permitirem fácil controle manual. No entanto, sua principal desvantagem é o fato de seus retificadores e dispositivos de proteção estarem sujeitos a altas forças centrífugas (Marques, 2011; Soares, 2016).

A Figura 2.5 ilustra o princípio de funcionamento do SE do tipo *brushless*, o qual consiste em um gerador síncrono, um regulador automático de tensão (AVR), uma excitatriz principal e uma ponte retificadora rotativa trifásica. O gerador síncrono tem seu rotor (campo) alimentado por uma corrente CC retificada. Seu estator (armadura) alimenta com um sinal de controle o AVR, que por sua vez, monitora constantemente a tensão de saída do estator do gerador síncrono, comparando-a com uma tensão de referência. Dessa forma, o AVR atua no estator da excitatriz principal de modo a corrigir a tensão do estator. A excitatriz principal é um gerador trifásico de polos salientes que recebe uma tensão contínua retificada em seu estator (campo), vindo do AVR e induz uma tensão alternada em seu rotor (armadura). A tensão induzida no rotor da excitatriz, o qual está montado sobre o eixo da máquina síncrona, é retificada por uma ponte rotativa de diodos e finalmente fornece a tensão CC que irá alimentar o rotor da máquina síncrona (Pinheiro, 2007).

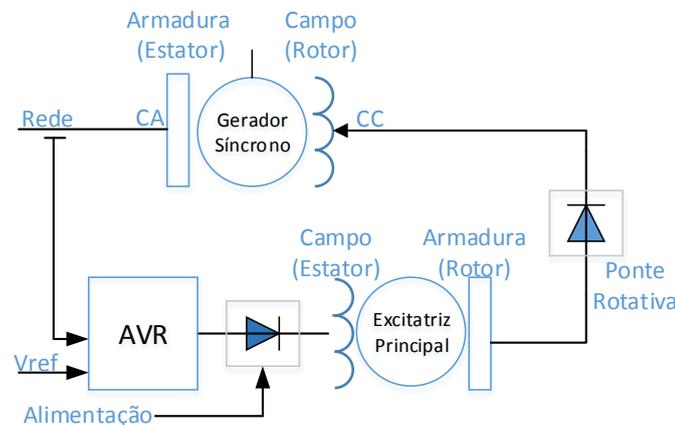


Figura 2.5: Sistema de excitação do tipo *brushless*.

A alimentação do regulador de tensão e excitatriz podem ser obtidas de três maneiras diferentes, e é ela que definirá a configuração da excitação do gerador. Os tipos de configuração são: alimentação através de bobina auxiliar, através de excitatriz auxiliar a ímãs permanentes e através de taps de transformadores ligados diretamente ao AVR.

A bobina auxiliar é representada na Figura 2.6 e consiste em uma bobina monofásica alojada nas ranhuras do estator do gerador síncrono. Ela funciona como fonte de potência independente para o AVR, de modo que ela não está sujeita aos efeitos do estator principal da máquina.

A excitatriz auxiliar ou PGM (*Permanent Magnets Generator*) é representado na Figura 2.7. Ela consiste em um gerador trifásico cujo rotor contém ímãs permanentes e é acoplado ao eixo da máquina principal. Seu estator possui enrolamento trifásico de onde é retirada a energia que alimenta o AVR quando o gerador é acionado pela máquina primária.

Por fim, o AVR pode ser alimentado diretamente do estator do gerador síncrono, sendo a sua tensão regulada por taps de um transformador (Pinheiro, 2007). O uso do tap de transformadores é feito conectando-se a saída do gerador síncrono (armadura) diretamente à

entrada do AVR, de modo que a tensão de saída da armadura passa pelos taps do transformador, os quais adequam a tensão de entrada do AVR.

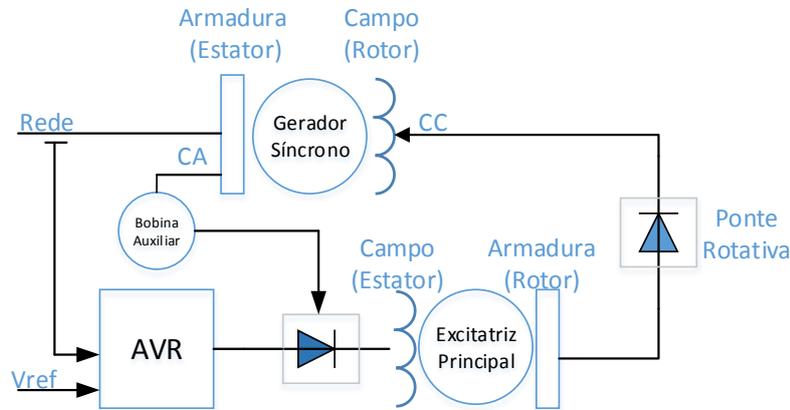


Figura 2.6: Sistema de excitação *brushless* com bobina auxiliar.

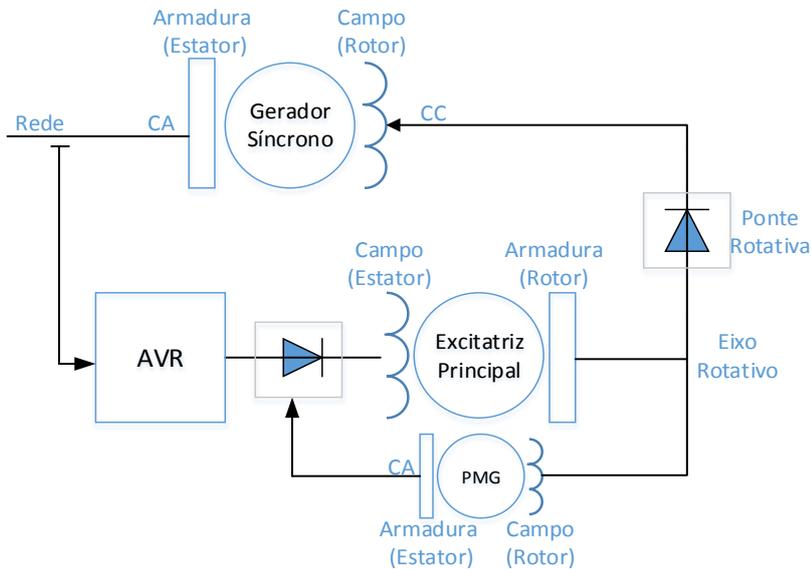


Figura 2.7: Sistema de excitação *brushless* com excitatriz auxiliar.

Modelagem do SE AC

O IEEE disponibiliza vários modelos *standart* para representação de sistemas de excitação em estudos de sistemas de potência. Dentre os tipos de excitação AC rotativos estão os tipos AC1A e AC5A, os quais serão melhor abordados a seguir.

Ambos os modelos representam um sistema de excitação sem escovas com presença de ponte retificadora rotativa em sua excitatriz principal. O sistema de excitação AC1A é o mais encontrado quando se trata de SE's do tipo *brushless* (Calsan, 2011). A Figura 2.8 corresponde ao diagrama de blocos referente ao seu modelo. Nele, podemos distinguir 3 seções diferentes A, B e C.

Inicialmente, a seção A representa o módulo de controle do SE, ou o AVR propriamente dito. A entrada de referência V_{REF} e a tensão medida nos terminais do gerador V_T subtraídas,

resultam no sinal de erro. Em seguida, esse sinal é adicionado ao sinal de estabilização V_s , e descontado do sinal de realimentação. Após passar por um compensador de avanço atraso, cuja função é reduzir os ganhos em altas frequências, o sinal é amplificado, sendo esta a ação de controle principal que reduz o erro em regime permanente e o tempo de resposta do sistema. Após passar por um limitador de tensão, o sinal segue para a seção B.

A seção B representa a excitatriz AC, no caso composta de uma máquina síncrona. Como entrada tem-se o sinal V_R , a tensão de campo da excitatriz. Tem-se também representada V_E que é a tensão de excitação em vazio e I_{FD} , que é a corrente de campo do gerador que, juntamente com K_D , formam o *feedback* negativo que representa o efeito desmagnetizante da reação de armadura. Além disso, tem-se a função não linear de saturação da excitatriz, representada por $S_E[V_E]$.

Por fim, a seção C representa a funcionalidade da ponte retificadora rotativa, representada pela função de regulação também não linear F_{EX} (Gonçalves, 2016).

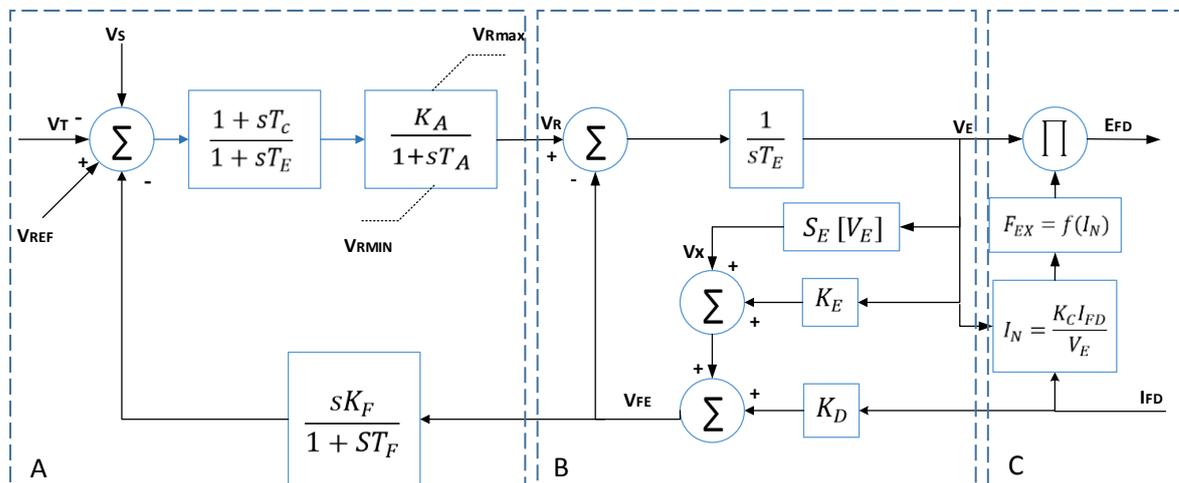


Figura 2.8: Digrama de blocos do SE tipo AC1A. Fonte: Adaptado de IEEE Standard.

O modelo do sistema de excitação AC5A constitui em uma simplificação do AC1A. A Figura 2.9 representa seu diagrama de blocos, que incluem a seção A com os componentes de controle e a seção B relativa à excitatriz AC. O modelo AC1A não representa a ponte retificadora (seção C do modelo AC1A) e também não representa o efeito desmagnetizante da reação da armadura da excitatriz (IEEE, 2006).

O modelo AC5A foi o sistema de excitação escolhido para o presente trabalho, pois dentre os SE's AC *brushless* apresentados pelo IEEE, este é o mais simples. Além disso, esse modelo tem sido amplamente utilizado pela indústria em se tratando de tipos de sistemas cujos dados detalhados não são todos conhecidos (IEEE, 2006). A norma do IEEE não especifica um tipo de alimentação do regulador de tensão, pressupondo-se então que o tipo de alimentação com bobina auxiliar seja também representado por ele.

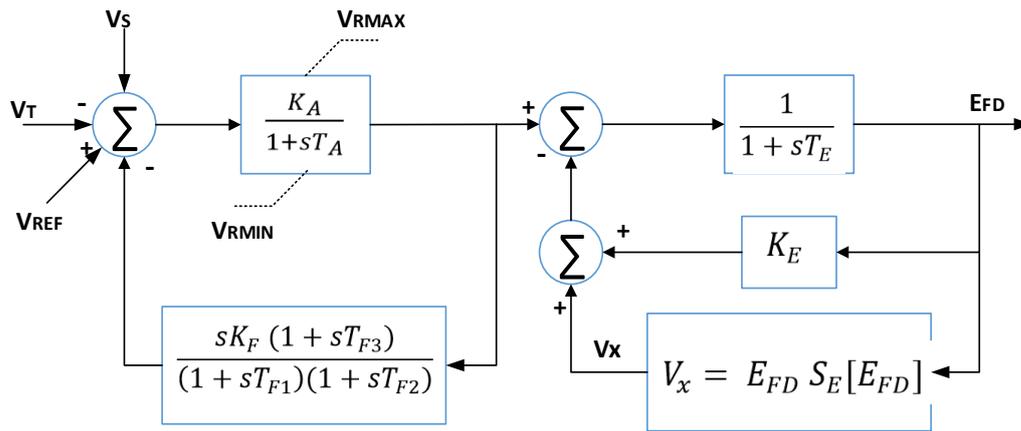


Figura 2.9: Digrama de blocos do SE tipo AC5A. Fonte: Adaptado de IEEE Standard.

2.4 Regulação de Velocidade

Nesta seção serão levantadas informações a respeito da regulação de velocidade no sistema de geração distribuída. Primeiramente, é abordado o aspecto teórico acerca da regulação de velocidade nos geradores síncronos, sendo feito apontamentos quanto aos seus modos de operação. Em seguida, é caracterizada a regulação de velocidade em motores de combustão interna movidos a diesel e os modelos mais utilizados nesse contexto.

2.4.1 Regulação de Velocidade de um Gerador Síncrono

Com o objetivo de se atender aos requisitos operativos do sistema a qual uma máquina síncrona está interligada, faz-se o uso de malhas e estratégias de controle. Em se tratando do controle de velocidade de máquinas síncronas, a malha de velocidade atua na fonte primária de energia da máquina (torque exercido sobre seu eixo) possibilitando o controle da frequência das tensões geradas e da potência elétrica ativa gerada (Piardi, 2017).

Dentro de um sistema de GD, o modo de operação no qual o gerador síncrono se encontra dependerá da sua relação com a rede de distribuição. O sistema de geração pode operar tanto em modo interligado à rede de distribuição, quanto em modo isolado. Quando em modo isolado, o controle de velocidade é dito isócrono e a potência ativa é ditada pela demanda, enquanto se controla a frequência e a tensão. Quando interligado à rede, a tensão e a frequência dos geradores são ditadas pela própria rede e o controle de velocidade estará operando com *droop* ou com queda de velocidade, atuando sobre a potência ativa (Ramalho, 2016; Nogueira, 2011). De acordo com Barsali et al. (2002), ao se tratar de máquinas síncronas inseridas em um sistema de GD, são utilizados três tipos de controle: controle de potência ativa constante, controle isócrono e controle em *droop*.

Controle de Potência Ativa Constante

A lógica de controle da potência ativa constante é utilizada quando não se tem a preocupação com a regulação de frequência, uma vez que o gerador está ligado em paralelo com a rede. A potência ativa gerada é fixada em um valor desejado, na maioria das vezes para atender a uma determinada carga associada ou para atender a critérios econômicos. No último caso, as plantas funcionam na maioria do tempo em sua máxima potência (Barsali et al., 2002; Agnoletto, 2015).

Controle Isócrono

A aplicação do controle isócrono é aconselhável quando somente um gerador síncrono é utilizado ou quando o gerador opera de modo ilhado ou isolado da rede de distribuição. Uma vez isolado da rede, faz-se necessário a implementação de um controle para que o gerador opere a uma velocidade constante, independentemente da potência solicitada pela carga.

A malha de controle do modo isócrono pode ser representada pela Figura 2.10. O desvio de velocidade do motor em relação a velocidade de referência é amplificado e integrado gerando a ação de controle ΔY . Essa nova ação de controle irá, por sua vez, estabelecer a nova posição da válvula, a qual irá permitir a vazão de combustível necessária para gerar a potência mecânica que permite equilibrar a velocidade. A presença do integrador garante que o desvio de velocidade seja nulo em regime permanente.

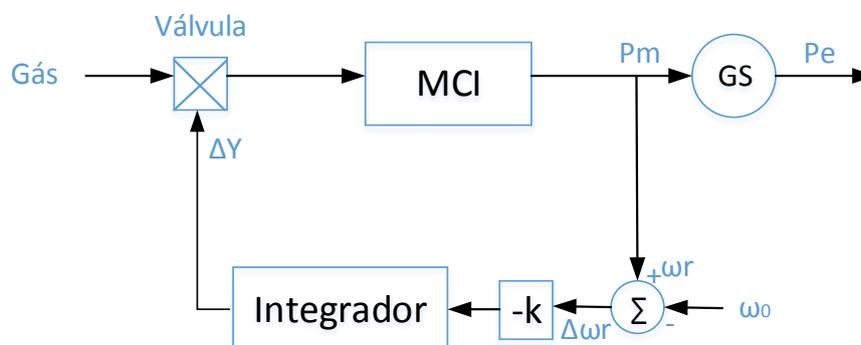


Figura 2.10: Controle isócrono de velocidade. Adaptado de Kundur, 1994.

Nesse sentido, a Figura 2.11 mostra o comportamento ao longo do tempo da velocidade e da potência mecânica gerada. Pode-se observar que diante de um aumento de carga, ocorre uma redução da frequência do sistema. O declínio da velocidade provoca uma injeção adicional de combustível pela válvula, o que gerará maior potência, reestabelecendo assim, a frequência nominal de operação do sistema (Ramalho, 2016; Silva, 2016; Kundur, 1994).

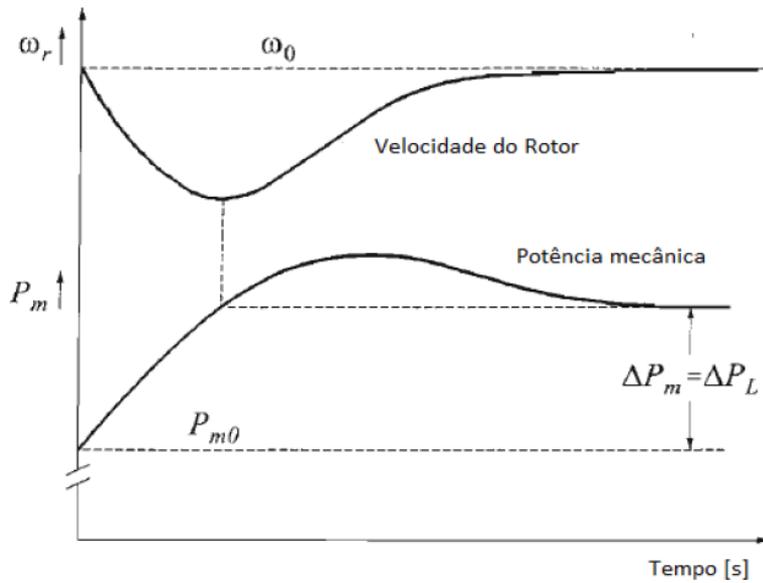


Figura 2.11: Resposta de uma operação isócrona de velocidade. Adaptado de Kundur, 1994.

Controle por Droop

O controle por *droop* ou por queda de velocidade é o tipo de controle aconselhável nos casos em que dois ou mais geradores operam conectados ao mesmo sistema. Ao se utilizar vários geradores em paralelo, ocorre uma disputa, no sentido de que todos buscarão controlar a frequência segundo a própria referência. Nesse sentido, o controle por *droop* permite a devida divisão de cargas entre os geradores do sistema e é caracterizado pelo estatismo. O estatismo é uma característica individual de cada gerador e que expressa a queda de velocidade com o correspondente aumento de fornecimento de potência. A malha de controle por *droop* é representada na Figura 2.12, a qual mostra o acréscimo de um laço de realimentação no integrador através de uma constante R.

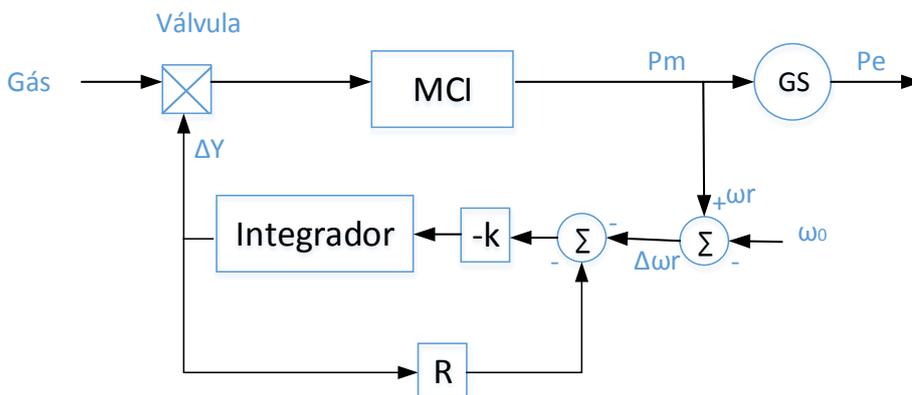


Figura 2.12: Controle de velocidade com *droop*. Adaptado de Kundur, 1994.

A função de transferência de um controlador com *droop* se caracteriza por um ganho proporcional de $1/R$, de modo que R definirá a velocidade de regime versus a característica de geração do gerador e será dada por $R = \Delta f / \Delta P_g$, conforme as Figuras 2.13 e 2.14. Uma regulação de 5%, por exemplo, significa que um desvio de 5% na frequência causará uma mudança de

100% na posição da válvula que gerará a potência do gerador. Um valor de variação típica para a constante R de um regulador de velocidade do tipo *droop* é de 0 a 7% (Woodward, 2012). Dessa forma, essa variação representa a diferença entre a velocidade mínima (máxima carga) e a velocidade máxima (sem carga) de operação do gerador.

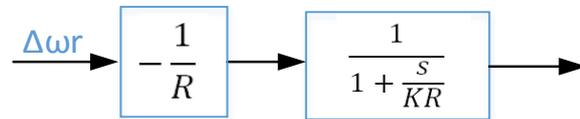


Figura 2.13: Função de transferência de um controlador com droop. Adaptado de Kundur, 1994.

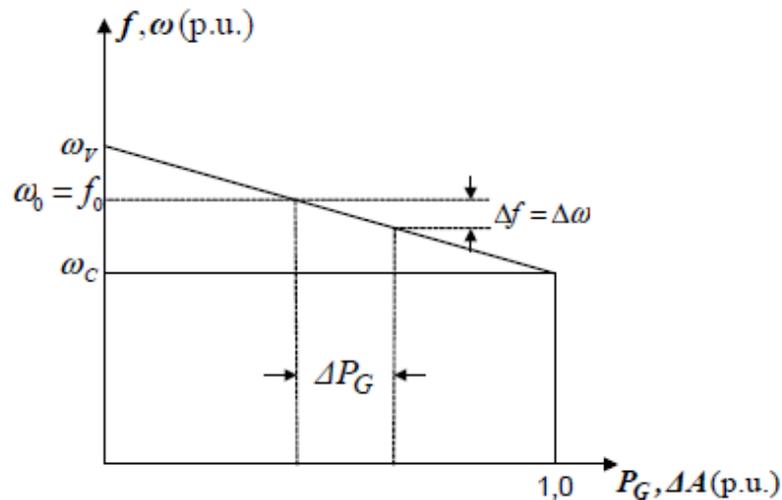


Figura 2.14: Resposta de um controlador com *droop*. Adaptado de Kundur, 1994.

A relação entre a velocidade e a carga de um ou mais geradores, pode ser controlada através da inserção de uma referência de carga sobre o *droop*, como ilustrado na Figura 2.15. Através dessa referência, quando os geradores estão operando em paralelo, se estabelece a proporção com que cada gerador contribui para a regulação do sistema quando uma mudança de carga ocorre. Assim, a saída de potência gerada de cada unidade em qualquer frequência do sistema pode ser variada, mudando-se apenas ao valor da referência de carga (Kundur, 1994).

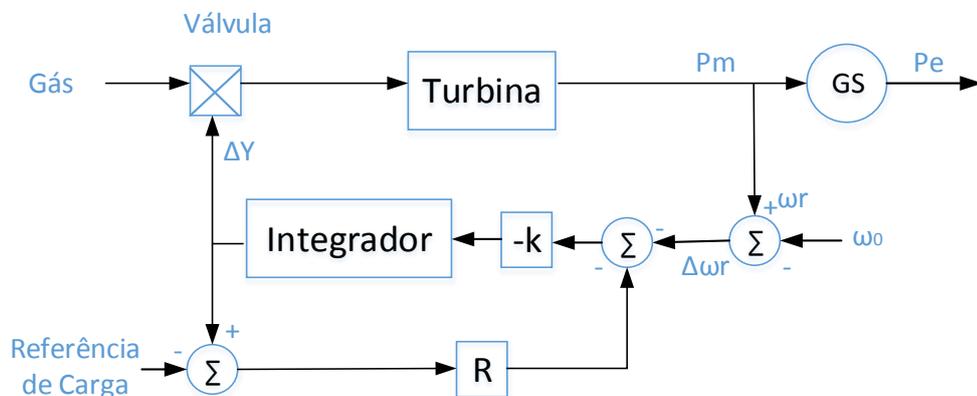


Figura 2.15: Resposta de um controlador com *droop* e referência de carga. Adaptado de Kundur, 1994.

De modo geral, ao atuar o controle primário de velocidade, apesar do regulador com *droop* apresentar uma resposta mais rápida em relação ao regulador isócrono, ele resultará em um desvio de frequência em regime permanente. Para se corrigir esse erro em regime, faz-se necessário restabelecer a referência do regulador. O responsável por tal é o chamado Controle Automático de Geração (CAG), resultando em uma regulação secundária da velocidade (Ramalho, 2016; Silva, 2016; Kundur, 1994).

2.4.2 Regulação de Velocidade em Geradores com Motor a Diesel

Dentre os modelos existentes para reguladores de velocidade, podem-se citar os modelos do IEEE (2013) que fornecem modelos de reguladores utilizados, principalmente, para grandes usinas hidrelétricas, a vapor ou a gás. No entanto, esses modelos são para casos bem distintos do estudado no presente trabalho. Mais próximos ao caso de interesse estão modelos de reguladores de velocidade encontrados na literatura aplicados a MCIs movidos a diesel, os quais são descritos a seguir.

Um sistema de regulação de velocidade deve ser escolhido conforme a máquina primária ligada ao gerador. Quando essa máquina primária se trata de um motor de combustão interna movido a diesel, o modelo típico para o regulador de velocidade é o chamado “DEGOV” (Figura 2.16). Esse modelo se refere ao regulador do tipo isócrono e nele são representadas as funções de transferência referentes ao regulador e ao atuador. Os parâmetros são configurados para que haja a mínima oscilação durante transitórios (Jerkovic, 2011; Fadaeinedjad et al., 2008).

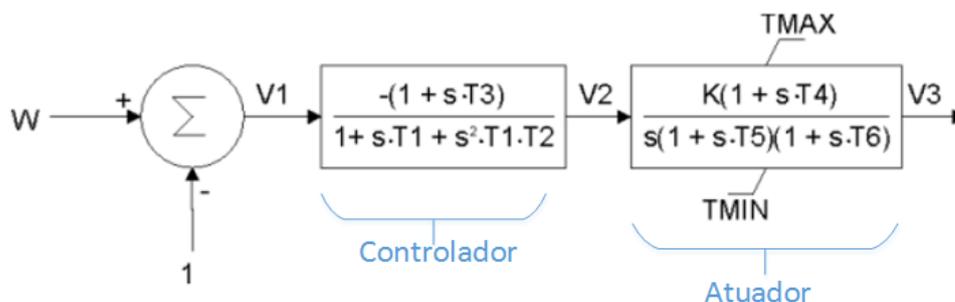


Figura 2.16: Malha de controle de velocidade do modelo “DEGOV”. Fonte: Adaptado de Neplan AG (2015).

Valores típicos para os parâmetros das funções de transferência foram obtidos experimentalmente por Yeager (1993): $K=40$; $T_1= 0.01s$; $T_2= 0.02s$; $T_3=0.2s$; $T_4=0.25s$; $T_5=0.009s$; $T_6= 0.0384s$.

Além do modelo “DEGOV”, que representa um regulador do tipo isócrono, existe o modelo “DEGOV1” que representa um regulador com queda de velocidade (Figura 2.17). Esse modelo, também referente a um regulador de velocidade para um MCI a diesel, traz uma realimentação com a constante de *droop*. Essa realimentação pode vir a partir da saída do

atuador ou da medição de potência ativa do sistema. No modelo isto é feito pela escolha da posição da chave SWM.

Diferentemente da operação usual, a alteração do ponto de carga nesse modelo é feita através de um *bias* na referência de velocidade. Dessa forma, se atinge o ponto de potência desejada indiretamente através da mudança transitória da velocidade. A operação do sistema ainda pode acontecer no modo isócrono a partir do regulador com *droop*, bastando setar o valor da constante de *droop* em zero.

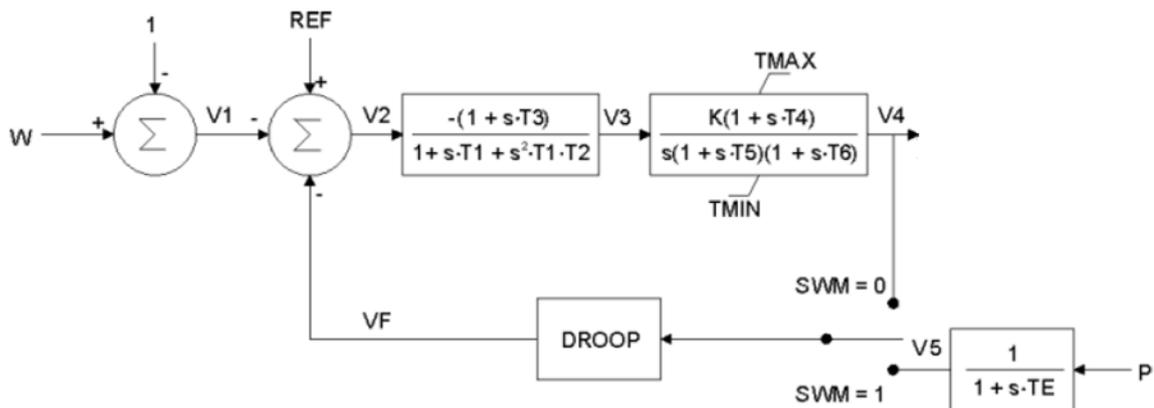


Figura 2.17: Malha de controle de velocidade com *droop* do modelo “DEGOV1”. Fonte: NEPLAN (2015).

Levando em consideração os apontamentos feitos e que o MCI movido a biogás do caso de interesse é um MCI otimizável, ou seja, obtido a partir de um MCI ciclo Diesel, o regulador de velocidade julgado adequado para o caso foi o modelo “DEGOV1”. Isso porque, o MCI movido a biogás operará em paralelo com a rede e não isolado, justificando o uso do regulador com *droop*. Além do mais, é típico em um sistema de GD o controle de potência ativa, de modo a fornecer de forma constante a potência desejada (Agnolotto, 2015).

Dentre os modelos de reguladores de velocidade existem também os modelos para motores a gás. Yee et al. (2008) faz uma análise comparativa entre os diferentes modelos existentes para tal. reguladores de velocidade de turbinas a gás. Entre os modelos podem-se citar os modelos físicos, os modelos do IEEE, o modelo “GAST” e seus derivados “GAST_{1A}”, “GAST_{2A}” e o “GASTWD” (Yee, Milanovic e Hughes, 2008; Neplan, 2015; IEEE, 2013).

2.5 Comentários Finais

Neste capítulo foram apresentadas as modelagens dos principais componentes do sistema de geração em questão. Primeiramente, contextualizou-se o uso de motores de combustão interna em sistemas de geração distribuída, sendo apresentado brevemente o MVM para o MCI.

Em seguida, foi definido como modelo do gerador síncrono o modelo nas coordenadas d, q e 0 em p.u. de 5ª ordem. Além disso, a modelagem foi abordada através dos parâmetros

operacionais padrão clássico que permitirá representar os parâmetros do modelo no software *Simulink* com os dados reais e práticos do gerador escolhido.

No tocante ao controle de tensão, foi adotado o sistema de excitação padronizado pelo IEEE AC5A, por conseguir representar adequadamente a excitação do sistema de geração a biogás de forma simplificada.

Por fim, como regulador de velocidade adotou-se o modo de controle de velocidade por *droop*, o qual permite controlar a operação de dois ou mais geradores conectados em paralelo com o sistema.

Esse capítulo servirá de embasamento para a implementação do modelo de geração distribuída completo em *Matlab/Simulink* em conjunto com a modelagem do MCI que será melhor detalhada no capítulo 3 a seguir.

Capítulo 3

Modelagem do MCI convertido a Biogás

Neste capítulo será detalhadamente desenvolvida a modelagem para o MCI movido a biogás através do MVM. Para tal, é apresentada a metodologia utilizada para representar no modelo a conversão física de um MCI movido a gasolina para um MCI movido a biogás. Em primeiro lugar, é apresentado o modelo original de Crossley e Cook (1991), o qual embasou as adaptações para o novo modelo. Em seguida é evidenciada a primeira adequação do modelo: a da curva torque-velocidade. Seguido desta, é destacado o procedimento de adequação dos parâmetros do MVM conforme a conversão a biogás, seguido de um escalonamento da potência do modelo. Por fim, é apresentado o modelo final do MCI e uma breve análise de seu desempenho estático e dinâmico.

3.1 Metodologia para obtenção do MVM do MCI a Biogás

Na modelagem do MCI pelo MVM, as funções não lineares que compõem as equações algébricas (funções f , k e h) de (2), (5) e (8), são em geral representadas por aproximações polinomiais baseadas em dados experimentais obtidos em bancada dinamométrica. Desta forma, em geral, a validade dos modelos assim obtidos fica restrita pelas características do motor ensaiado.

Em função da dificuldade na realização destes ensaios experimentais, dentre as várias formas de que poderiam ser adotadas, esta seção apresenta a metodologia utilizada neste trabalho para obter um modelo do MCI movido a biogás.

A metodologia segue o esquema da Figura 3.1 e consiste em partir de um MVM conhecido na literatura (Crossley e Cook, 1991) de um MCI ciclo Otto movido a gasolina e representar sobre ele as modificações típicas do processo de conversão de um motor a biogás (Campos et al., 2017; Campos et al., 2018a; Campos et al., 2018b).

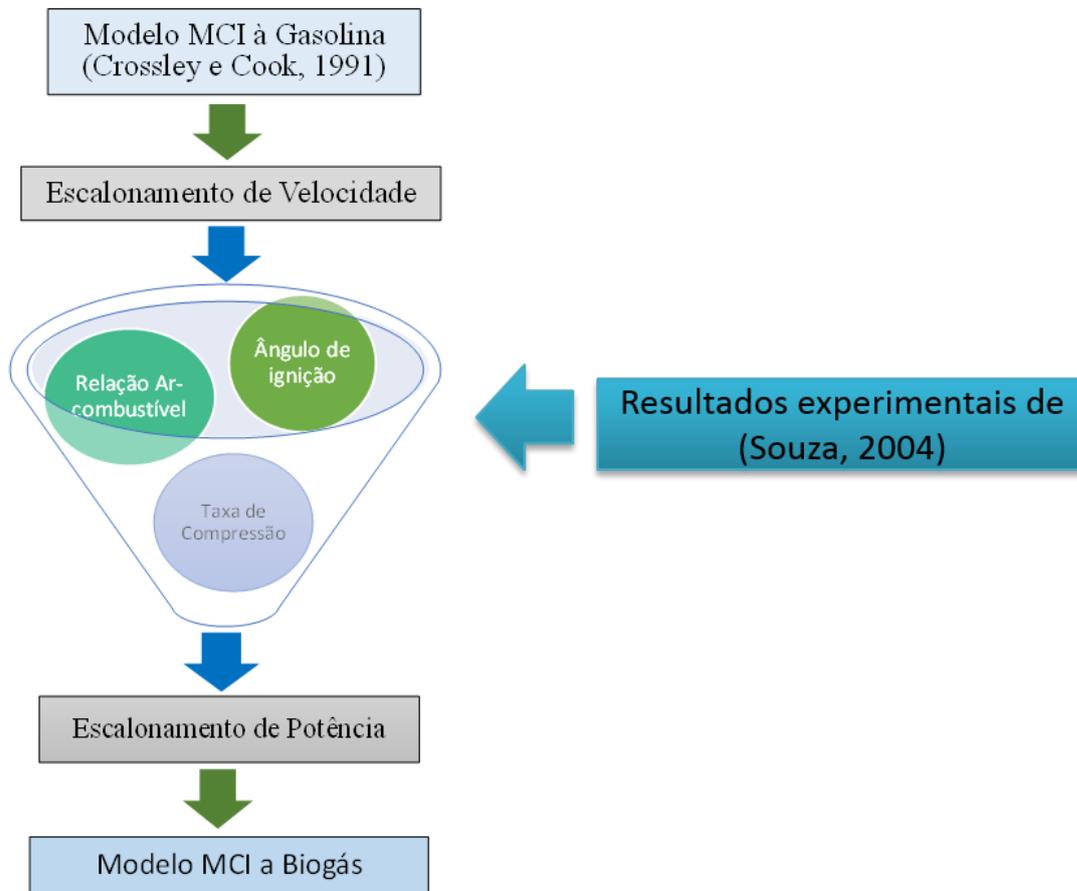


Figura 3.1: Metodologia da conversão de um MCI movido a gasolina para biogás.

De modo geral, a metodologia pode ser representada em 3 etapas detalhadas a seguir. Primeiramente, é necessário adequar a velocidade nominal de operação do MCI, para as condições operativas do caso de interesse, uma vez que o modelo proposto por Crossley e Cook (1991) apresenta velocidade de torque máximo em cerca de 6800 rpm, aproximadamente 4 vezes a velocidade do caso de interesse.

Em seguida, representa-se sobre o modelo o que é tipicamente realizado na conversão de um motor à gasolina para um motor a biogás. As adaptações necessárias envolvem o ângulo de ignição, a relação ar-combustível e a taxa de compressão e serão detalhadas na seção 3.4.

Tais adaptações são realizadas com base nos testes experimentais de Souza (2004), as quais visam otimizar o desempenho do MCI quando operado com o biogás e detalhes desse procedimento são apresentados na seção 3.4.2. Como se trata de um modelo de valores médios (MVM), não há como relacionar cada uma destas adaptações à mudança de um parâmetro específico do modelo. Desta forma, as adaptações são feitas sobre o modelo de forma a reproduzir as mudanças observadas nos resultados experimentais de Souza (2004), tomando especialmente curvas de torque x velocidade levantadas experimentalmente para um mesmo motor operando com gasolina ou com biogás, em condições representativas da conversão a biogás.

Por fim, é realizado um escalonamento na potência mecânica, visto que, o modelo original apresenta potência muito inferior à potência desejada para o caso de interesse. Tal escalonamento teve como base a consideração de um grupo de motores ligados em paralelo e trabalhando em conjunto para se atingir uma maior potência.

Tanto no escalonamento de velocidade quanto no de potência, bem como na representação da conversão a biogás, as adaptações realizadas são refletidas na mudança dos valores dos coeficientes dos polinômios (2), (5) e (8), nos parâmetros da eq. (4) e nos valores dos parâmetros de entrada do MCI, como θ e A/F. Desse modo, admite-se que as equações finais do modelo serão capazes de reproduzir adequadamente o comportamento de um MCI movido a biogás em torno de sua velocidade nominal de operação.

3.2 Modelo Matemático de Crossley e Cook

Nesta seção é apresentado o modelo proposto por Crossley e Cook (1991) que norteou a modelagem do presente trabalho. O modelo consiste em um MVM para um MCI movido a gasolina de 4 cilindros e ignição por centelha para um sistema de controle integrado de um veículo. O modelo formula relações algébricas não lineares para o comportamento da válvula borboleta e o torque gerado, representando os principais eventos do MCI como a admissão de combustível e a combustão. A validação da dinâmica das relações algébricas é feita por testes de dinamômetro. O modelo ainda inclui um sistema de recirculação de gás de exaustão, o qual não será apresentado por não fazer parte do escopo do trabalho.

O modelo será apresentado diretamente através das equações principais e seus respectivos coeficientes de acordo com sua funcionalidade. Detalhes sobre as variáveis envolvidas do modelo estão explicados na seção 2.3.3 do capítulo 2.

O modelo desenvolvido por Crossley e Cook (1991) apresenta torque máximo de 90.5 N.m @6800 rpm e uma potência máxima de 79,6 kW @9500 rpm. As curvas de torque e de potência mecânica gerada e sua respectiva faixa de operação pode ser observada na Figura 3.2.

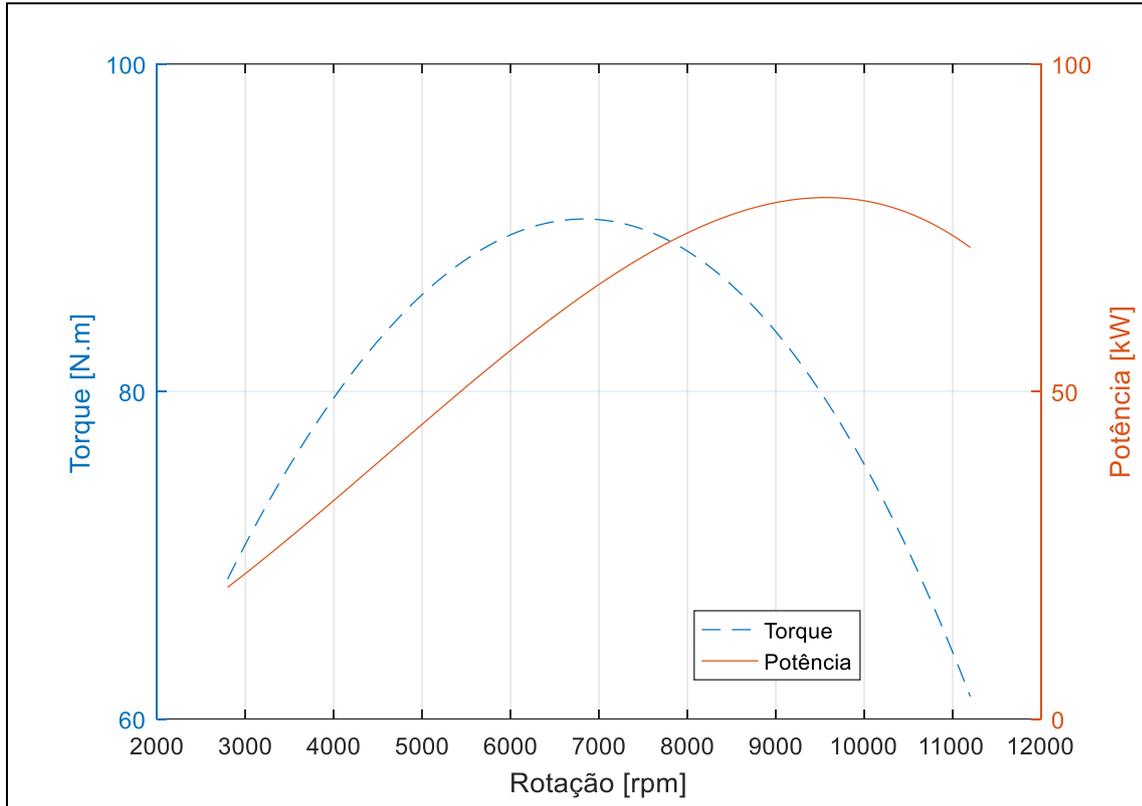


Figura 3.2: Curvas de torque e potência para o modelo original.

As equações do modelo original são dadas por:

- Corpo da válvula borboleta

$$\dot{m}_{at} = g(p_i)f(\alpha) \quad (55)$$

$$g(p_i) = \begin{cases} 1, & \text{se } p_i \leq \frac{p_a}{2} \\ \frac{2}{p_a} \sqrt{p_a p_i - p_i^2} & \text{se } p_i > \frac{p_a}{2} \end{cases} \quad (56)$$

$$f(\alpha) = 2.821 - 0.05231\alpha + 0.10299\alpha^2 - 0.0063\alpha^3 \quad (57)$$

- Dinâmica do coletor de admissão

$$\dot{p}_i = \frac{RT_i}{V_i} (\dot{m}_{at} - \dot{m}_{ap}) \quad (58)$$

$$\dot{m}_{ap} = -0.366 + 0.08979Np_i - 0.0337Np_i^2 + 0.0001N^2p_i \quad (59)$$

- Torque gerado pelo motor

$$T_m = -181.3 + 279.36m_{ap} + 21.9A/F - 0.85A/F^2 + 0.26\theta - 0.0028\theta^2 + 0.027N - 0.000107N^2 + 0.00048N\theta + 2.55\theta m_{ap} - 0.05 m_{ap}\theta^2 \quad (60)$$

O parâmetro RT_i/V_i utilizado no modelo é 0.41328. Para a constante da relação ar-combustível (A/F) o modelo adota o valor de 14.65, valor referente ao combustível gasolina, uma vez que o modelo apresentado por Crossley e Cook é para um MCI movido a gasolina. Já o valor do ângulo de centelha (θ), não é fornecido na referência original, sendo então adotado como 15° , valor típico para esse tipo de MCI.

Para fins de referência e comparação, o modelo original de Crossley e Cook apresentado nesta seção será identificado por MCIC.

3.3 Adequação de Velocidade das Curvas de Torque

O modelo original de Crossley e Cook (MCIC), movido a gasolina, apresenta um torque máximo próximo da rotação de 7000 rpm, distante da realidade do caso de interesse, no qual o MCI deve operar em torno de 1800 rpm, velocidade nominal do GS. Para ajustar as curvas T_xN fez-se necessário adequar a faixa de velocidade de operação do MCI. Para tanto, foi realizado um escalonamento da velocidade, emulando a inclusão de um redutor de 4:1 no eixo entre o MCI e o GS, como ilustra a Figura 3.3:

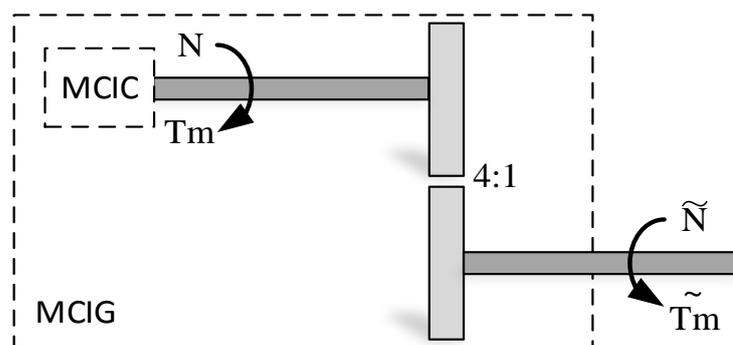


Figura 3.3: Redutor de 4:1 no eixo do MCI original para o escalonamento de velocidade.

Levando em conta o modelo desenvolvido para o MCI movido a gasolina conforme desenvolvido no capítulo 2, tem-se como entradas do modelo do MCI o ângulo de ignição (θ), o ângulo de abertura da válvula borboleta (α), a relação ar-combustível (A/F) e a rotação advinda do sistema (N), resultando em um torque mecânico gerado, conforme ilustrado na Figura 3.4:



Figura 3.4: Modelo do MCI.

Com a inclusão do redutor, a potência permanece inalterada, de modo que:

$$NT_m = \tilde{N} \tilde{T}_m \quad (61)$$

onde os elementos enfatizados são os novos valores, após o redutor de velocidade. Definindo r_v como um fator de relação entre a antiga e a nova rotação temos:

$$r_v = \frac{N}{\tilde{N}} \quad (62)$$

então,

$$\tilde{T}_m = \frac{N}{\tilde{N}} T_m = r_v T_m \quad (63)$$

O modelo escalonado, terá a seguinte relação de torque:

$$\tilde{T}_m = \tilde{h}(\theta, AFR, \tilde{m}_{ap}, \tilde{N}) \quad (64)$$

como,

$$\tilde{T}_m = r_v T_m \rightarrow \tilde{h}(\theta, AFR, \tilde{m}_{ap}, \tilde{N}) = r_v h(\theta, AFR, m_{ap}, N) \quad (65)$$

e $N = r_v \tilde{N}$, tem-se que:

$$\tilde{h}(\theta, AFR, \tilde{m}_{ap}, \tilde{N}) = r_v h(\theta, AFR, m_{ap}, r_v \tilde{N}) \quad (66)$$

Admitindo-se que a taxa de variação mássica do ar admitido no cilindro \dot{m}_{ap} permanece constante:

$$\dot{m}_{ap} = \dot{\tilde{m}}_{ap} \quad (67)$$

resulta que:

$$\tilde{m}_{ap} = \frac{\pi}{\tilde{N}} \dot{\tilde{m}}_{ap} = \frac{\pi}{\tilde{N}} \dot{m}_{ap} = \frac{\pi N}{N \tilde{N}} \dot{m}_{ap} = \frac{N}{\tilde{N}} \dot{m}_{ap} \quad (68)$$

Logo,

$$\tilde{m}_{ap} = r_v \dot{m}_{ap} \quad (69)$$

e portanto:

$$\tilde{h}(\theta, AFR, \tilde{m}_{ap}, \tilde{N}) = r_v h(\theta, AFR, \frac{1}{r_v} \tilde{m}_{ap}, r_v \tilde{N}) \quad (70)$$

Com isto, o modelo final escalonado na velocidade, o qual será denominado MCIG, fica:

$$\dot{\tilde{m}}_{at} = g(p_i)f(\alpha) \quad (71)$$

$$\dot{\tilde{m}}_{ap} = k(r_v\tilde{N}, p_i) \quad (72)$$

$$\dot{\tilde{p}}_i = \frac{RT_i}{V_i} (\dot{\tilde{m}}_{at} - \dot{\tilde{m}}_{ap}) \quad (73)$$

$$\tilde{m}_{ap} = \frac{\pi}{\tilde{n}} \dot{\tilde{m}}_{ap} \quad (74)$$

$$\tilde{T}_m = r_v h(\theta, AFR, \frac{1}{r_v} \tilde{m}_{ap}, r_v \tilde{N}) \quad (75)$$

O escalonamento da velocidade não modifica as variáveis internas do motor, apenas as externas. As relações entre as variáveis dos modelos são dadas por:

$$\dot{\tilde{m}}_{at} = \dot{m}_{at} \quad (76)$$

$$\dot{\tilde{m}}_{ap} = \dot{m}_{ap} \quad (77)$$

$$\tilde{p}_i = p_i \quad (78)$$

$$\tilde{m}_{ap} = r_v m_{ap} \quad (79)$$

$$\tilde{N} = \frac{1}{r_v} N \quad (80)$$

$$\tilde{T}_m = r_v T_m \quad (81)$$

$$\tilde{P}_m = \tilde{T}_m N \quad (82)$$

Após feita a adequação na faixa de velocidade, o modelo resultante (MCIG) tem o comportamento dado pelas curvas da Figura 3.5. Nela constata-se que o torque máximo produzido pelo MCI à gasolina agora, ocorre em aproximadamente 1800 rpm como desejado.

Por fim, a Figura 3.6 compara as duas situações, onde as curvas com linha sólida representam o torque e a potência do novo modelo escalonado na velocidade (MCIG) e as curvas com linha tracejada, representam o torque e a potência do modelo original à gasolina (MCIC). Nota-se que a potência mecânica do modelo original é preservada enquanto o torque aumenta na proporção da redução da velocidade.

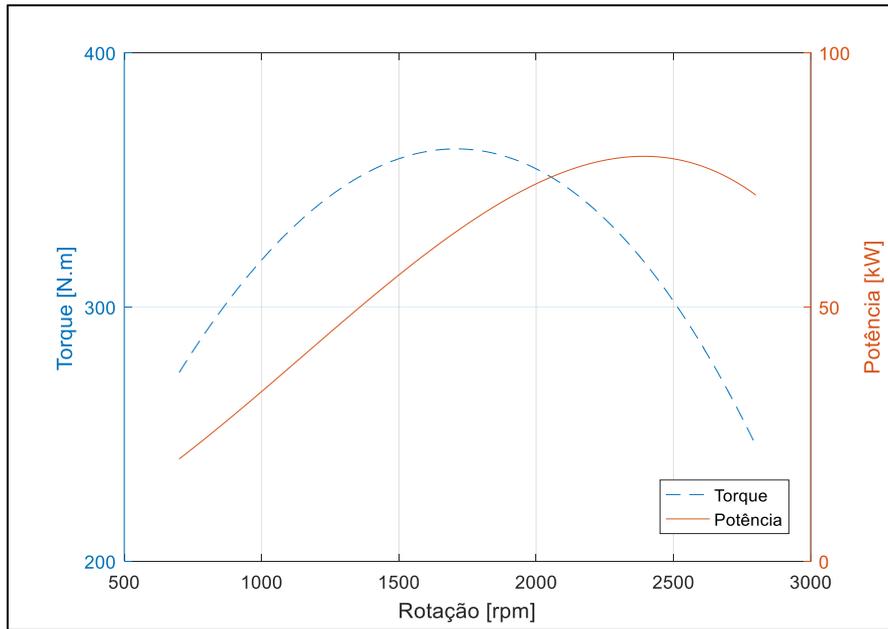


Figura 3.5: Curvas de torque e potência para o modelo escalonado na velocidade.

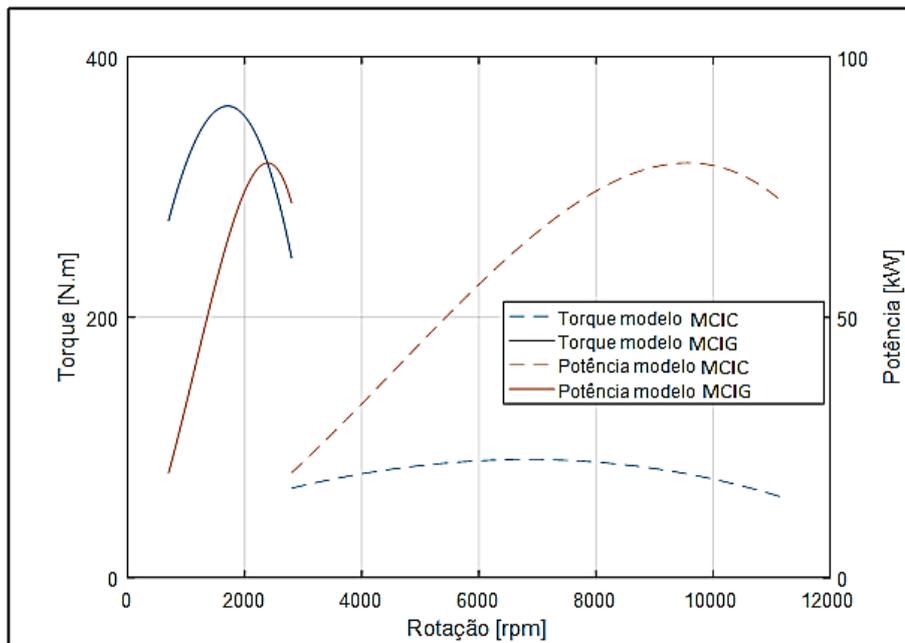


Figura 3.6: Comparação das curvas torque e potência dos modelos original e escalonado.

3.4 Adequação do MVM para Biogás

Esta seção apresenta uma breve revisão sobre os princípios de conversão a biogás apontando as principais características do biogás e sobre a *ottolização*, principal técnica utilizada para conversão de MCIs movidos a biogás. Em seguida são descritos os passos adotados para representar no modelo as alterações da conversão a biogás. Os parâmetros envolvidos na adaptação são: o ângulo de ignição, a relação ar-combustível e a taxa de

compressão. Por fim, são apresentadas as mudanças para cada etapa do processo de conversão a biogás, causadas pela alteração dos parâmetros supracitados.

3.4.1 Princípios de Conversão a Biogás

Primeiramente, vale destacar 3 características e parâmetros do biogás importantes para seu devido uso como combustível: sua vazão, composição química e poder calorífico. Segundo Almeida et al. (2002), a composição química do biogás é em média 55 a 65% de gás metano e de 25 a 30% de gás carbônico, além de possuir traços de gases sulfídricos. Seu poder calorífico está relacionado diretamente com a quantidade de metano existente na mistura gasosa que o constitui. Para que o biogás seja utilizado como combustível nos MCIs faz-se necessária sua purificação, retirando o gás carbônico e o gás sulfídrico de sua composição, gases estes que, se não forem eliminados, podem causar corrosões ao motor (Suzuki et. al., 2011; Araújo, Ferroldi e Urio, 2014).

No que tange a conversão de um MCI movido a gasolina para um MCI movido a biogás, faz-se necessário entender alguns conceitos iniciais. Figueiredo (2012) afirma que para se compor um grupo moto-gerador de maior potência, é necessário o uso de um motor de ciclo Diesel, devido a ele fornecer uma maior potência e ter maior porte, quando comparado a motores de ciclo Otto. No entanto, muitas vezes é de interesse manter as características do ciclo Otto, como a baixa taxa de compressão. Como ainda são poucos os motores fabricados especificamente para o uso do biogás (Caterpillar, 2017; Ge-Energy, 2017), geralmente o que se faz é uma adaptação dos motores a diesel já existentes. Através dessa adaptação, a chamada “*ottolização*”, coloca-se um MCI de ciclo Diesel para funcionar segundo um ciclo Otto, para utilizar exclusivamente o biogás ou gás natural como combustível, preservando assim as características de interesse de ambos os ciclos (Souza, Souza e Machado, 2004; Suzuki, 2011).

Em relação ao processo da *ottolização*, para que o motor funcione adequadamente com o biogás como combustível, é necessário realizar adaptações físicas e mecânicas. Podem-se citar dentre elas: o redimensionamento da câmara de combustão para otimização da combustão do gás; a alteração do cabeçote para colocação de velas para ignição; a instalação de um sistema de ignição eletrônica; a mudança na entrada de ar e combustível segundo a nova aplicação feita, geralmente, por meio de mescladores de gases; a adição de um sistema de regulação para controlar o fluxo de entrada da mistura ar/combustível através de uma válvula borboleta; a equalização da entrada de gás para adequá-la à pressão de entrada; a implantação de um sistema de controle de velocidade para manter sua rotação estável e o ajuste da taxa de compressão, uma vez que a taxa do ciclo Otto é inferior a do ciclo Diesel. Dessa forma o motor é re-projetado para funcionar em ciclo Otto, aproveitando ao máximo as propriedades termodinâmicas do gás, proporcionando um baixo consumo de combustível e reduzindo a emissão de gases poluentes (GasNet, 2009).

Em se tratando de um motor originalmente funcionando em ciclo Otto, Klaus (1988) aponta que modificá-lo para funcionar com biogás é relativamente fácil, já que esse tipo de

motor foi projetado para funcionar com uma mistura ar/combustível com ignição por centelha. Contudo, modificações como a substituição do carburador por um misturador de ar-combustível, é necessária.

É sabido que um motor ciclo Otto adaptado a biogás, advindo tanto de um motor ciclo Otto original ou de um motor *ottolizado* produz uma menor potência em relação à produzida na condição original, a combustível fóssil. Isso, porque um combustível gasoso ocupa uma porção maior do volume na mistura que vai para o motor do que um combustível líquido, diminuindo assim sua eficiência volumétrica e logo, sua potência de saída. Contudo, esse fato pode ser compensado pelo aumento da taxa de compressão, uma vez que, os motores a gás exigem elevadas taxas de compressão para seu devido funcionamento. No entanto, para motores alimentados a biogás, essa taxa de compressão não pode ultrapassar o limite de 12:1, pois, devido a variações na composição do biogás, poderia ocorrer a detonação em alguns casos (Klaus, 1988).

Segundo Souza (2004), a alteração mecânica da taxa de compressão pode ser feita de duas formas: ou através do rebaixamento da tampa do motor ou através da troca dos pistões do motor, substituindo um pistão a gasolina por um a álcool, por exemplo. Souza (2016) reforça que o rebaixamento da tampa do motor consiste na usinagem da parte superior do cilindro, diminuindo a câmara de combustão. Além disso, trata-se de um processo irreversível, pois, uma vez realizado, o motor não poderá voltar a operar com o combustível original. Klaus (1988) aponta o uso dos métodos supracitados e acrescenta ainda, a possibilidade da mudança do padrão da tampa do cilindro para uma tampa especial de baixa compressão.

Outra questão a ser levada em consideração no processo de conversão é o ponto de ignição. É necessário adequar o ponto de ignição em relação ao novo combustível, que nesse caso, é o biogás. Souza, Souza e Machado (2016) salientam que o ponto de ignição de um MCI operando a biogás deve ser avançado em relação a um MCI operando à gasolina, uma vez que a velocidade de combustão do biogás é mais lenta.

A relação estequiométrica ou ar-combustível é outro fator a se considerar no processo de conversão, uma vez que, ela relaciona a quantidade de oxigênio necessária para queimar certa quantidade de combustível. Para a gasolina esse valor é de aproximadamente 14.7:1. Já para o biogás, dependendo de sua composição, esse valor cai para aproximadamente 6:1 (Heywood, 1988).

A taxa de compressão, por sua vez, não deve ultrapassar a relação de 12:1, tendo-se em conta que a composição do biogás não é constante e, para valores superiores, poderiam causar detonações.

3.4.2 Adequação dos Parâmetros do MVM Conforme a Conversão a Biogás

Para orientar a representação da conversão a biogás na modelagem realizada, utilizou-se os resultados obtidos por Souza (2004). Souza avaliou em testes de dinamômetro um MCI ciclo

Otto, alimentado à gasolina, biogás e gás natural. Os dados do MCI testado são mostrados na Tabela 3.1. Os testes foram realizados em plena carga e com o motor totalmente acelerado, ou seja, com a válvula borboleta totalmente aberta (90°). Ajustando-se gradualmente a carga do dinamômetro, obtiveram-se as relações de torque e potência por rotação em diferentes condições para cada um dos combustíveis. As diferentes condições testadas por Souza (2004) variavam o ponto de ignição, o tipo de mesclador de gases (curto ou longo), que constitui em um venturi que proporciona maior vazão de ar para dentro do MCI proporcionando uma mistura ar/gás mais uniforme, e a taxa de compressão, a fim de se obter a combinação que obtivesse o melhor desempenho para cada combustível.

Como características finais para o modelo a biogás foram tomadas as condições identificadas por Souza (2004), relativas ao melhor resultado de geração de potência para o motor convertido a biogás sendo elas: ponto de ignição adiantado em 45°, mesclador de gases do tipo longo e taxa de compressão de 12.5:1. Com essas condições, Souza (2004) obteve o menor consumo de biogás e potência máxima para o motor:

Tabela 3.1: Detalhes do MCI estudado por Souza (2004).

Marca do Motor	Volkswagem	Ciclo	Quatro tempos
Combustível	Gasolina	Relação de Compressão	8.5: 1
Modelo	AP 1.8 l	Cilindrada Total	1781 cm ³
Número de Cilindros	4	Arrefecimento	A água
Curso do pistão	77.4 mm	Potência Máxima Nominal (NBR 5484)	67 KW @5600 rpm
Ciclo	Otto	Torque Máximo Nominal (NBR 5484)	13.7 da N.m @3200 rpm

Para representar no modelo as alterações da conversão a biogás foram incorporados no modelo MCIG, adaptações nas seguintes entradas e parâmetros do modelo: ângulo de ignição, relação ar-combustível e taxa de compressão. As adaptações são incorporadas no modelo como segue:

- **Ângulo de ignição:** A representação no modelo foi feita diretamente, ajustando o valor de θ para 45°. Considerou-se que o ângulo de centelha para um motor operando à gasolina seja de 15°. Para o motor operando a biogás, foi utilizado o valor apontado por Souza (2004) que leva ao melhor desempenho, no caso, de 45°.
- **Mudança do combustível:** Foi realizada através da mudança de dois fatores: o valor da relação ar-combustível (A/F) segundo o tipo de combustível e a inclusão do efeito do mesclador de gases utilizado.

- A mudança na relação ar-combustível foi representada no modelo diretamente através da mudança da variável A/F de 14.67 para 6.1. Segundo Tomasi (2013), o A/F para a gasolina pura é de 14.7, mas, para a gasolina comercializada no Brasil, esse valor varia para menos em função da adição de etanol. Dessa forma, considerou-se neste trabalho, para fins de comparação como biogás, o valor de 14.67 para a relação ar-combustível da gasolina. Já para o biogás, segundo Lemos (2013) o valor do A/F varia segundo a sua composição. Para um biogás com 60% de metano tem-se valor de 6.1, sendo este o valor adotado como típico para o biogás.
- O efeito do mesclador de gases é de otimizar a mistura através de uma maior vazão de ar atmosférico, melhorando assim a formação da mistura ar-combustível. Esta mudança é feita fisicamente através da mudança do tipo de mesclador, podendo ele ser do tipo curto ou longo. No modelo, essa mudança também foi representada através da variável A/F.
- Para obter o valor adequado de A/F, foram tomados como base os dados obtidos experimentalmente por Souza (2004) das curvas de torque e velocidade próximos da velocidade nominal. Dessa forma, chegou-se ao valor de 6.5, reproduzindo os efeitos que se observou experimentalmente em Souza (2004), mas em torno da velocidade de rotação somente, e não na curva inteira.
- O valor de A/F foi ajustado para que a curva de torque do modelo apresentasse a mesma variação percentual, no ponto de torque máximo, da observada experimentalmente em Souza (2004).
- **Taxa de compressão:** Levando-se em conta que a taxa de compressão é modificada fisicamente através da troca dos pistões, considerou-se que no modelo, ela irá modificar somente o efeito da massa de ar admitida no cilindro (m_{ap}) na equação do torque. Isso, porque com uma taxa de compressão maior, a massa de ar será mais comprimida, resultando em uma explosão que aumentará o torque. Dessa forma, a mudança na taxa de compressão foi representada no modelo multiplicando-se os termos de m_{ap} da equação do torque pelo fator T_{xc} , isto é:

$$T_m = \tilde{h}(\theta, AFR, T_{xc} m_{ap}, N) \quad (83)$$

Através da observação do comportamento experimental levantado por Souza (2004), incorporando a variação observada em seu ensaio para o modelo desenvolvido a biogás, assim como se obtiveram os valores para A/F, chegou-se a $T_{xc} = 1.04$.

As Figuras 3.7 e 3.8 mostram respectivamente, a variação no torque e na potência causadas pelo ajuste gradual dos parâmetros explanados anteriormente para se chegar ao modelo mais próximo de um MCI movido a biogás. Em ambas as figuras temos 4 casos simulados como segue:

- Caso 1 “MCIG”: refere-se ao modelo escalonado na velocidade para o MCI movido a gasolina.

- Caso 2 “MCIB₁” refere-se à modificação do combustível para biogás.

	MCIG	MCIB ₁
θ	15°	45°
A/F	14.65	6.1

- Caso 3 “MCIB₂”: MCIB₁ acrescido da representação do mesclador longo de gases.

	MCIB ₁	MCIB ₂
A/F	6.1	6.5

- Caso 4 “MCIB₃”: MCIB₂ acrescido da modificação na taxa de compressão, sendo o MCIB₃ por fim, o modelo no qual estão representadas todas as etapas de conversão a biogás.

	MCIB ₂	MCIB ₃
T _{xc}	1.00	1.04

Levando em consideração os passos tomados até então, observa-se que embora o MVM desenvolvido represente o caso de um MCI movido a biogás otimizado, a potência gerada por um MCI movido a gasolina ainda é superior. Isso pode ser explicado devido a natureza líquida do combustível permitir uma maior eficiência na queima. Tipicamente, as modificações realizadas no ângulo θ e no tipo de mesclador de gases são feitas justamente para compensar essa característica do combustível gasoso.

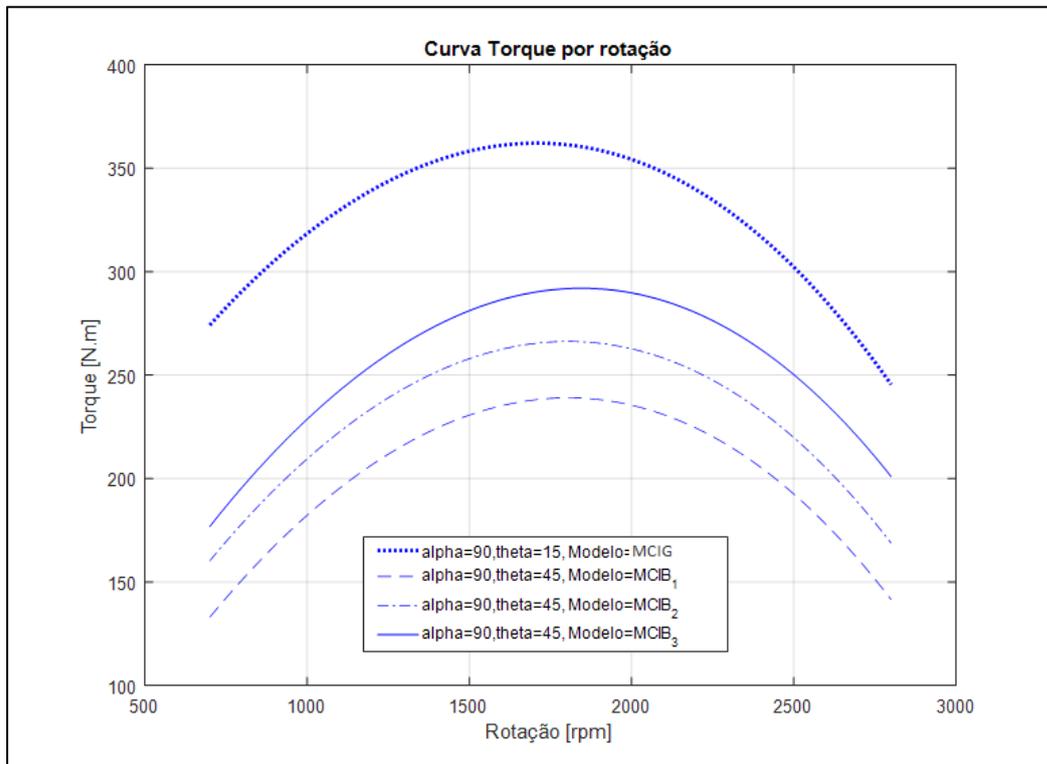


Figura 3.7: Curva do torque para diferentes etapas do processo de conversão a biogás.

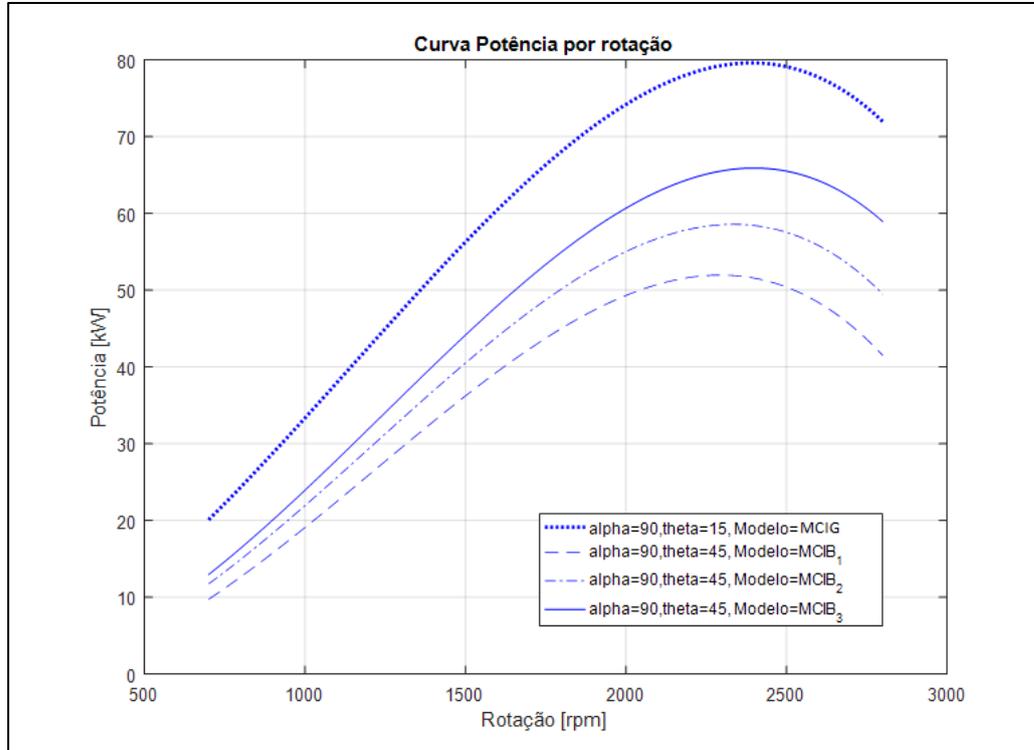


Figura 3.8: Curva de potência para diferentes etapas do processo de conversão a biogás.

3.5 Escalonamento de Potência

Diante das adequações no modelo até agora feitas, apesar de o modelo representar a conversão do motor a biogás, ainda não se alcança a potência nominal do gerador do caso de interesse, que é de 325 kVA. Logo, faz-se necessário realizar outro escalonamento, agora em relação a potência. Com isso espera-se atingir a potência nominal de 325 kVA na velocidade nominal de operação do sistema de geração, em 1800 rpm.

Para tal, é necessária a inclusão de um segundo fator de escalonamento, designado r_p e dado por:

$$r_p = \frac{\tilde{P}}{P} \quad (84)$$

A potência nominal atingida com o modelo já convertido a biogás (MCIB₃) é de 55 kW @ 1800 rpm conforme a Figura 3.8. Contudo, deseja-se atingir com o modelo final ao menos 325 kW em rotação nominal. Para tal, adotou-se como princípio para o escalonamento de potência a suposição de um motor 6.25 vezes maior que o motor MCIB₃. Assim, estabeleceu-se o fator r_p com o valor de 6.25. Vale destacar que esse escalonamento equivale a ideia de ligar em paralelo 25 dos motores originais de Crossley e Cook equivalentes ao original.

Nesta consideração para o escalonamento de potência do motor, admite-se que as vazões \dot{m}_{at} e \dot{m}_{ap} , o volume do coletor V_i , bem como o torque T_m são escalonados na mesma proporção. Também se admite que a pressão interna p_i permanece inalterada. Assim, têm-se as seguintes relações entre as variáveis do modelo escalonado e não escalonado:

$$\dot{\tilde{m}}_{at} = r_p \dot{m}_{at} \quad (85)$$

$$\dot{\tilde{m}}_{ap} = r_p \dot{m}_{ap} \quad (86)$$

$$\frac{RT_i}{V_i} = \frac{RT_i}{r_p V_i} \quad (87)$$

$$\tilde{T}_m = r_p T_m \quad (88)$$

Por fim, aglutinando as alterações realizadas nas 3 fases estabelecidas na metodologia para converter o MCI a biogás: escalonamento na velocidade, representação da conversão a biogás e o escalonamento de potência, as equações do modelo final em função das variáveis originais do modelo MCIC são dadas por:

$$\dot{\tilde{m}}_{at} = r_p [g(p_i) f(\alpha)] \quad (89)$$

$$\dot{\tilde{m}}_{ap} = r_p [k(r_v \tilde{N}, p_i)] \quad (90)$$

$$\tilde{p}_i = \frac{RT_i}{r_p V_i} (\dot{\tilde{m}}_{at} - \dot{\tilde{m}}_{ap}) \quad (91)$$

$$\tilde{m}_{ap} = \frac{\pi}{\tilde{N}} \dot{m}_{ap} \quad (92)$$

$$\tilde{T}_m = r_p r_v h(\theta, AFR, r_c \tilde{m}_{ap}, r_v \tilde{N}) \quad (93)$$

onde,

$$r_c = \frac{T_{xc}}{r_c r_p} \quad (94)$$

aglutina todas as alterações da influência de m_{ap} sobre o torque.

A Figura 3.9 ilustra o comportamento do torque e da potência do modelo final (89) - (94) o qual será referido como MCIB_F, em relação ao modelo MCIB₃, este, sem o escalonamento na potência.

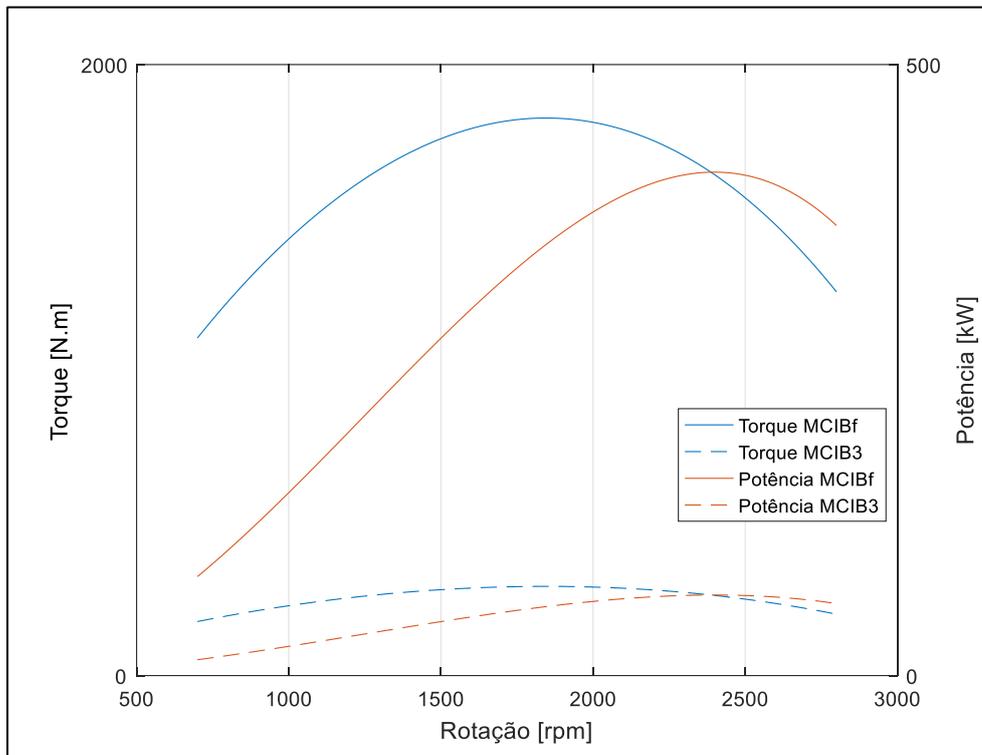


Figura 3.9: Curvas de torque e potência para o modelo MCIB_f e para o modelo MCIB₃.

3.6 Modelo Final do MCI

De acordo com as considerações feitas nos capítulos 2 e 3 e todo o processo de adaptação do modelo para o biogás, foram obtidos novos coeficientes para as equações que descrevem o MVM final do MCI movido a biogás. Todas as equações que envolvem aproximações empíricas tiveram coeficientes alterados, sendo elas: a de torque, a da taxa de variação mássica de ar e do polinômio que descreve a abertura da válvula borboleta.

Portanto, o modelo final que representa o MCI convertido a biogás utilizado neste trabalho, com potência nominal de 325 kVA em 1800 rpm, é obtido do modelo original de Crossley e Cook (MCIC) utilizando $r_v = 4$, $T_{xc} = 1.04$, $r_p = 6.25$, sendo dado por:

$$\dot{m}_{at} = g(p_i)f(\alpha) \quad (95)$$

$$f(\alpha) = 17.63125 - 0.3269375\alpha + 0.6436875\alpha^2 - 0.0039375\alpha^3 \quad (96)$$

$$g(p_i) = \begin{cases} 1, & \text{se } p_i \leq \frac{p_a}{2} \\ \frac{2}{p_a} \sqrt{p_a p_i - p_i^2} & \text{se } p_i > \frac{p_a}{2} \end{cases} \quad (97)$$

$$\dot{p}_i = \frac{RT_i}{V_i} (\dot{m}_{at} - \dot{m}_{ap}) \quad (98)$$

$$\dot{m}_{ap} = -2.25 + 2.24475Np_i - 0.8425Np_i^2 + 0.01N^2p_i \quad (99)$$

$$m_{ap}(t) = \frac{\pi}{N} \dot{m}_{ap} \quad (100)$$

$$T_m = -4532.5 + 394.5344m_{ap} + 547.5A/F - 21.25 A/F^2 + 6.5\theta - 0.07\theta^2 + 2.7N - 0.0428N^2 + 0.048N\theta + 2.652\theta m_{ap} - 0.052 m_{ap}\theta^2 \quad (101)$$

onde o valor do parâmetro RT_i/V_i é 0.0661248, o valor de A/F é 6.5 e o valor de θ é 45°.

3.6.1 Caracterização do Modelo em Regime Permanente

Com o modelo final configurado, pode-se levantar o comportamento estático do MCI contemplando o comportamento do torque e da potência gerada (Figura 3.10). Observa-se que na rotação de 1800 rpm o torque máximo é de 1824 N.m e a potência gerada é de 344.3 kW. Além disso, pode-se notar que a potência máxima de 412 kW ocorre em 2400 rpm. Com isso, existe uma margem de 20% para a operação para a potência, uma vez que a intenção era se obter 325 kVA em velocidade nominal, 1800 rpm.

O comportamento do torque e da potência em função do ângulo de abertura da válvula borboleta é evidenciado pela Figura 3.11, para a velocidade nominal de 1800 rpm. Para a rotação fixada em 1800 rpm, observa-se que é possível alcançar a potência nominal de 325 kW, variando α , de aproximadamente 24° até 60°. Essa é considerada uma boa faixa de operação, uma vez que não é necessário chegar ao limite máximo de 90° em α . Além disso, tem-se uma margem de variação de 33% até 90°, suprimindo-se com folga a potência do gerador e as perdas mecânicas.

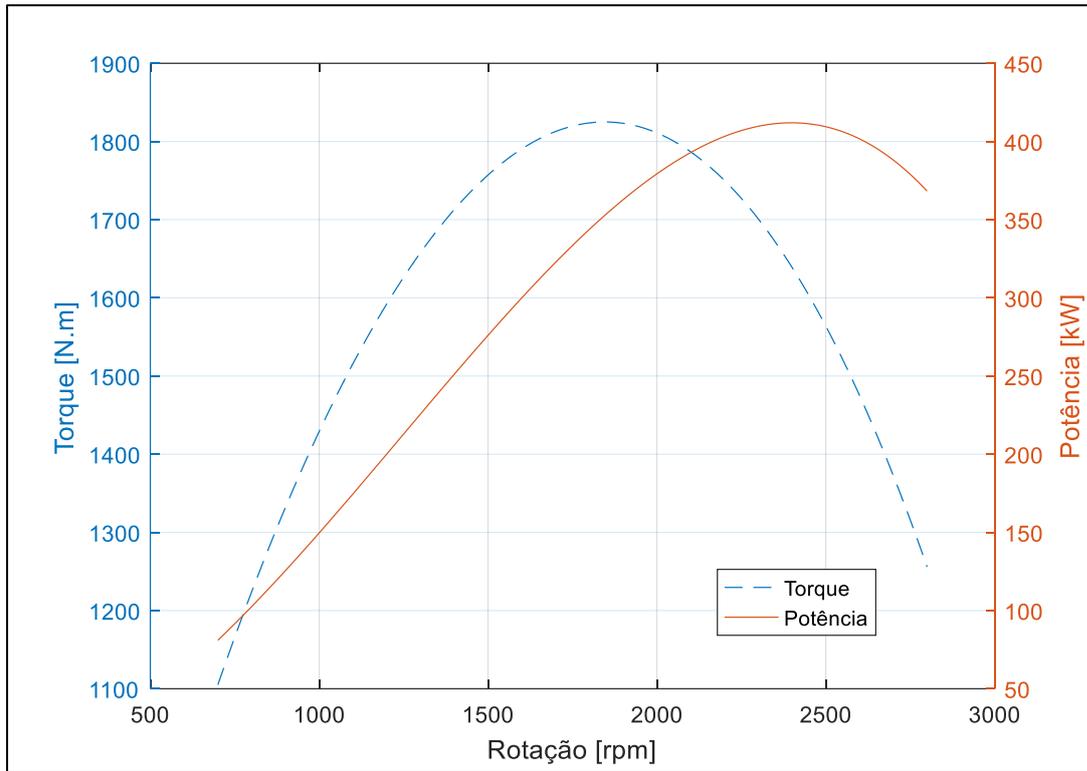


Figura 3.10: Curvas de torque e de potência para o modelo final, feitos os escalonamentos.

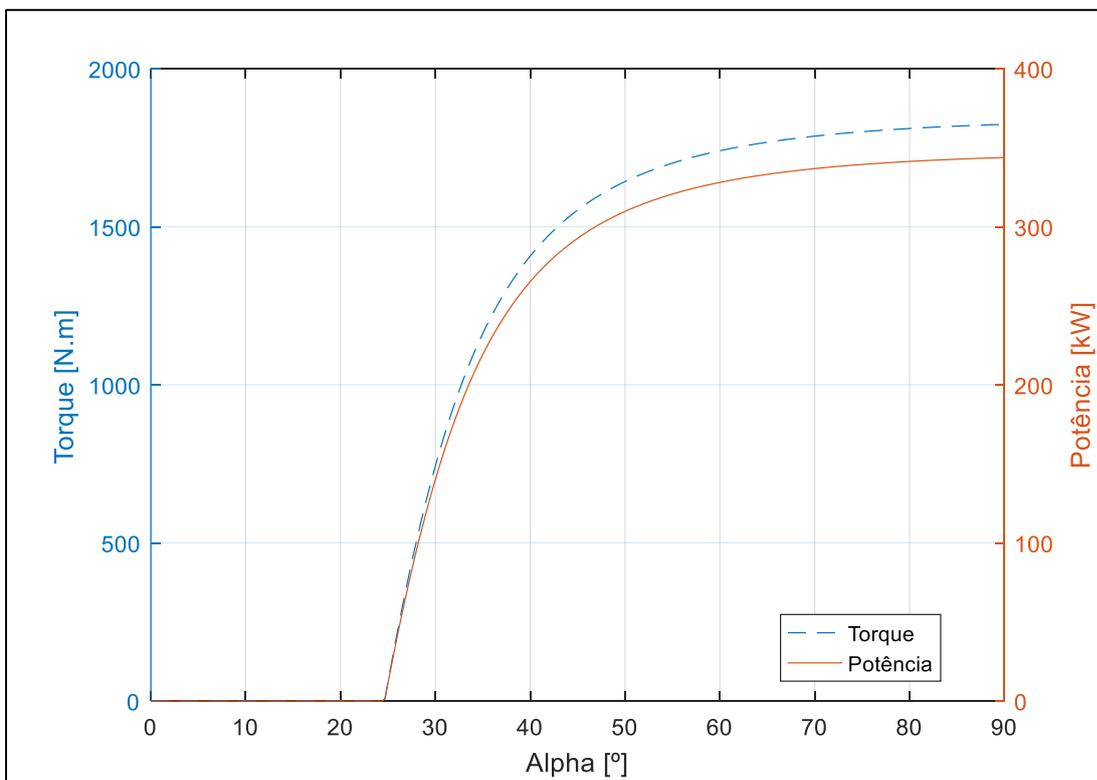


Figura 3.11: Curva de torque e de potência com a variação de α .

3.6.2 Caracterização do Modelo em Regime Transitório

Para avaliação do modelo desenvolvido e a fim de se caracterizar o comportamento dinâmico do MCI, foram realizados dois testes em um intervalo de 0.5 segundos, variando o ponto de operação de um valor próximo ao máximo (1 p.u., valor nominal de potência mecânica) para um valor próximo ao mínimo (0 p.u.).

No primeiro (Figura 3.12), o ponto de operação foi ajustado para 0.9 p.u. de potência mecânica e foi aplicada uma variação em degrau negativa de 10° em 0.2 segundos diretamente na entrada α .

No segundo (Figura 3.13), o ponto de operação foi estabelecido em 0.1 p.u. de potência mecânica e foi aplicada uma variação em degrau positiva de 10° na entrada α também em 0.2 segundos.

Em ambos os testes a potência mecânica se estabelece em aproximadamente 50ms, acompanhando o comportamento da pressão interna no coletor. Além disso, a taxa mássica de ar passando pela válvula borboleta (m_{at}) varia instantaneamente no momento de aplicação do degrau, e logo se acomoda no mesmo intervalo de tempo que a pressão e a potência mecânica.

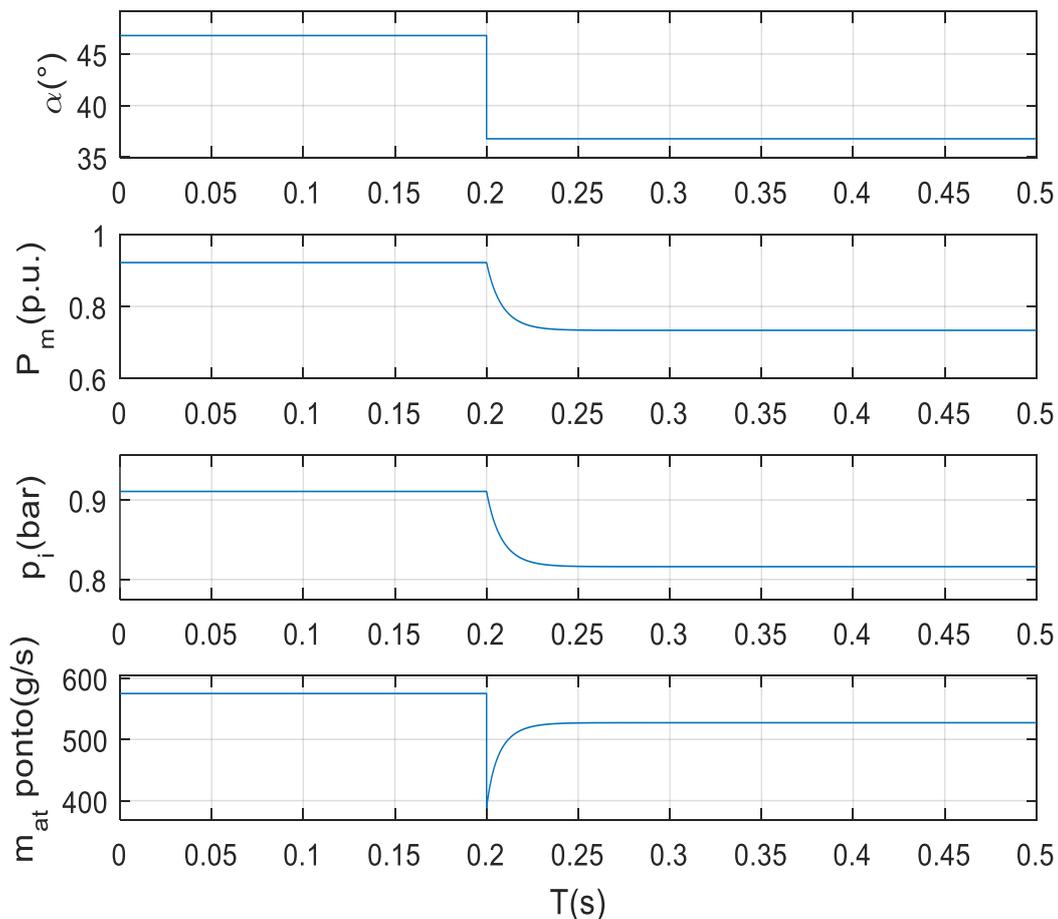


Figura 3.12: Comportamento do MCI com ponto de operação em $P_m=0.9$ p.u. e variação negativa em α de 10° em 0.2s.

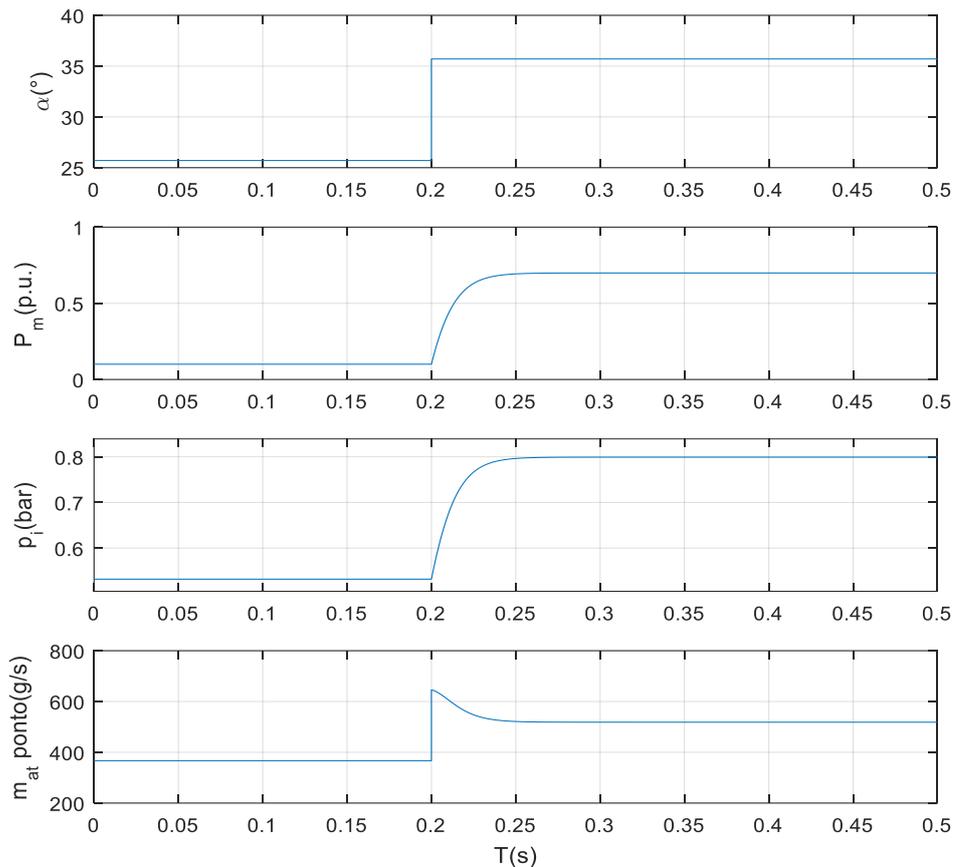


Figura 3.13: Comportamento do MCI com ponto de operação em $P_m=0.1$ p.u. e variação positiva em α de 10° em 0.2s.

3.7 Comentários Finais

Com este capítulo consolidou-se a modelagem para o MCI convertido a biogás. Seguindo a metodologia proposta foi representada no modelo a conversão física de um MCI movido a gasolina para um MCI movido a biogás. Baseado no modelo de Crossley e Cook (1991), e através de três principais etapas de adaptação, sendo elas: o escalonamento da velocidade de operação do MCI, a mudança nos parâmetros principais do MVM conforme a conversão a biogás e o escalonamento na potência nominal do modelo se desenvolveu um modelo que representasse um MCI convertido a biogás com características nominais adequadas para o sistema de geração de interesse.

Com o modelo consolidado foi levantado o comportamento do MCI em regime permanente e em regime transitório frente a variações de grande amplitude na abertura da válvula borboleta. No próximo capítulo este modelo será somado aos outros elementos do sistema de geração, completando, por fim, a representação do sistema. A ideia é analisar as funcionalidades do modelo desenvolvido e obter resultados que caracterizem o comportamento do sistema de geração distribuída com um MCI movido a biogás.

Capítulo 4

Resultados e Análises do Modelo

Nesse capítulo será apresentado o modelo completo do sistema de geração distribuída com MCI movido a biogás. O modelo foi implementado em *Simulink* contemplando todos os seus componentes e a dinâmica entre eles.

Além do modelo completo, o capítulo contempla análises que mostram a funcionalidade do modelo desenvolvido. A primeira delas diz respeito à caracterização dinâmica do modelo frente a variações nas referências do regulador de velocidade e do sistema de excitação. Em seguida, é analisada a dinâmica do modelo ao operar sob faltas trifásicas.

Por fim, são testadas variantes de modelagem a fim de se identificar quais os componentes mais relevantes para a dinâmica do sistema para estudos de sistemas de GD. São eles: o tipo do sistema de excitação, a inércia do conjunto motor-gerador, a linearização do regulador de velocidade e a própria dinâmica do MCI.

4.1 Modelo do Sistema de Geração a Biogás

A Figura 4.1 mostra o diagrama geral do modelo construído, contemplando o MCI movido a biogás, o gerador síncrono (Anexo 1), o sistema de excitação e sua malha de controle (IEEE, 2006), a malha de regulação de velocidade (Neplan AG, 2015) e o sistema elétrico, representado de forma genérica.

O modelo final, implementado em Simulink/Matlab, é representado na Figura 4.2, a qual evidencia os componentes principais do sistema de geração como citados anteriormente, sendo o sistema elétrico mais detalhado.

O sistema elétrico contempla um transformador trifásico isolador cuja função é isolar as correntes de sequência zero do gerador, um transformador trifásico que eleva a tensão de 380 V para 34.5 kV, a representação da linha de conexão até a subestação, e por fim, a subestação de energia.

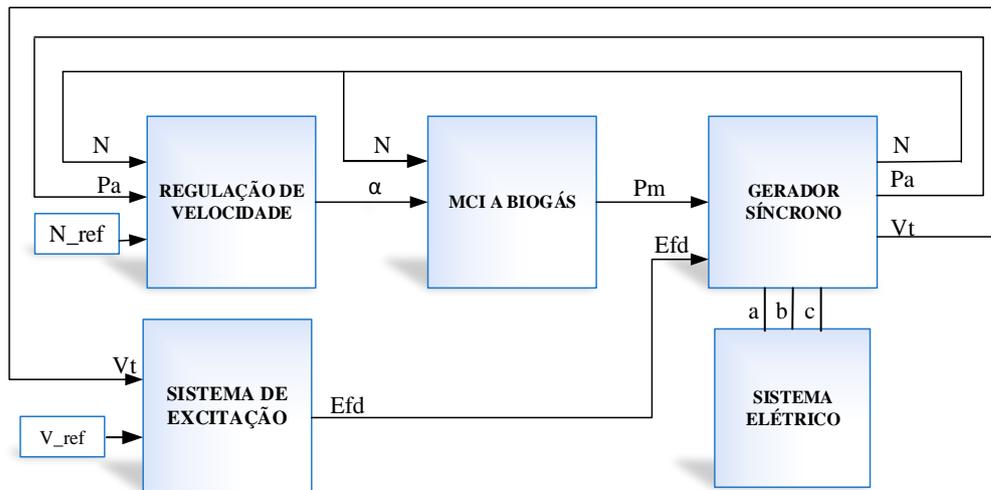


Figura 4.1: Diagrama do sistema de GD implementado.

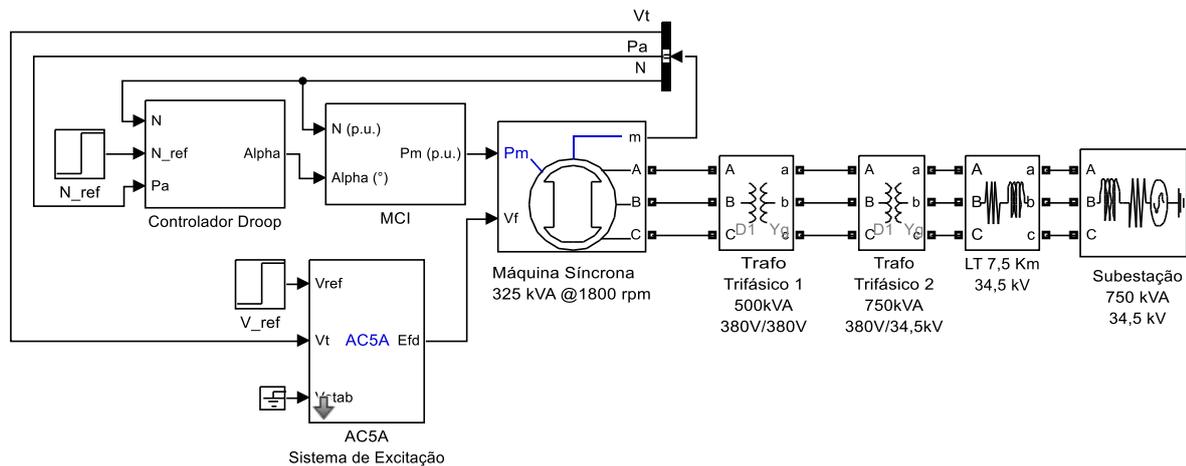


Figura 4.2: Modelagem do sistema de GD modelado em *Simulink*.

É importante ressaltar que as equações que regem o Modelo de Valores Médios do MCI (95)-(101) são explanadas e desenvolvidas no Capítulo 3.

O gerador síncrono foi modelado através do bloco “*Synchronous Machine pu Standard*” disponível em *Simulink* e seu modelo faz uso das coordenadas d , q e 0 em p.u. em um sistema de 5ª ordem. Como o modelo utilizou os parâmetros operacionais padrão clássicos, foi possível trabalhar com os dados reais e práticos do gerador obtidos diretamente da folha de dados do fabricante, os quais constam no Anexo 1. O parâmetro momento de inércia do grupo motor-gerador não pôde ser levantado, pois apesar de o momento de inércia do alternador ser conhecido, o momento de inércia do MCI do caso de interesse não é, sendo adotado para o conjunto motor-gerador um valor típico de acordo com a literatura.

O sistema de excitação escolhido para o caso foi o modelo padronizado pelo IEEE AC5A. Foram utilizados parâmetros típicos em p.u., já incluídos pelo bloco pré-definido em *Simulink*. Foram adaptados para o caso de interesse apenas os limites da sua função de saturação, os quais não eram suficientes para o gerador síncrono em questão.

O modelo escolhido para o regulador de velocidade é o “DEGOV” e foi implementado em *Simulink* conforme consta em Neplan AG (2015). Os parâmetros adotados em sua modelagem foram os valores típicos para um controlador *droop*, obtidos experimentalmente por Yeager (1993).

Os parâmetros da linha de transmissão foram baseados em valores típicos de Montemezzo (2016).

Além do mais, para sintetizar e tornar os parâmetros utilizados no modelo mais compreensíveis, foi elaborado o Apêndice A. Nele, são reunidos todos os parâmetros pertinentes utilizados nos componentes do sistema de geração movido a biogás citados acima. Ele contempla desde os parâmetros base do sistema e os parâmetros da rede elétrica, até os parâmetros do gerador e dos reguladores de velocidade e de tensão.

4.2 Dinâmica Frente a Variações de Referência

Nesta seção, são realizados testes para se obter o comportamento dinâmico do sistema de GD como um todo. Para tal, foram feitos 2 testes: variações na referência do regulador de velocidade e variações na referência de tensão do sistema de excitação. Para os testes considerou-se inicialmente que o sistema de geração opera na velocidade de 1800 rpm com tensão terminal de 1 p.u. Para a potência ativa gerada são considerados 3 pontos de operação, 0.9 p.u., 0.7 p.u., e 1 p.u., visando avaliar a dinâmica em diferentes níveis de carga.

4.2.1 Variação na referência de velocidade do regulador de velocidade

Variações em Degrau

Para se levantar o comportamento do sistema diante de variações na referência de carga do regulador de velocidade com *droop* implementado, foram aplicados um degrau positivo e um negativo em 100s variando a referência do regulador em $\pm 0.3xR$, onde R é a constante de *droop*, de modo a representar variações de potência ativa de ± 0.3 p.u.

A Figura 4.3 mostra os resultados para o primeiro caso, no qual o degrau é positivo, a potência ativa aumenta de 0.7 p.u. para valor nominal de 1 p.u. em aproximadamente 200s. Para tal, a válvula borboleta deve variar de aproximadamente 36° para 65° sendo este seu valor máximo nominal, o que traduz um bom valor de margem de operação, uma vez que

teoricamente ela pode chegar a 90° . Além do mais a rotação permanece constante, como esperado, apesar do transitório no momento de aplicação do degrau.

Na Figura 4.4 tem-se o segundo caso, em que o degrau é negativo, a potência ativa diminui de 0.7 p.u. para 0.4 p.u. em menos de 50s, e para isso o ângulo da válvula borboleta vai de 36° para 30° , o que mostra que diante de uma variação em degrau negativa o sistema responde 4 vezes mais rápido do que diante de uma variação em degrau positiva.

A Figura 4.5 mostra o fato mais claramente. Nela, é simulada uma variação em degrau positiva de 0.3 p.u. aplicada em 100s, seguida de um variação em degrau negativa de mesma amplitude em 300s. Observa-se a significativa diferença no tempo de acomodação. Este fato deve-se a influência da não linearidade da válvula borboleta diante de variações de maior amplitude, uma vez que a válvula é um componente mecânico do sistema e tem seu comportamento ditado por suas limitações mecânicas. Dessa forma, a vazão de ar pela válvula tem comportamento não linear com a posição dela (α).

As Figuras 4.6 e 4.7 agregam a este entendimento. No caso, as variações em degrau aplicadas são pequenas, de 0.02 p.u. Na Figura 4.6 o degrau é aplicado em um ponto de operação de 0.9 p.u. Já na Figura 4.7, o ponto de operação é de 0.1 p.u. Observa-se que no último caso, não ocorre mais diferença de tempo de acomodação entre a subida e a descida de carga. Ficando entendido, portanto, que essa diferença só ocorre diante de uma variação de grande magnitude na referência de velocidade, devido a não linearidade da curva que relaciona o torque com o ângulo de abertura da válvula borboleta.

Nota-se também que no ponto de operação 0.9 p.u. a potência se acomoda mais lentamente (200s), enquanto que no ponto de operação 0.1 p.u. ela se acomoda mais rapidamente (50s). Isso está de acordo com o efeito não linear da válvula. Pode-se observar na Figura 3.11, que a inclinação da reta tangente à curva é bem maior para potências baixas enquanto que para potências mais altas, próximas do valor nominal, a inclinação da curva é mais baixa, tornando a resposta do sistema mais lenta.

Complementando a análise, as Figuras 4.8, 4.9, 4.10 mostram o comportamento das tensões terminais e das tensões de campo para os casos anteriormente descritos.

Pelas Figuras 4.8 a 4.10 observa-se que a tensão de campo (E_{fd}) acompanha o comportamento da potência ativa dos respectivos casos. Isso ocorre porque com o aumento da potência ativa, há maior fluxo de potência para a rede, o que acaba causando uma queda na tensão terminal. Sentindo a queda da tensão terminal, o SE reage procurando corrigi-la e para isso age de forma a aumentar a excitação da máquina, ou seja, aumentando a tensão de campo. Portanto, a variação da tensão de campo é uma consequência dessa sequência de fatos.

Observa-se também que em todos os casos, apesar da variação na referência de carga do regulador de velocidade perturbar a regulação de tensão, esta perturbação resulta pouco significativa na tensão terminal em função da ação corretiva do SE. Além disso, percebe-se que o tempo de acomodação da tensão é igual ao da potência ativa. Isso decorre de o fato da malha de tensão ser bem mais rápida do que a malha de velocidade.

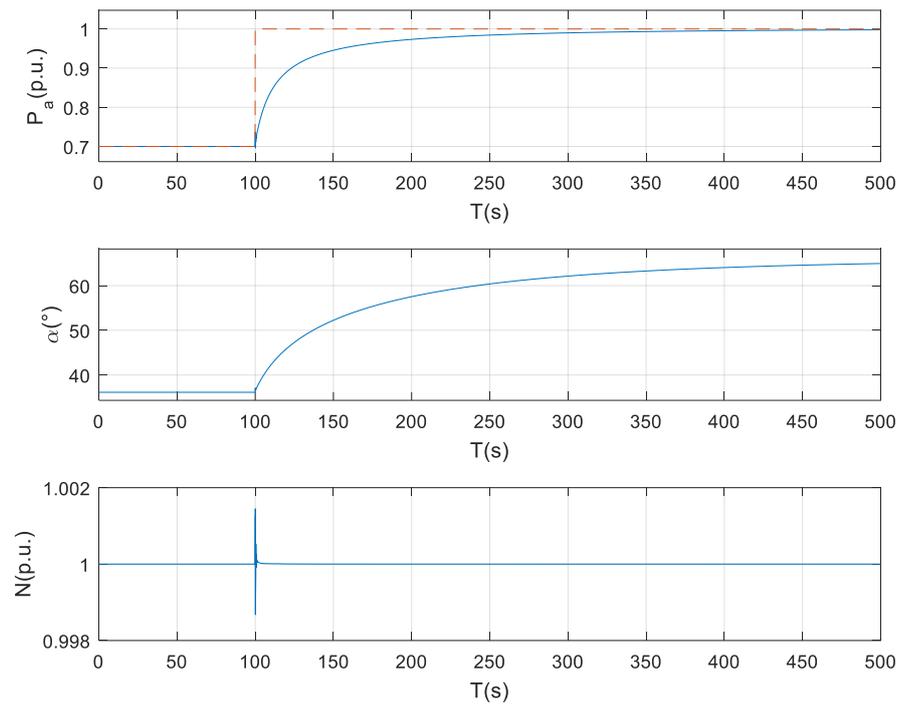


Figura 4.3: Dinâmica de potência ativa e velocidade sob variação positiva na ref. do regulador de velocidade para ponto de operação $P_m=0.7$ p.u.

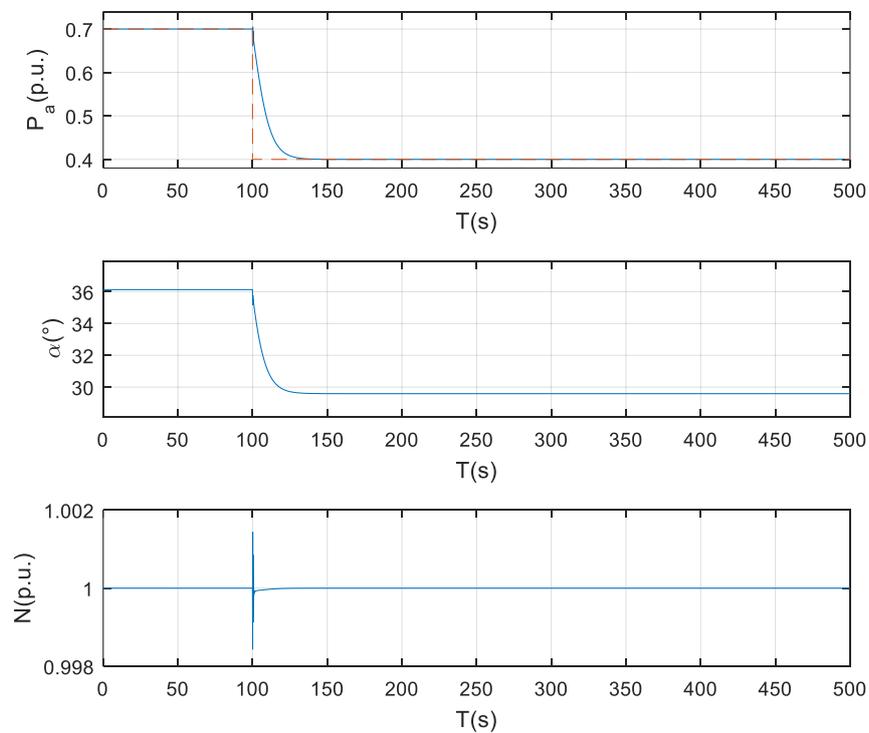


Figura 4.4: Dinâmica de potência ativa e velocidade sob variação negativa na ref. do regulador de velocidade para ponto de operação $P_m=0.7$ p.u.

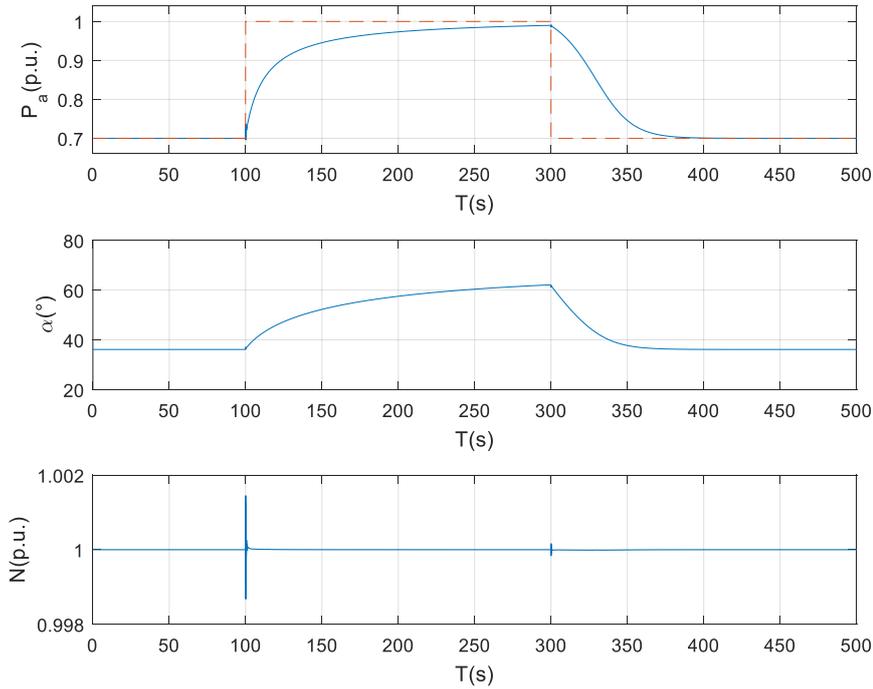


Figura 4.5: Dinâmica de potência ativa e velocidade sob variação de 0.3 p.u. em degrau positiva e negativa na ref. do regulador de velocidade para ponto de operação $P_m=0.7$ p.u.

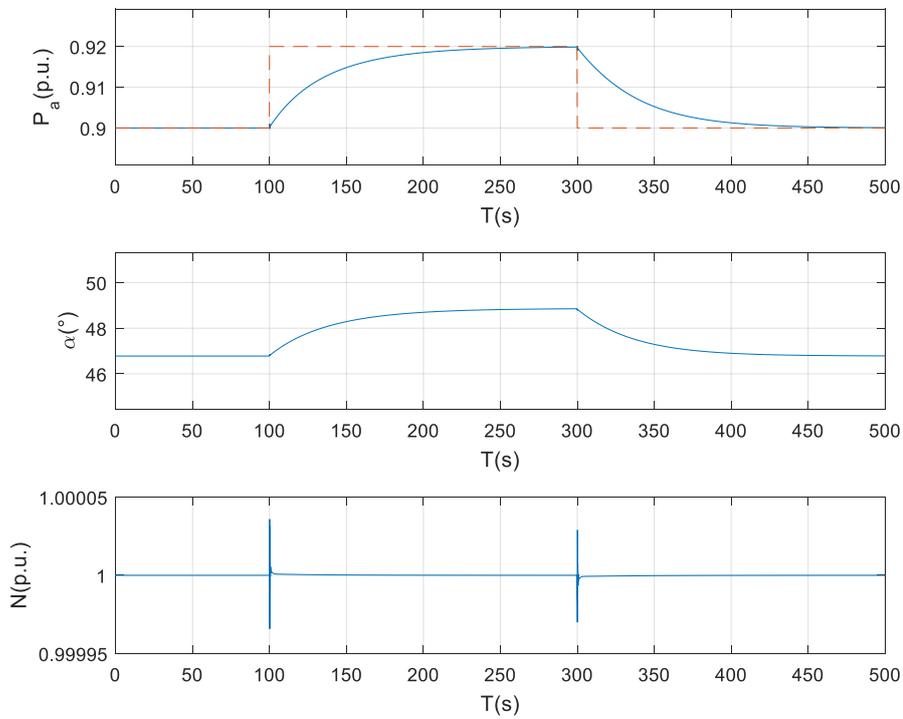


Figura 4.6: Resposta a uma variação em degrau positiva e negativa, com variação de 0.02 p.u. e ponto de operação em 0.9 p.u.

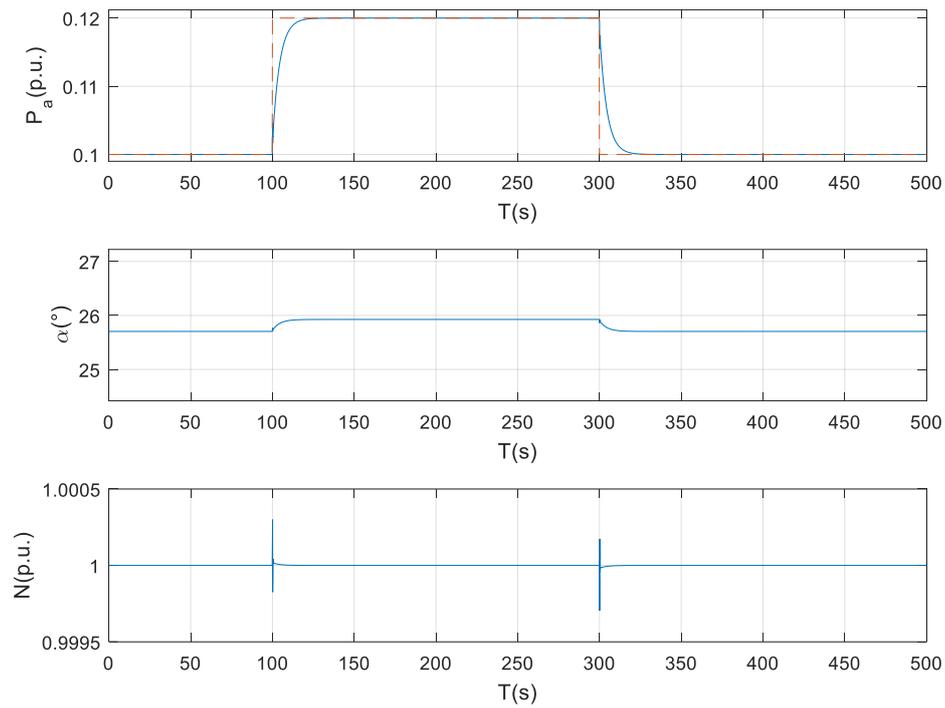


Figura 4.7: Resposta a uma variação em degrau positiva e negativa, com uma variação de 0.02 p.u. e ponto de operação de 0.1p.u.

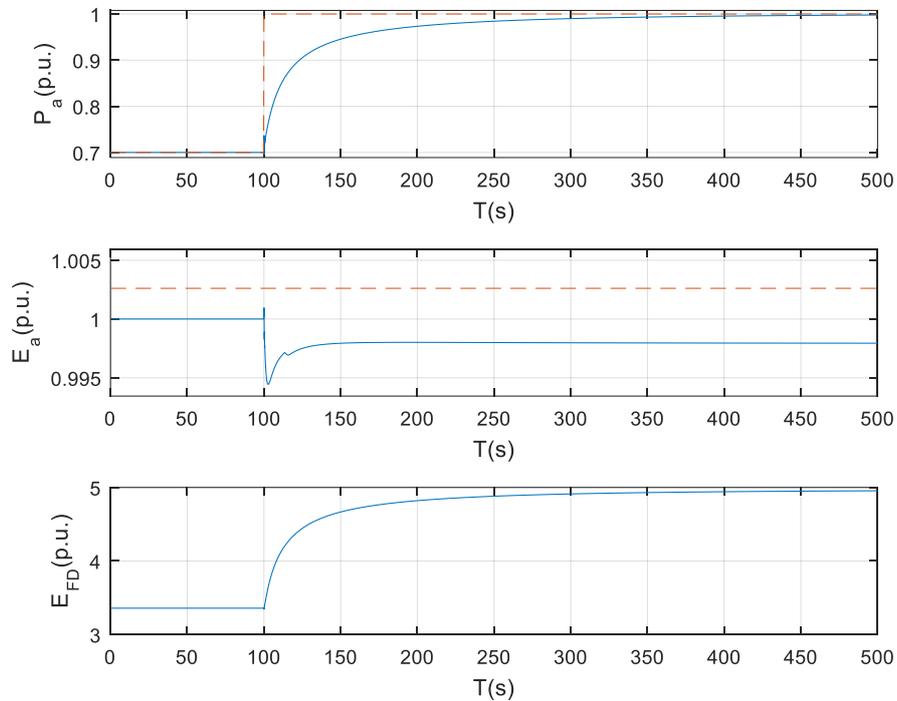


Figura 4.8: Dinâmica das tensões terminal e de campo sob variação positiva na ref. do regulador de velocidade.

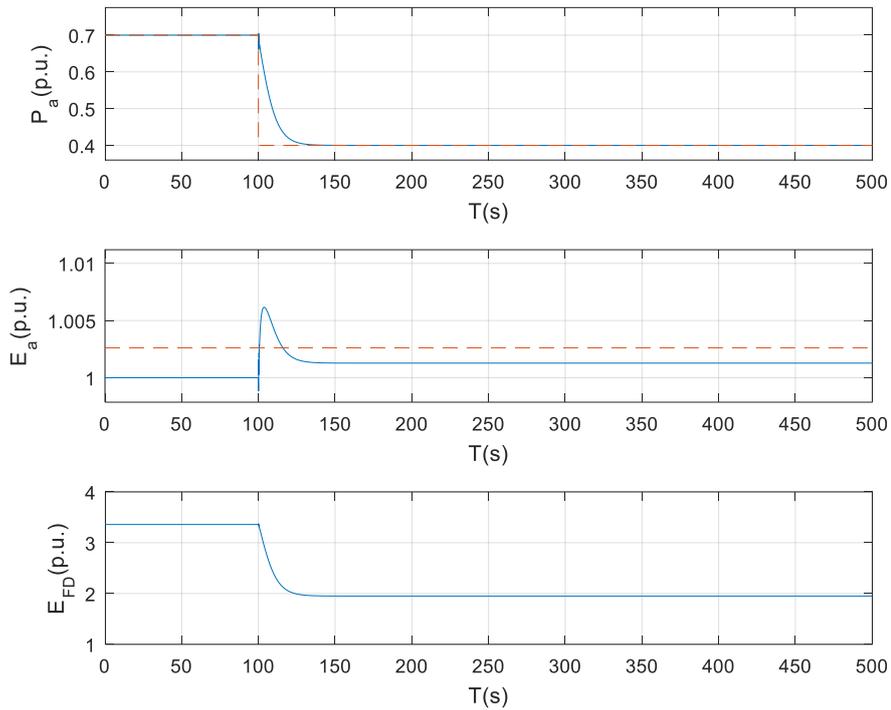


Figura 4.9: Dinâmica das tensões terminal e de campo sob variação negativa na ref. do regulador de velocidade.

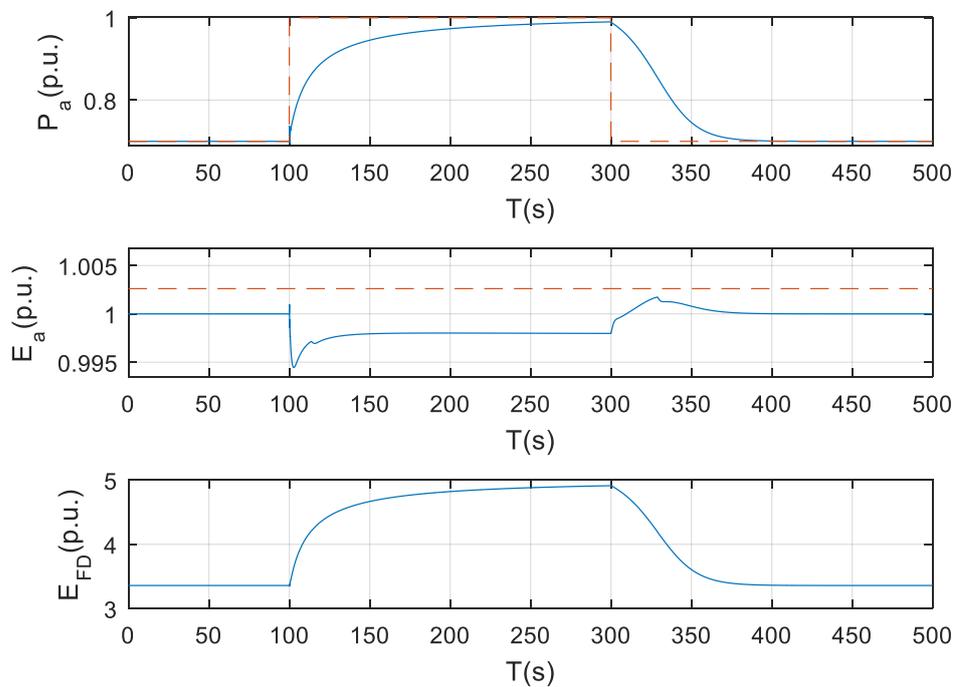


Figura 4.10: Dinâmica das tensões terminal e de campo sob variação de 0.3 p.u. em degrau positiva e negativa na ref. do regulador de velocidade para ponto de operação $P_m=0.7$ p.u.

Tomada de Carga

Na Figura 4.11 é representada uma tomada de carga com a aplicação de uma rampa positiva que vai de 0 a 0.9 p.u. de magnitude iniciando em 125s e uma retirada de carga com a aplicação de uma rampa negativa que vai de 0.9 p.u. a 0 p.u. terminando em 375s. Nela, assim como observado no caso da variação da referência de velocidade em degrau, nota-se uma diferença no comportamento da potência ativa gerada ao subir e ao descer. Na subida, a resposta apresenta um erro inicial menor em relação a descida, além de ser mais lenta. Já na descida, o erro é maior e a resposta é mais rápida. Na faixa de tempo da simulação, a tomada de carga ocorre sem violar os limites de $\pm 5\%$ de variação de tensão terminal, o que seria esperado de um sistema de geração.

Em relação a diferença de tempo para a tomada e retirada de carga, a maior rapidez na retirada de carga pode ser interessante. Podemos notar isso, por exemplo, em uma situação de perda de carga, onde há uma variação grande de carga. Nessa condição, é importante que o gerador consiga baixar rapidamente sua potência gerada para que ele não perca o sincronismo.

À Figura 4.12 cabe a mesma análise realizada para as Figuras 4.8 a 4.10, a qual evidencia que a tensão de campo (E_{fd}) acompanha o comportamento da potência ativa por ser aquela consequência desta.

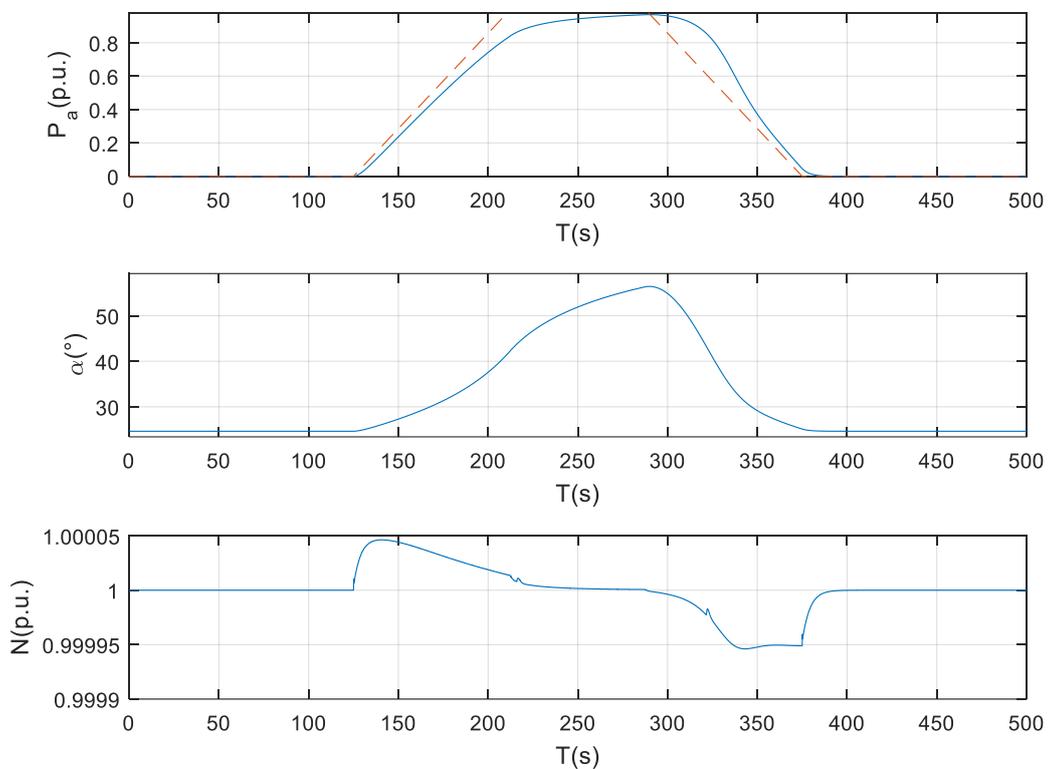


Figura 4.11: Dinâmica de potência ativa e velocidade diante de uma variação em rampa positiva e negativa.

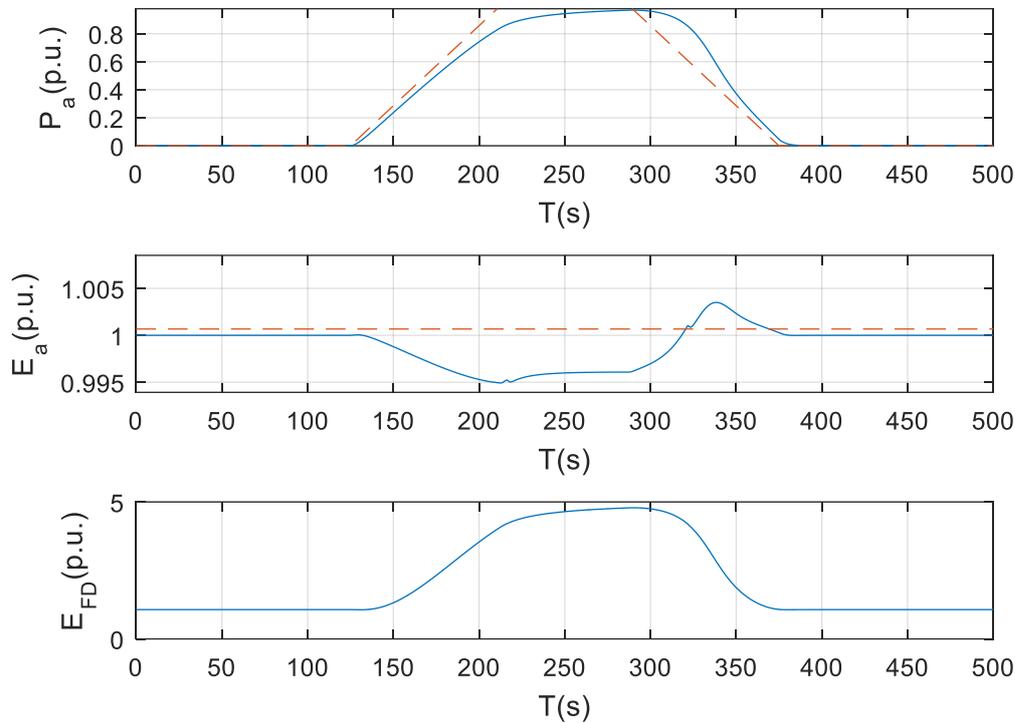


Figura 4.12: Dinâmica das tensões terminal e de campo diante de uma variação em rampa positiva e negativa.

4.2.2 Variação na Referência de Tensão do Sistema de Excitação

Com o intuito de avaliar a resposta do sistema frente a variações na referência de tensão do sistema de excitação, foram aplicadas pequenas variações em degraus positivo e negativo de ± 0.01 p.u. na tensão de referência de 1 p.u.

As Figuras 4.13 e 4.14 mostram o comportamento da potência ativa, da válvula borboleta e da rotação frente a uma variação positiva e negativa da referência de tensão, respectivamente. Observa-se que essas variáveis permaneceram constantes, salvo pequeno transitório no momento da aplicação do degrau. Isso ocorre porque a dinâmica de velocidade é bem mais lenta que a dinâmica de tensão. De modo que a variação na referência de tensão não deve afetar na dinâmica da velocidade.

As Figuras 4.15 e 4.16 mostram como de fato as tensões terminais e de campo responderam a uma variação positiva e negativa, respectivamente, no sistema de excitação, onde a curva tracejada é a tensão de referência (V_{ref}), representada no diagrama da Figura 2.9. Observa-se que a tensão terminal acomoda em aproximadamente 5s para a variação positiva e em menos que 2.5s para a variação negativa.

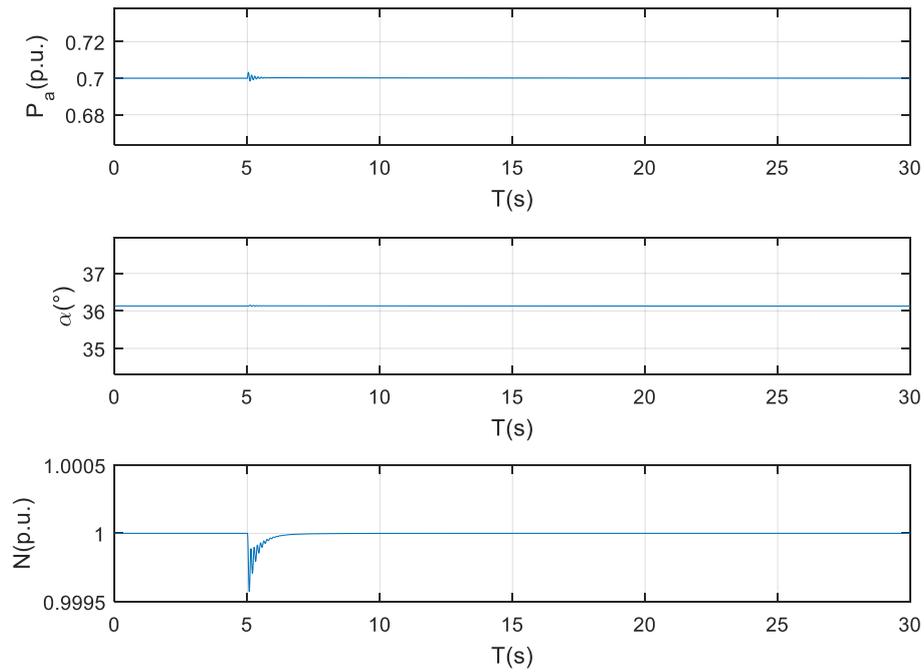


Figura 4.13: Dinâmica de potência ativa e velocidade sob variação positiva na ref. de tensão do SE.

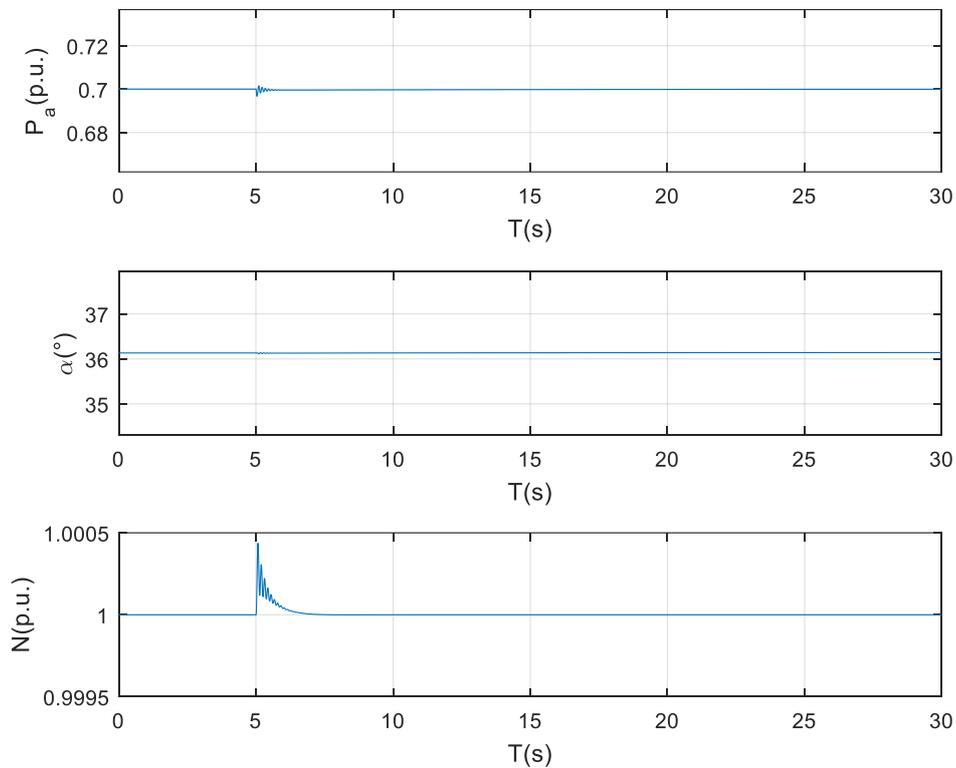


Figura 4.14: Dinâmica de potência ativa e velocidade sob variação negativa na ref. de tensão do SE.

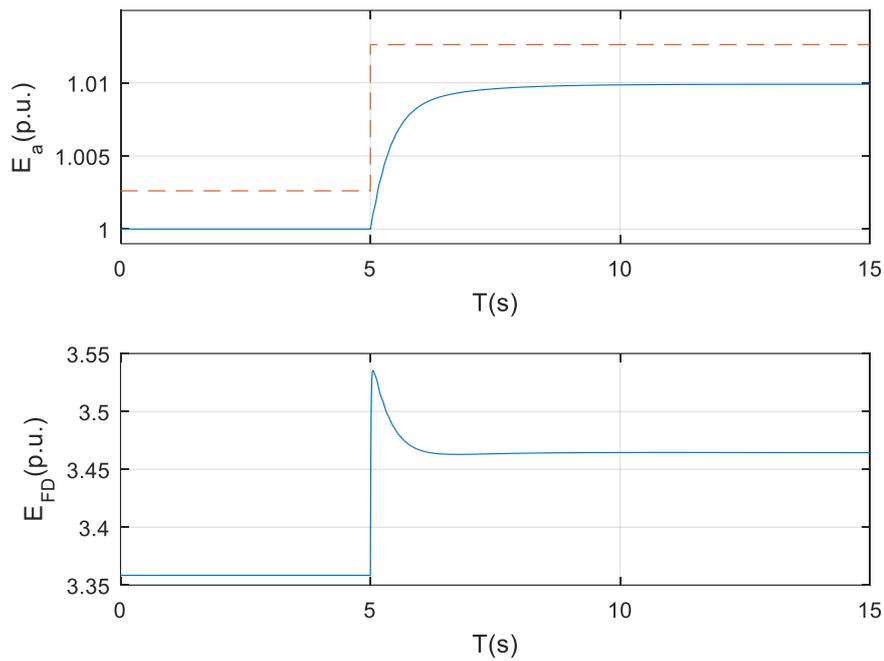


Figura 4.15: Dinâmica das tensões terminal e de campo sob variação positiva na ref. de tensão do SE.

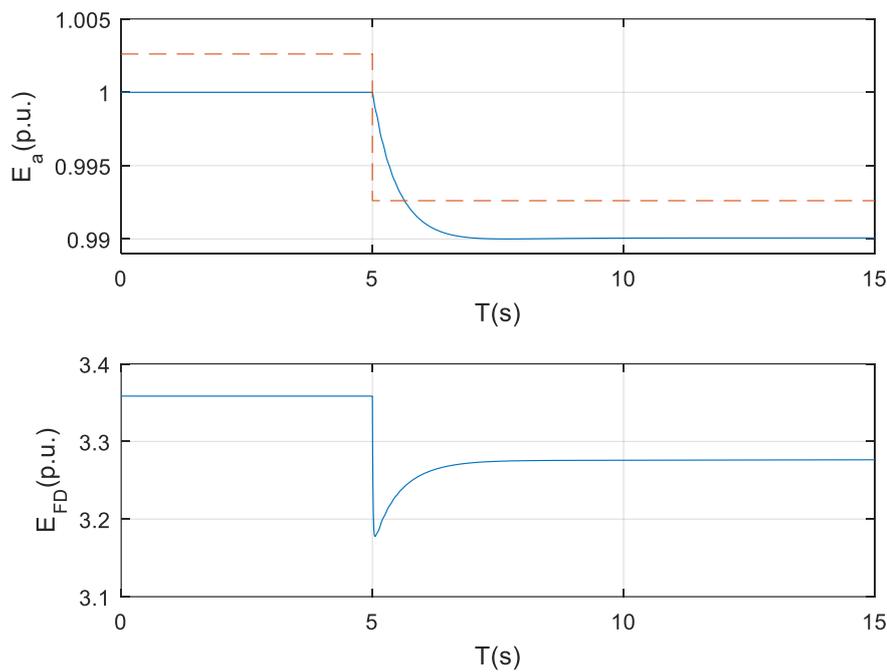


Figura 4.16: Dinâmica das tensões terminal e de campo sob variação negativa na ref. de tensão do SE.

4.3 Dinâmica Durante Falhas

Com o intuito de aprofundar o estudo do comportamento transitório do sistema de geração, foi analisado o impacto da ocorrência de uma falta trifásica nos terminais do gerador.

Uma falta nada mais é que um curto circuito que pode interferir bruscamente no fluxo normal de corrente de um sistema de potência, podendo causar instabilidade e a atuação de proteções. No que tange aos sistemas de geração distribuída, que envolvem um gerador síncrono, a ocorrência de uma falta pode prejudicar o funcionamento normal do sistema tirando-o de sincronismo ou até mesmo estressando-o termicamente e mecanicamente. Diante dessas situações, os equipamentos de proteção juntamente com os reguladores de velocidade e de tensão têm papel fundamental no restabelecimento de operação do sistema, recompondo os valores das principais grandezas envolvidas, tais como a frequência e a tensão (Grainger, 1994).

Durante um curto circuito trifásico é esperado que ocorra o afundamento da tensão terminal, bem como da potência ativa gerada. Além disso, a máquina síncrona tende a acelerar, podendo perder sincronismo devido à diferença entre o torque mecânico e o torque eletromagnético, que cai e passa a ser menor que o torque mecânico.

Para este estudo, utilizou-se o bloco “*Tree-phasefault*” do software *Simulink* e dentre seus parâmetros estão a duração da falta, a resistência de falta e a resistência de aterramento, os quais determinam a intensidade da falta. Foi estipulada uma falta trifásica severa com duração de 200ms, iniciando em 0.1s e extinguindo em 0.3s, o que permite observar as condições do sistema tanto no período pré-falta, durante e no período pós-falta. A condição operativa pré-falta é de 0.7 p.u. de potência gerada e tensão terminal de 1.0 p.u. As Figuras 4.17, 4.18 e 4.19 mostram tal comportamento, tanto no período pré-falta, durante a falta e no pós-falta.

Quanto às tensões, os resultados estão mostrados na Figura 4.17. No período pré-falta, a tensão terminal era de 1 p.u., como determinada pelo regulador de tensão. Já a tensão de campo fornecida pelo sistema de excitação era de aproximadamente 3.3 p.u. Durante a falta, a tensão terminal cai instantaneamente para 0 p.u., o que era de se esperar devido a severidade desse tipo de falta. Já a tensão de campo, sobe para aproximadamente 7 p.u., o que evidencia a atuação do regulador de tensão, uma vez que a falta o faz atuar no sentido de aumentar a tensão interna da máquina, procurando compensar assim, a queda da tensão terminal.

O sistema de excitação prevê um limite para a tensão de campo através de uma função de saturação magnética da excitatriz. O efeito disso pode ser observado durante a falta pois a tensão atinge aproximadamente 7 p.u. permanecendo neste valor durante toda duração da falta. Após a extinção da falta, a tensão terminal e a tensão de campo recuperam seus valores pré-falta por volta de 2s.

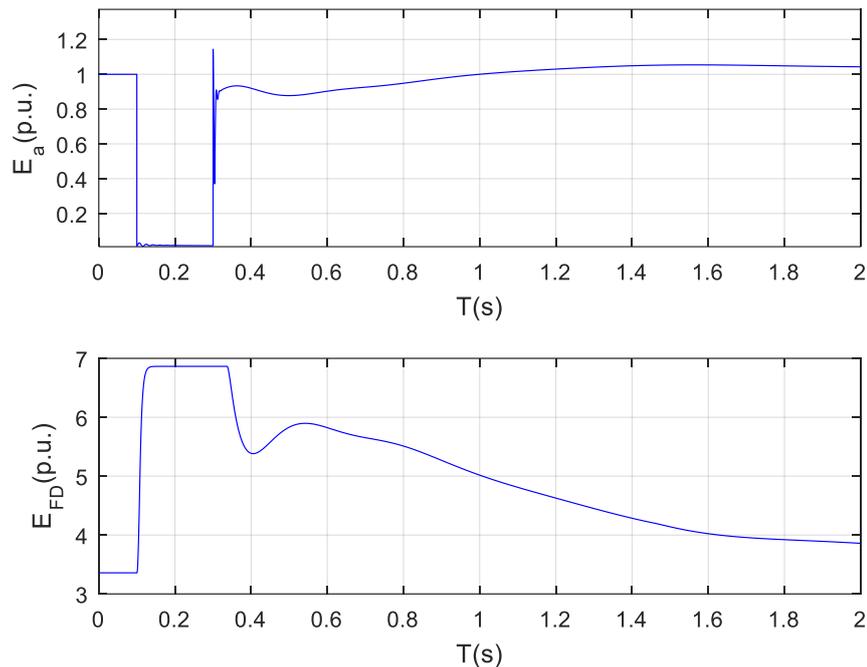


Figura 4.17: Comportamento da tensão terminal e de campo frente a uma falta trifásica severa.

Ao se observar a Figura 4.18 nota-se que na condição pré-falta a potência ativa era 0.7 p.u., como estabelecida pela referência de velocidade, a velocidade apresentava o valor nominal de 1 p.u. (velocidade síncrona) e o torque mecânico era igual ao torque eletromagnético em 0.71 p.u. Durante a ocorrência da falta, a potência ativa cai instantaneamente para 0 p.u. por consequência do afundamento da tensão terminal. O comportamento da rotação, por sua vez, é consequência da diferença entre os torques mecânico e eletromagnético, de modo que, as oscilações vistas no torque eletromagnético no início da falta refletem em uma pequena oscilação na velocidade. A partir do momento que as oscilações amortecem e o torque mecânico se mantém maior que o torque eletromagnético, a velocidade passa a aumentar atingindo 1.012 p.u. até o momento da extinção da falta.

Ao se observar o comportamento dessas grandezas após a extinção da falta, pode-se dizer que o sistema recupera seus valores pré-falta em cerca de 1s, apresentando poucos ciclos de oscilações amortecida, ou seja, apresentando bom nível de amortecimento.

Por fim, na Figura 4.19 observa-se o comportamento das correntes trifásicas, que são iguais para as 3 fases no período pré-falta, durante e pós-falta. No período pré-falta o valor da corrente é de 0.7 p.u. Durante a falta, ela atinge um pico máximo de aproximadamente 8.3 p.u. e em seguida cai atingindo 1.45 p.u. no momento de extinção da falta. Logo após a aplicação da falta, a corrente apresenta oscilações amortecidas com a mesma característica do torque eletromagnético. No período pós-falta a corrente oscila atingindo um pico máximo de 1.5 p.u. e se acomoda por volta dos 0.8s.

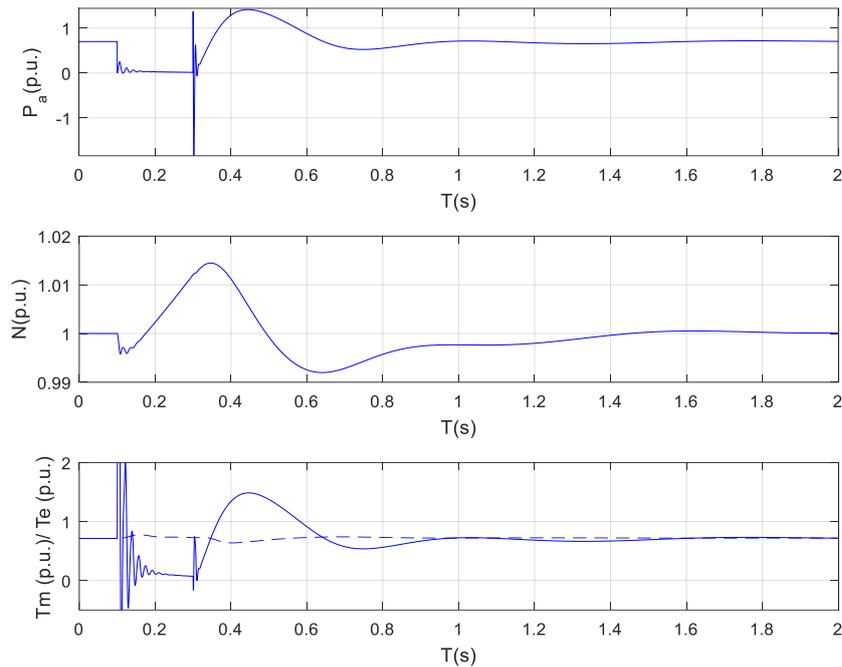


Figura 4.18: Dinâmica da Potência ativa, da rotação e do torque mecânico e eletromagnético frente a uma falta trifásica severa (T_m linha tracejada e T_e linha sólida).

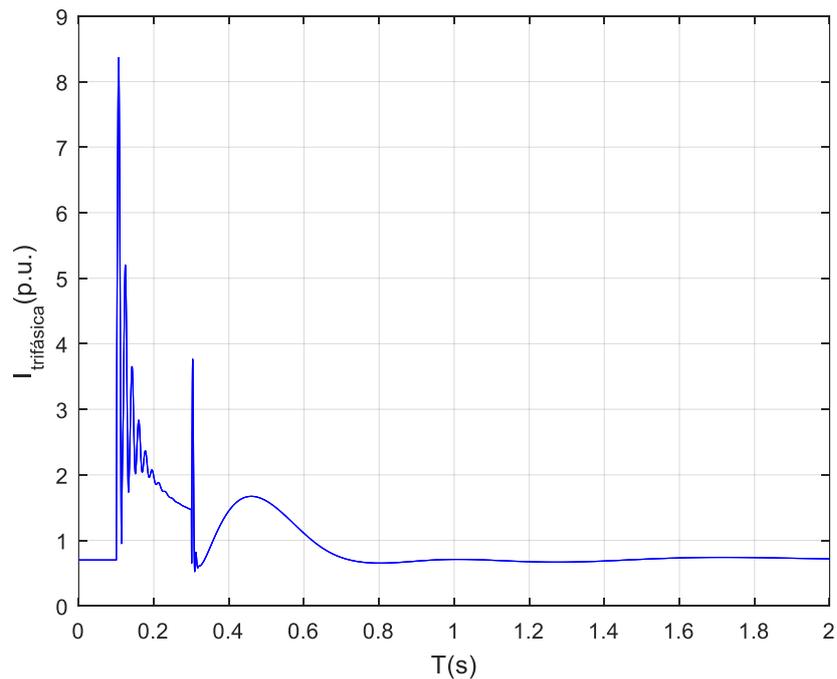


Figura 4.19: Dinâmica das correntes trifásicas frente a uma falta trifásica severa.

Para fins de ampliar a análise do comportamento durante falta, foi aplicada uma falta trifásica menos severa que a primeira, com duração de 100ms, sendo aplicada em 0.1s e extinta em 0.2s. As condições pré-falta são mantidas iguais.

Na Figura 4.20 pode-se notar que durante a falta há um afundamento de tensão, de modo que a tensão terminal cai para 0.2 p.u. e não mais para 0 p.u. Já a tensão de campo, para compensar esse fato, sobe para aproximadamente 7 p.u também atingindo o valor de saturação

da excitatriz. A tensão terminal é recuperada rapidamente, por volta dos 0.4s após a remoção da falta e apresenta oscilações amortecidas de menor amplitude em comparação à falta mais severa. A tensão de campo se acomoda por volta dos 2s e tem um comportamento menos oscilatório em comparação à primeira condição de falta.

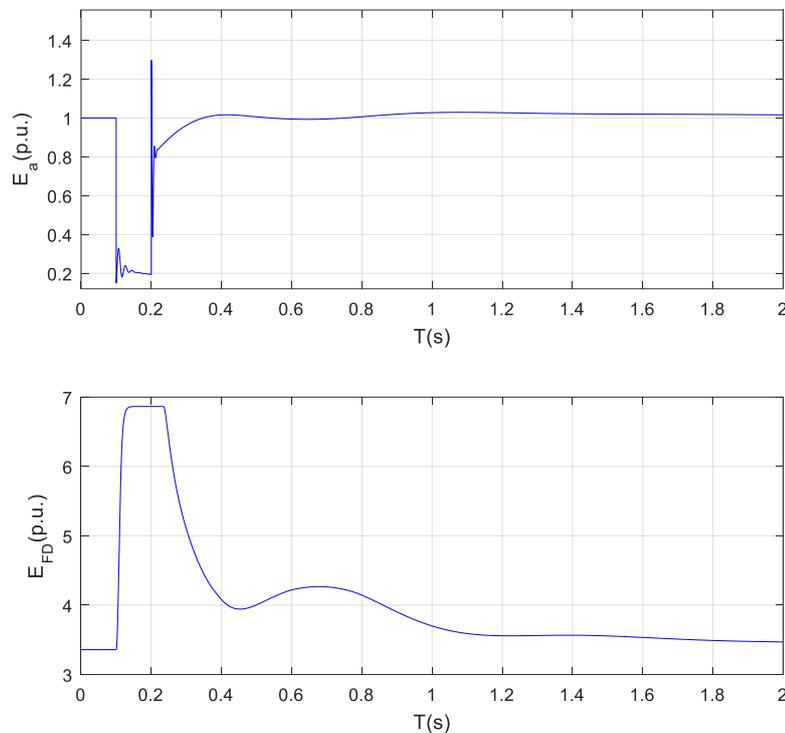


Figura 4.20: Comportamento da tensão terminal e de campo frente a uma falta trifásica menos severa.

A Figura 4.21 mostra os comportamentos da potência ativa, rotação e torques mecânico e eletromagnético durante uma falta trifásica menos severa. Diante da ocorrência da falta, a potência ativa cai de 0.7 p.u. (valor pré-falta) para aproximadamente 0.3 p.u., acompanhando o afundamento da tensão terminal. A rotação, novamente acompanha a diferença entre os torques mecânico e eletromagnético. A partir do momento da falta, o torque eletromagnético passa a cair até se tornar menor que o torque mecânico e a partir desse momento, observa-se um aumento na velocidade. Após a extinção da falta, pode-se dizer que o sistema recupera seus valores de pré-falta por volta dos 1.2s e tem um comportamento menos amortecido e menos oscilatório que o primeiro caso.

Observa-se na Figura 4.22 o comportamento das correntes trifásicas, que por estarem sujeitas novamente a uma falta simétrica trifásica, são iguais para as 3 fases no período pré-falta, durante e pós-falta. No período pré-falta o valor da corrente é de 0.7 p.u. Durante a falta, a corrente atinge um pico máximo de aproximadamente 7.3 p.u. caindo em seguida para 1.43 p.u. no momento de extinção da falta. No período pós-falta a corrente oscila atingindo um pico máximo de 1.35 p.u. e se acomoda por volta dos 0.8s, como no caso anterior.

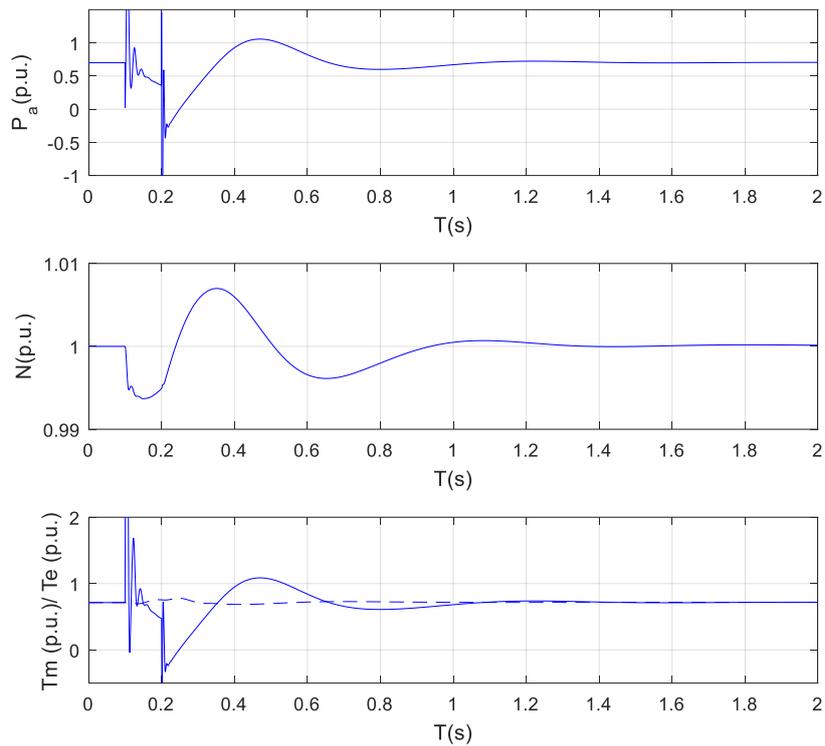


Figura 4.21: Dinâmica da Potência ativa, da rotação e do torque mecânico e eletromagnético frente a uma falta trifásica menos severa.

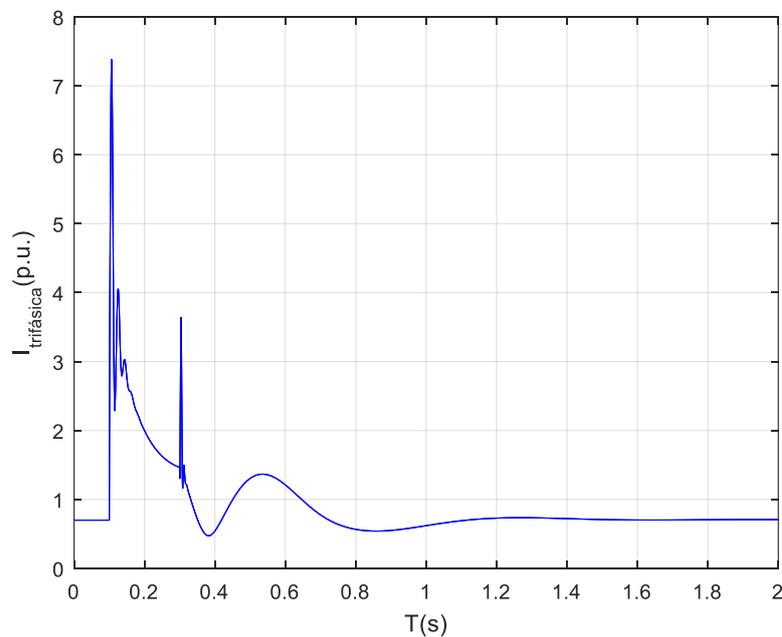


Figura 4.22: Dinâmica das correntes trifásicas frente a uma falta trifásica menos severa.

De modo geral, pode-se dizer que o regulador de tensão atuou de forma satisfatória durante a ocorrência de faltas, até mesmo nas mais severas. Sua principal atuação foi aumentar a tensão interna da máquina visando compensar a queda da tensão terminal. Dessa forma, nos casos apresentados, foi capaz de recuperar o valor de tensão e de potência em regime permanente em poucos segundos e com poucos ciclos de oscilações amortecidas.

4.4 Influência da Modelagem dos Componentes

Nesta seção são realizados testes variando aspectos do modelo desenvolvido. O intuito é ressaltar quais os componentes que mais influenciam a dinâmica do sistema, dentro do sistema de GD movido a biogás. Dentre as variantes estão: o tipo do sistema de excitação, a inércia do conjunto motor-gerador, a linearização do regulador de velocidade e a própria dinâmica do MCI.

4.4.1 Influência do Modelo do Sistema de Excitação

Tendo-se em conta a importância da modelagem do sistema de excitação para avaliar os requisitos de desempenho do sistema e com o intuito de se justificar a escolha do sistema de excitação, foram realizados testes comparativos entre o modelo adotado para o sistema de GD, o AC5A, e modelo mais completo, o AC1A. Lembrando que a principal diferença entre os dois modelos, é o fato do modelo AC1A não representar a ponte retificadora rotativa.

Para tanto, foi comparada a dinâmica durante falta de cada um dos modelos. Foi aplicada uma falta de 100ms de duração com as mesmas características da falta menos severa que foi aplicada na seção anterior, sendo ela aplicada em 0.1s e extinta em 0.2s. A condição operativa pré-falta foi de 0.7 p.u. de potência gerada e tensão terminal de 1.0 p.u.

Os parâmetros utilizados pelo sistema de excitação AC5A estão detalhados no Apêndice A. Os parâmetros a serem especificados, tanto para o SE AC5A quanto para o AC1A, são basicamente: os ganhos de regulação de tensão, de excitatriz e do filtro de amortecimento, as constantes de tempo dos respectivos ganhos, a função de saturação da excitatriz e os limites de saída máximo e mínimo do regulador de tensão.

As Figuras 4.23 e 4.24 mostram o comportamento dinâmico do sistema frente à falta, onde a linha contínua é a resposta obtida utilizando o modelo AC5A para o sistema de excitação e a linha tracejada é a resposta obtida com o modelo AC1A. Nota-se que as respostas foram praticamente as mesmas. Contudo, houve uma divergência no comportamento da tensão de campo durante a falta, com pouco impacto sobre o comportamento das demais variáveis.

Portanto, por não haver diferença significativa no comportamento das variáveis da máquina, o modelo mais simples (AC5A) se justifica. É importante observar que a parte dinâmica do SE é preservada em ambos os modelos. Assim, não se perde nada da dinâmica ao se fazer essa simplificação.

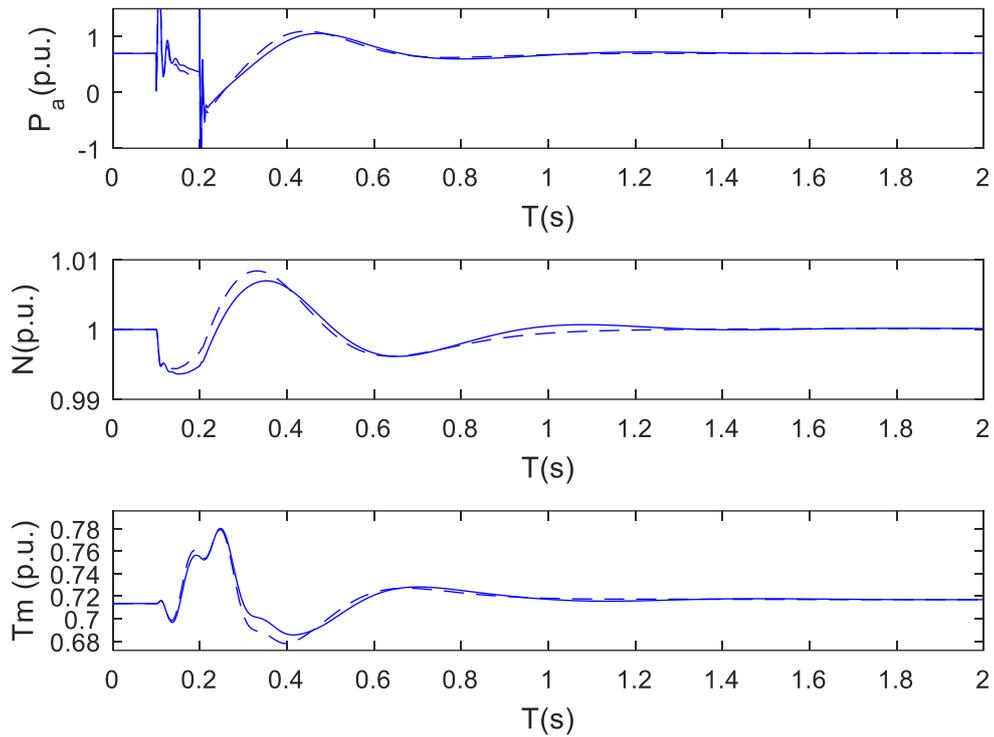


Figura 4.23: Comparação da dinâmica da potência ativa, da rotação e do torque mecânico frente a uma falta trifásica com os SE's AC1A e AC5A.

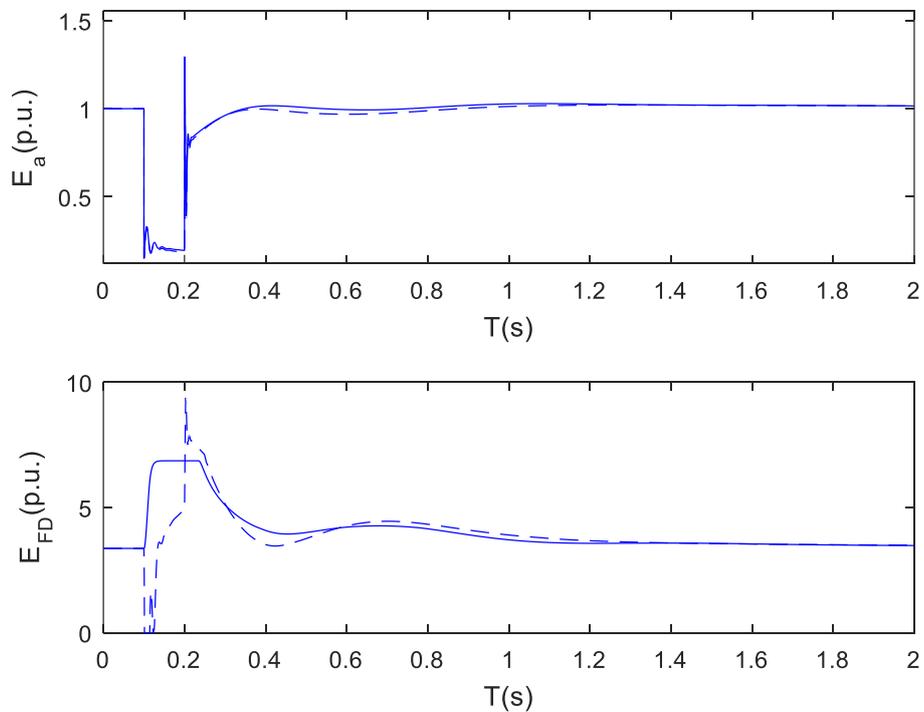


Figura 4.24: Comparação da dinâmica das tensões terminais e de campo frente a uma falta trifásica com os SE's AC1A e AC5A.

4.4.2 Influência da Modelagem do Volante de Inércia

O volante de inércia é um dispositivo comumente utilizado em máquinas como compressores, prensas e MCIs, especialmente os aplicados à geração de energia elétrica. Sua função é suavizar as variações na velocidade do eixo causadas pela variação do torque. Faz isso, absorvendo e armazenando energia cinética quando acelerado e devolvendo essa energia ao sistema quando necessário (Camerini, 2018). O volante de inércia é representado no modelo do sistema de geração pelo parâmetro momento de inércia (J) e é dado em kg.m². A partir do momento de inércia, obtém-se a constante de inércia H dada por:

$$H = \frac{1}{2} \frac{J N_b^2}{S_b} \quad (102)$$

onde S_b é a potência base do sistema em MVA e N_b é a velocidade mecânica do conjunto motor-gerador. Kundur (1991) traz valores típicos de constantes H dependendo do tipo de aplicação do conjunto motor-gerador, tais como de 2.5 a 6 para geradores de 2 polos operando a 3600 rpm e de 4 a 10 para geradores de 4 polos operando a 1800 rpm.

Para observar a influência desse parâmetro no modelo desenvolvido, realizou-se a simulação de uma falta de 100ms sobre o sistema, com dois diferentes valores para o momento de inércia. O valor inicialmente adotado para o momento de inércia do conjunto moto-gerador em questão foi de 80 kg.m², o que resulta em uma constante H de aproximadamente 4. O segundo valor do momento de inércia foi de 3 kg.m² (valor aproximado do momento de inércia apenas do gerador síncrono), resultando em uma constante H de 0.1640. O comportamento da potência ativa, da rotação e do torque mecânico para o maior valor do momento de inércia (linha contínua) e para o menor valor de momento de inércia (linha tracejada) são ilustrados nas Figuras 4.25 e 4.26.

Observa-se que durante a falta, para um valor menor de constante de inércia, o sistema apresenta oscilações de maior frequência e com menor amortecimento, podendo vir a prejudicar o funcionamento do conjunto motor-gerador. Nota-se também, que ao ser usado o menor valor para a constante de inércia, o sistema demorou mais para atingir o valor de regime permanente quando comparado ao caso de maior momento de inércia.

Desse modo, em função da grande influência da inércia, é de extrema importância atentar para a modelagem adequada da volante de inércia, pois caso seja utilizado um valor equivocado, o comportamento do sistema pode ser totalmente diferente da realidade.

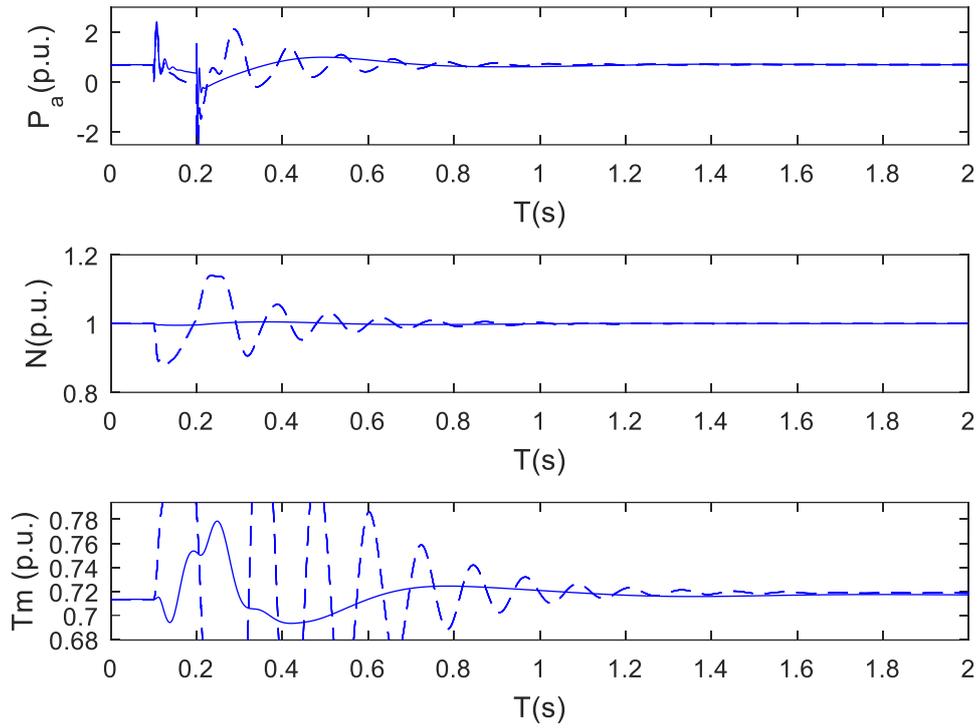


Figura 4.25: Dinâmica da Potência ativa, da rotação e do torque mecânico frente a uma falta trifásica com momento de inércia inferior.

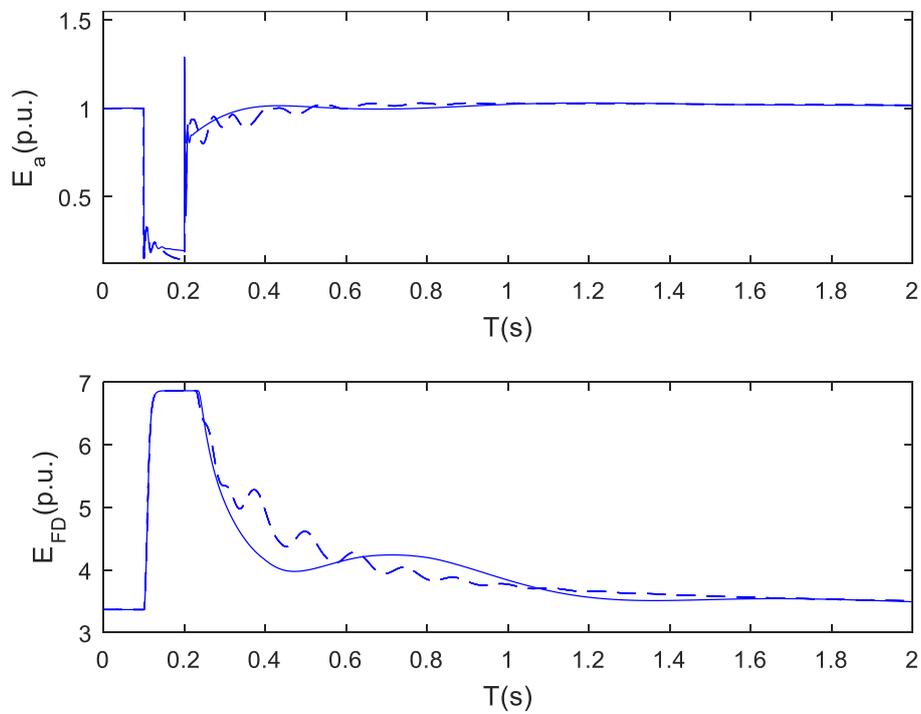


Figura 4.26: Comportamento da tensão terminal e de campo frente a uma falta trifásica com momento de inércia inferior.

4.4.3 Influência da Linearização da Não Linearidade da Válvula Borboleta

Como uma tentativa de se eliminar o comportamento não linear causado pela ação da válvula borboleta de MCIs, alguns reguladores de velocidade podem ter uma função de linearização implementada, de modo a anular a fração não linear de tal comportamento. A estrutura da linearização é mostrada na Figura 4.27. O bloco linearização é realizado como parte do regulador de velocidade de modo a obter $T_m = \tilde{T}_m$, anulando assim o comportamento não linear da válvula borboleta.



Figura 4.27: Esquema de linearização da válvula borboleta.

Para analisar o efeito desta linearização, no caso do presente trabalho, a função de linearização foi obtida a partir da curva de torque pela variação de α (Figura 3.11), a qual foi representada aproximadamente por uma exponencial descrita por:

$$T_m = 1800 \left(1 - e^{-\frac{(\alpha - 25)}{13}} \right) \quad (103)$$

Portanto, para produzir o efeito de anulação da porção não linear do modelo do MCI implementou-se no regulador de velocidade a função inversa da equação (103):

$$\alpha = 25 - 13 \ln\left(1 - \frac{\tilde{T}_m}{1800}\right) \quad (104)$$

A Figura 4.28 representa a potência mecânica sem (linha tracejada) e com a linearização (linha contínua), o que mostra um comportamento bem semelhante, havendo apenas uma diferença de off-set, devido a ser um modelo aproximado.

O resultado dessa implementação é observado nas Figuras 4.29 e 4.30, as quais mostram uma comparação da resposta dinâmica do modelo com a correção da não linearidade (linhas contínuas) em relação ao modelo original sem a linearização (linhas tracejadas). Para tal, foi aplicada uma variação em degrau positiva (Figura 29) e negativa (Figura 30) de 0.3 p.u. de amplitude na referência do regulador de velocidade no instante 100s. Percebe-se que o comportamento de ambas as situações continua o mesmo, porém o tempo de resposta reduziu drasticamente.

As Figuras 4.31 e 4.32 evidenciam mais detalhadamente a correção da não linearidade da válvula borboleta. Observa-se que o tempo de acomodação é de aproximadamente 5s tanto para o degrau positivo, quanto para o degrau negativo, não havendo mais uma diferença quanto ao seu comportamento em pontos de operação diferentes, como observava no modelo original (Figuras 4.8 e 4.9).

Na prática, em um regulador digital, a correção da não linearidade é cabível de ser realizada, porém, possivelmente não permita a mesma precisão no cancelamento da não linearidade da realizada nestas simulações.

Portanto, a linearização da não linearidade da válvula borboleta tem grande influência sobre o tempo de acomodação das variáveis do sistema, tanto quando este é submetido a uma variação em degrau positiva quanto negativa, sendo fundamental a sua representação no modelo quando existir a sua implementação no regulador de velocidade.

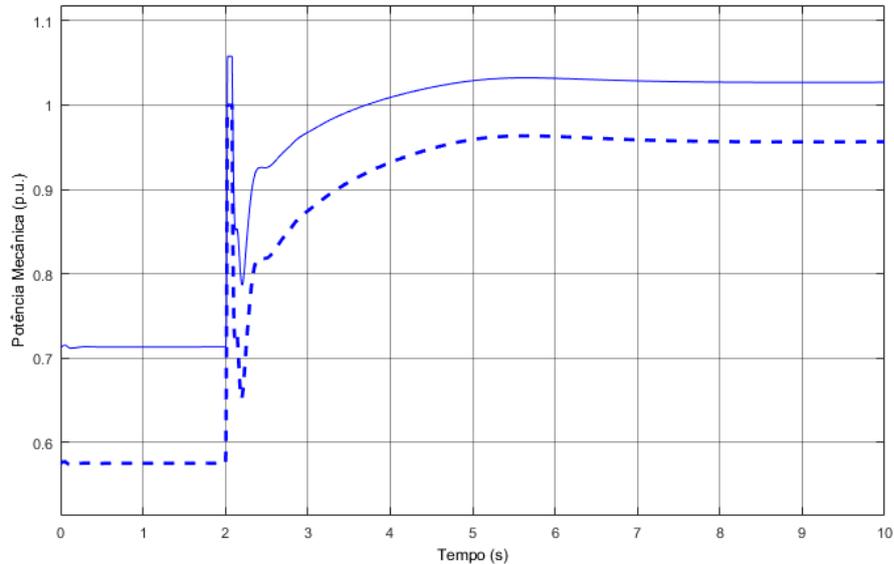


Figura 4.28: Potência mecânica sem e com linearização.

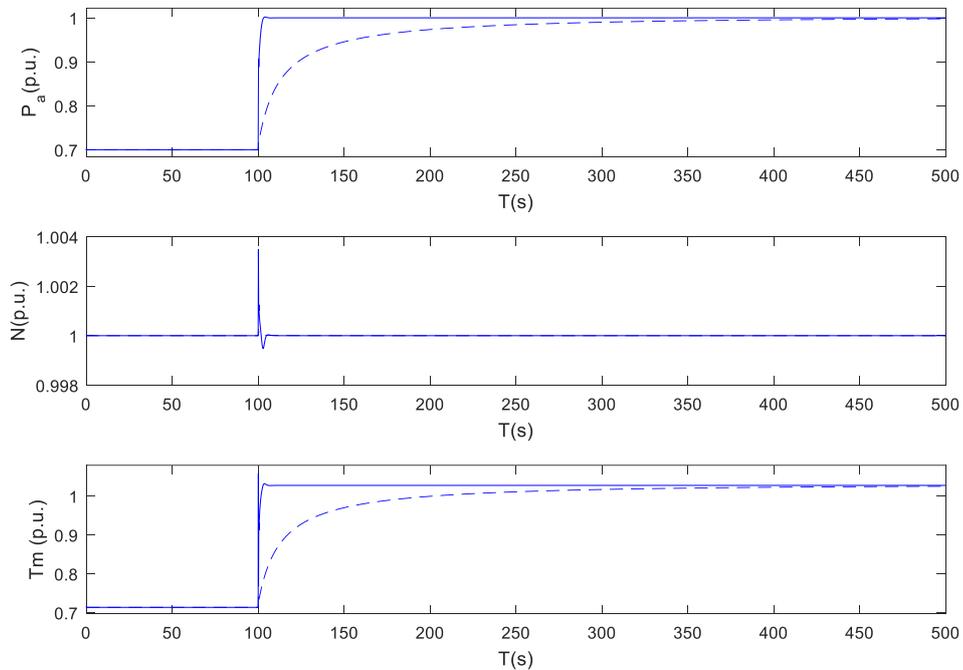


Figura 4.29: Dinâmica da Potência ativa, da rotação e do torque mecânico diante de um degrau positivo de 0.3 p.u. na ref. do regulador de velocidade no instante 100s para o modelo linearizado e não linearizado.

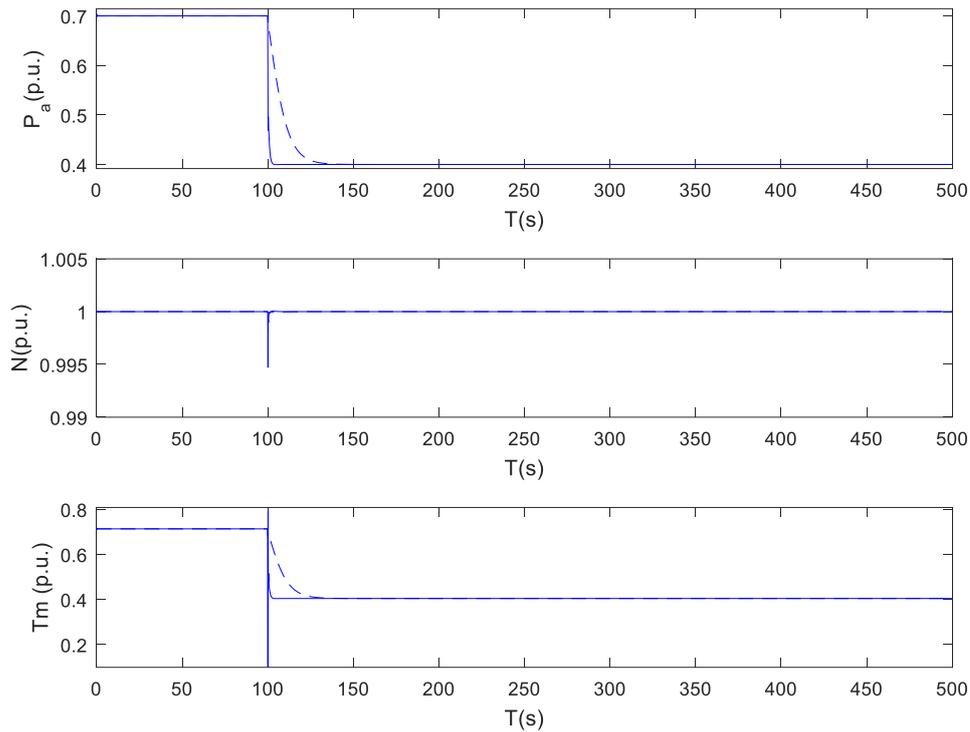


Figura 4.30: Dinâmica da Potência ativa, da rotação e do torque mecânico diante de um degrau negativo de 0.3 p.u. na ref. do regulador de velocidade no instante 100s para o modelo linearizado e não linearizado.

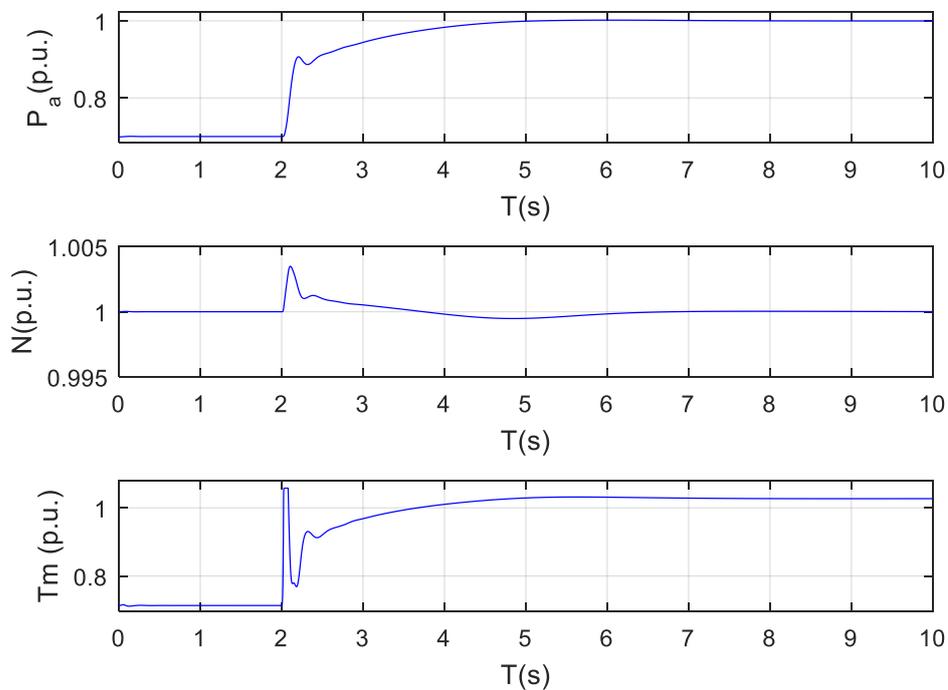


Figura 4.31: Dinâmica da Potência ativa, da rotação e do torque mecânico diante de um degrau positivo de 0.3 p.u. na ref. do regulador de velocidade no instante 2s para o modelo linearizado.

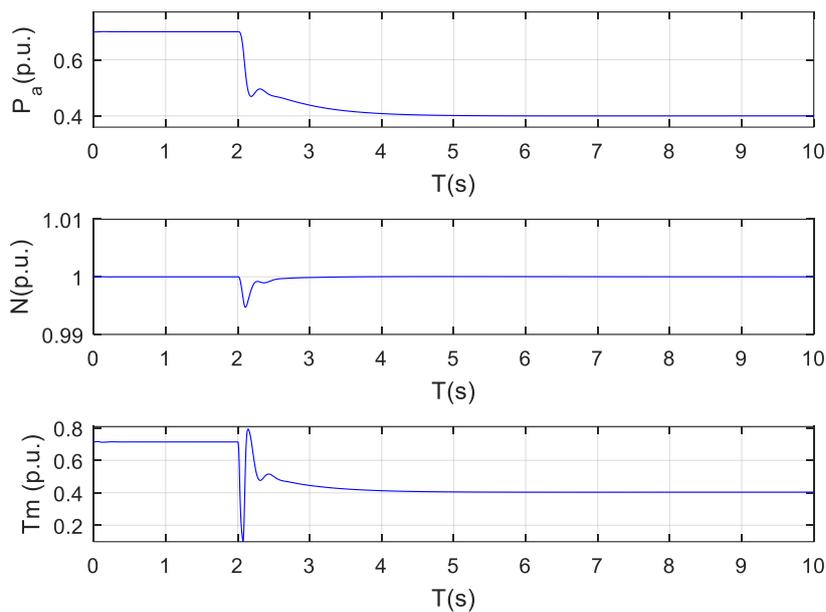


Figura 4.32: Dinâmica da Potência ativa, da rotação e do torque mecânico diante de um degrau negativo de 0.3 p.u. na ref. do regulador de velocidade no instante 2s para o modelo linearizado.

4.4.4 Influência da Dinâmica do MCI

Nesta seção, busca-se entender qual a efetiva influência da dinâmica do MCI dentro do sistema de GD como um todo. Para tal, compara-se a dinâmica do sistema de geração com e sem o bloco que representa o MCI no modelo.

Para evitar a influência da não linearidade, a comparação é feita para o caso com linearização da não linearidade da válvula borboleta apresentada na seção 4.4.3. Para o sistema sem a dinâmica do MCI, são removidos os blocos Linearização e MCI da Figura 4.27, conforme ilustra a Figura 4.33, de modo que a saída do regulador de velocidade constitui diretamente o torque do gerador síncrono. Dessa forma, o modelo do MCI passou a ser representado por um ganho de valor unitário.

O resultado para um degrau positivo e negativo dado em 2s no sistema é mostrado nas Figuras 4.34 e 4.35. Nelas, as curvas de linha contínua são as respostas do sistema sem a dinâmica do MCI e as curvas de linha tracejada são as respostas do sistema obtidas com o modelo do MCI e com a linearização da não linearidade da válvula borboleta pelo regulador de velocidade conforme a seção 4.4.3.



Figura 4.33: Representação do sistema para testar a influência apenas do MCI.

Portanto, pode-se dizer que no conjunto MCI mais regulador de velocidade predomina a dinâmica deste último, permitindo assim, se negligenciar a dinâmica do MCI.

Entretanto, vale destacar que há poucos dados na literatura relativos a um modelo adequado para o regulador de velocidade, de modo que, a conclusão acima pode estar afetada por um modelo inadequado para o mesmo. Dessa forma, o regulador de velocidade compõe um elemento relevante de se representar no modelo.

Pode-se notar que a resposta do sistema continua praticamente a mesma, alcançando-se o valor de regime permanente em aproximadamente 5s. Dessa forma, a representação da dinâmica do MCI mostra pouca relevância no comportamento das variáveis terminais do sistema de geração, tal como nas variáveis mecânicas (torque e velocidade).

Cabe ressaltar, que Campos et al. (2018a) e Campos et al. (2018b) avaliaram a dinâmica do sistema de geração movido a biogás em questão, sem considerar um regulador de velocidade. Nos trabalhos foram realizados estudos de potência ativa, nos quais o controle da mesma foi realizado através de um controlador PI agindo sobre o ângulo de abertura da válvula borboleta. Nesse caso, a dinâmica do MCI teve grande influência nos resultados do modelo. Logo, a relevância em representar a dinâmica do MCI no comportamento global do sistema de geração depende das características do regulador de velocidade utilizado na aplicação.

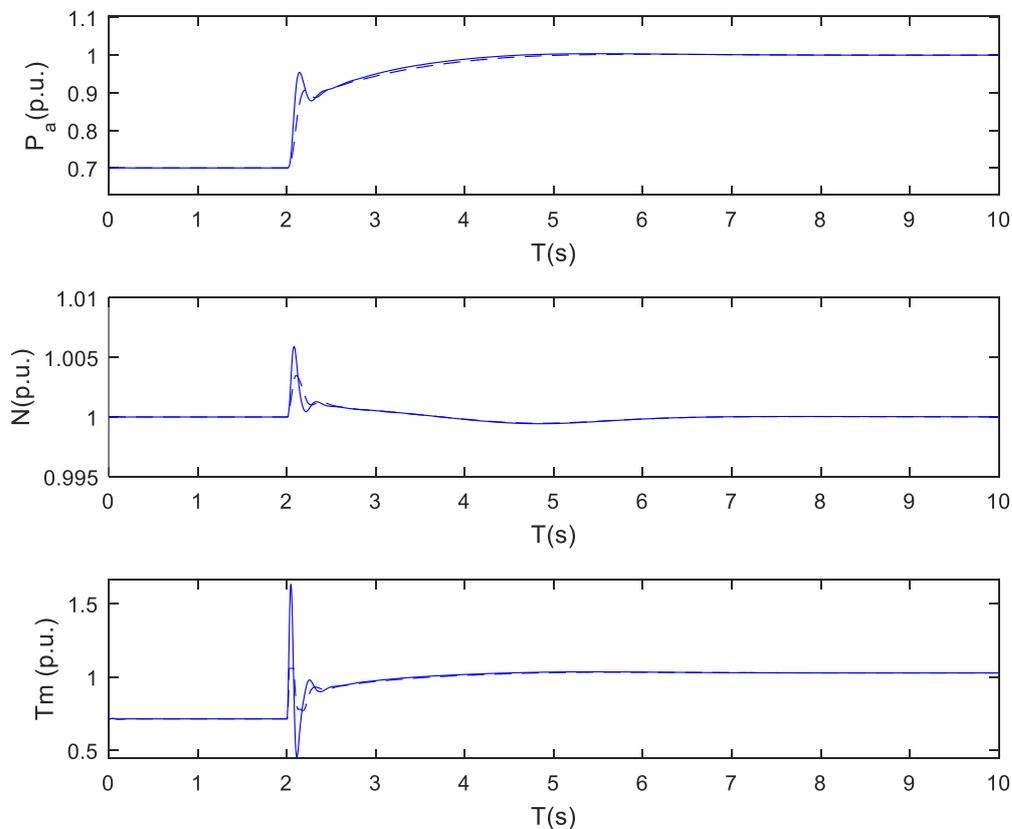


Figura 4.34: Dinâmica da Potência ativa, da rotação e do torque mecânico diante de um degrau positivo em 2s para o sistema sem o bloco do MCI.

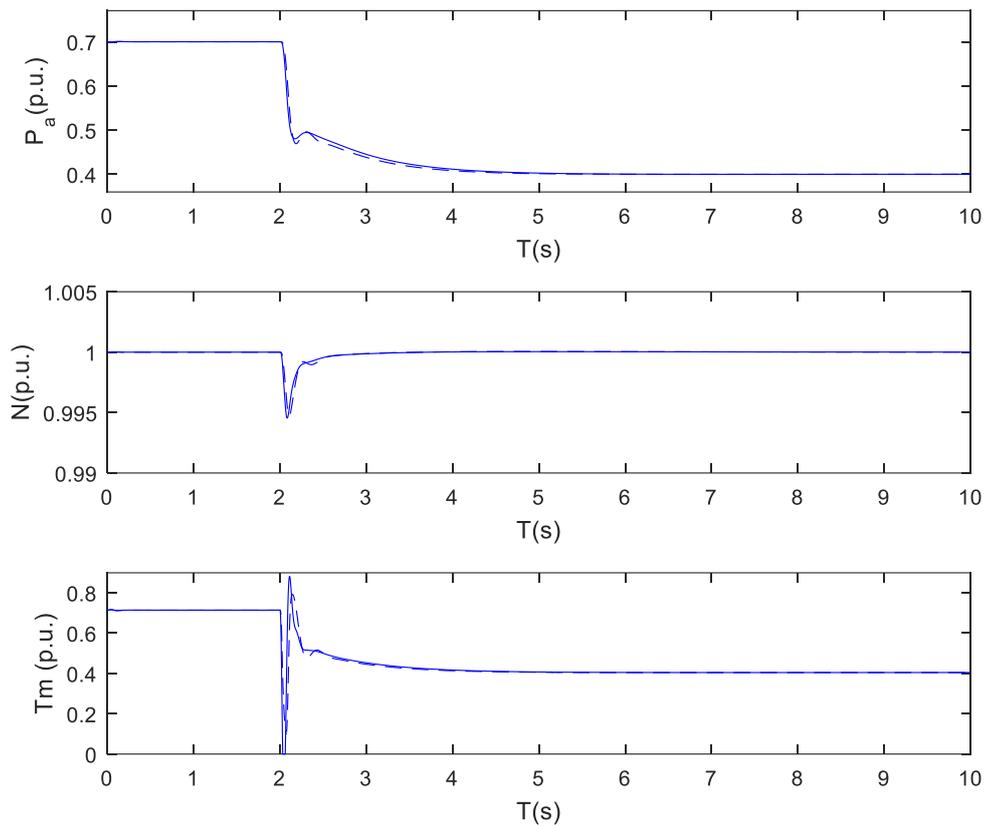


Figura 4.35: Dinâmica da Potência ativa, da rotação e do torque mecânico diante de um degrau negativo em 2s para o modelo linearizado.

4.5 Comentários Finais

Neste capítulo foi apresentado o modelo completo desenvolvido para o sistema de geração distribuída movido a biogás. O modelo foi implementado em *Simulink* abrangendo todos os seus componentes. Foram realizados testes para analisar o comportamento e funcionalidade do modelo diante de diferentes situações. Foram realizados dentre eles a variação das referências das malhas de controle de velocidade e de tensão. Diante de tais testes, o modelo se mostrou adequado, uma vez que foi capaz de seguir as referências estabelecidas. Além disso, o modelo se mostrou adequado na previsão do comportamento dinâmico do sistema frente a faltas. Por fim, os testes realizados para levantar a influência da modelagem dos componentes agregaram um melhor entendimento sobre a relevância que eles têm sob a dinâmica do mesmo. Constatou-se que, dentre esses componentes, a inércia do conjunto motor-gerador e a linearização da não linearidade da válvula borboleta exerceram grande influência no comportamento do sistema de geração movido a biogás.

Capítulo 5

Conclusões

Diante da demanda proporcionada pelo projeto P&D ANEEL denominado “Arranjo Técnico e Comercial de Geração Distribuída de Energia Elétrica a Partir do Biogás de Biomassa Residual da Suinocultura em Propriedades Rurais no Município de Entre Rios do Oeste do Paraná, concebida pelo CIBiogás. O presente trabalho objetivou contribuir com a modelagem do comportamento dinâmico do sistema de geração distribuída em questão, o qual faz o uso de um motor de combustão interna movido a biogás. A gama de diferentes conceitos envolvidos no sistema confere multidisciplinariedade ao trabalho por unir diferentes aspectos, desde a engenharia elétrica, a engenharia mecânica até o uso de energias renováveis.

Na construção do modelo dinâmico do sistema, o gerador síncrono foi representado pelo modelo completo, utilizando parâmetros operacionais padrão clássicos, baseados em dados reais do fabricante. O sistema de excitação, do tipo *brushless*, conforme dados do fabricante, foi representado pelo modelo *standart* do IEEE AC5A. Devido ao GS ser interligado à rede, foi adotado um regulador de velocidade com *droop*. Tal regulador foi implementado no modelo por meio da modelagem típica chamada “DEGOV1”, para motores a diesel.

O foco principal da modelagem do sistema foi o MCI convertido a biogás. Com o intuito de se representar o MCI da forma mais simples possível foi utilizado o Modelo de Valores Médios. Para representar o caso de interesse, foram realizadas adequações sobre o MVM de um motor ciclo Otto movido a gasolina, sendo elas: na velocidade de operação do MCI, na representação da conversão do combustível biogás e na potência mecânica fornecida. Para a representação da conversão a biogás, foram adaptados o ângulo de ignição, a relação ar-combustível e a taxa de compressão. O modelo obtido reproduziu resultados experimentais da literatura na curva de torque para velocidades próximas da nominal.

O modelo do sistema de geração foi implementado em *Matlab/Simulink*. A caracterização dinâmica do sistema de GD foi realizado por meio de simulações computacionais. De modo geral, a dinâmica do modelo do sistema de GD se mostrou coerente com a dinâmica de um sistema de GD síncrono, sendo a dinâmica de regulação de tensão mais rápida do que a de regulação de velocidade. No entanto, as simulações evidenciaram o comportamento fortemente não linear do MCI e que este tem grande influência sobre a dinâmica do sistema de geração. Como exemplo, tomadas de carga ou incrementos de geração ocorrem de forma mais lenta do que retiradas de carga ou reduções de geração. Embora do ponto de vista de segurança seja

positivo o fato das variações para baixo serem mais rápidas, torna clara que a parte não linear do MCI precisa ser adequadamente representada no modelo.

Nesta mesma linha, evidenciou-se fundamental representar a existência ou não da linearização da não linearidade da válvula borboleta do MCI no regulador de velocidade, caso ela exista na prática. Isto porque esta linearização remove grande parte do comportamento não linear do MCI e isto afeta a dinâmica do sistema de geração. O regulador de velocidade mostrou ter grande influência sobre a dinâmica do sistema de geração. Este resultado não pode ser considerado categórico, pois ele foi modelado com valores típicos da literatura e não com os valores do caso específico em questão. De qualquer forma, pode-se afirmar ser importante se preocupar com a representação adequada do regulador de velocidade, uma vez que sua modelagem reflete significativamente na dinâmica global do sistema de GD.

Frente ao regulador de velocidade considerado, a dinâmica do MCI se mostrou pouco representativa dentro da dinâmica global do sistema de geração movido a biogás, podendo ser desprezada para estudos de sistemas de potência. Na ausência do regulador de velocidade, a dinâmica do MCI passa a ser mais relevante.

A partir dos resultados das simulações, constatou-se também que a complexidade do modelo do sistema de excitação afetou minimamente a dinâmica do modelo. Para fins de estudos frente a faltas, o modelo simplificado AC5A mostrou-se suficiente na previsão das variáveis em comparação ao modelo mais completo AC1A.

Por fim, os testes revelaram que o efeito do momento de inércia, representado pelo volante de inércia do grupo motor-gerador, é bastante relevante. Assim, frente a faltas, quanto menor o momento de inércia, mais oscilatório é o comportamento do sistema.

Em relação à aplicação para o caso ERO, o modelo desenvolvido tem parâmetros nominais compatíveis, uma vez que utilizou para o gerador síncrono, parâmetros que serão, de fato, utilizados no projeto. No entanto, para os parâmetros do sistema de excitação e do regulador de velocidade foram adotados valores típicos da literatura. Para ter resultados específicos para esse caso, seria necessário ter informações mais precisas para a modelagem desses componentes.

Dessa forma, foi possível consolidar um modelo computacional que representou um sistema de GD com um grupo motor-gerador convertido a biogás e avaliar seu comportamento diante de diferentes situações que este poderia estar sujeito em realidade. Além do mais, através das variantes nos componentes da modelagem, agregou-se um melhor entendimento sobre a relevância que os mesmos têm sob a dinâmica do sistema de geração. Assim, obteve-se um modelo que poderá servir de subsídio para posteriores estudos técnicos que envolvam desde a avaliação de características operativas de grupos motores-geradores movidos a biogás, até a avaliação de impactos de um sistema de GD deste gênero conectado ao sistema de distribuição de energia elétrica.

5.1 Sugestões para Trabalhos Futuros

Como sugestão de trabalhos futuros, propõe-se a validação experimental do sistema modelado, visto que não foi possível comprovar o comportamento do modelo, por falta de condições para tal. Além disso, seria interessante realizar um estudo minucioso dos parâmetros tanto do regulador de tensão, quanto do regulador de velocidade, uma vez que para o presente trabalho foram adotados valores típicos da literatura. Dessa forma, se obteria um modelo mais preciso para o caso de interesse.

Embora o modelo desenvolvido retrate o sistema de geração distribuída do projeto de Entre Rios do Oeste, o procedimento adotado pode ser sistematizado e utilizado como base para outros sistemas de GD que envolvam o uso de MCIs movidos a biogás, servindo assim como um meio propício para o estudo, análise, controle e otimização de sistemas de geração distribuída.

Referências Bibliográficas

- Agnoletto, E. J. (2015). *Análise dos Tempos Máximos de Chaveamento dos Modos e Operação de um Grupo Gerador Diesel Após Ilhamento*, Dissertação de mestrado, Escola de Engenharia de São Carlos (USP), São Carlos.
- Aguirre, L. A. (2007). *Introdução à Identificação de Sistemas: Técnicas Lineares e Não Lineares Aplicadas a Sistemas Reais*, 1 ed., Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG), Belo Horizonte.
- Almeida, F. et al. (2012). Eficientização Energética da Fazenda experimental PUC Minas – Biodigestor de Baixo custo, *4º Encontro de Energia no Meio Rural*, São Paulo, pp. 1-6.
- Alves, R. T. et al. (2010). Geração de Energia Elétrica com Biogás: Um Caso Prático na Suinocultura, *1º SAEP – Semana Acadêmica da Engenharia de Produção – FAHOR*, Horizontina, pp. 1-11.
- Andreoli, A. G. (2012). *Análise e Simulação de Mapas de Injeção Eletrônica de Combustível para Motores de Ignição a Centelha*, Dissertação de mestrado, Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS), Porto Alegre.
- Aneel. (2016). Agência Nacional de Energia Elétrica, Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no Sistema Elétrico Nacional – PRODIST, Módulo 1 – Introdução.
- Araujo, A. V., Feroldi, M. e Urio, M. B. (2014). Uso de biogás em máquinas térmicas, *Journal of Agronomic Sciences*, Umuarama, Paraná, Brasil, v.3, n. especial, pp. 274-290.
- Barros, J. E. M. (2013). *Estudo de Motores de Combustão Interna Aplicando Análise Orientada a Objetos*, Tese de doutorado, Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG), Belo Horizonte.
- Barsali, S. et al. (2002). Control Techniques of Dispersed Generators to Improve the Continuity of Electricity Supply, *Proceedings of the IEEE Power Engineering Society Transmission and Distribution Conference*, Nova Iorque, Estados Unidos, pp. 789-794.
- Benhamed, S. et al. (2004). Dynamic Modeling of Diesel Generator Based on Electrical and Mechanical Aspects, *IEEE Electrical Power and Energy Conference (EPEC)*, Ottawa, Canadá, pp. 1-6.
- Bona, F. S. (2004). As Microturbinas e a Geração Distribuída, *5º Encontro de Energia no Meio Rural e Geração Distribuída - AGRENER GD UNICAMP*, Campinas, pp. 1-10.
- Bosch. (2002). *Electronic Automotive Handbook* [s.l.: s.n.].
- Calsan, M. (2011). *Análise de Desempenho Dinâmico de Sistemas de Excitação para Geradores Síncronos em Plantas de Geração Distribuída*, Dissertação de mestrado, Universidade Estadual de Campinas (UNICAMP), Campinas.
- Camerini, M. S. N. (2018). Dr. Automóvel: O volante do motor. Acesso em: dezembro/18. Disponível em: [https://www.jcnet.com.br/editorias_noticias.php?Codigo=151621 & ano = 2009](https://www.jcnet.com.br/editorias_noticias.php?Codigo=151621&ano=2009).

- Campos, B. A. P. et al. (2017). Modelagem de Motores de Combustão Interna a Biogás em Sistemas de Geração Distribuída, 2º Congresso Brasileiro de Geração Distribuída (CBGD), Fortaleza, pp. 1-2.
- Campos, B. A. P. et al. (2018a). Biogas Fueled Internal Combustion Engine Mean Value Model For Distributed Generation, VII Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos (SBSE), Niterói, pp. 1-6.
- Campos, B. A. P. et al. (2018b). Desenvolvimento de Modelo de um Sistema de Geração Distribuída com Motores de Combustão Interna Movidos a Biogás, 3º Congresso Brasileiro de Geração Distribuída (CBGD), Fortaleza, pp. 1-6.
- Canal BioEnergia. (2017). Biogás para geração de energia elétrica cresce 30% em um ano. Acesso em: novembro/17.
Disponível em: <http://www.canalbioenergia.com.br/biogas-para-geracao-de-energia-elétrica-cresce-30-em-um-ano/>.
- Caterpillar. (2017). Grupos Geradores a gás. Catálogos. Acesso em: dezembro/17.
Disponível em: https://www.cat.com/pt_BR/products/new/power-systems/electricpower-generation/gas-generator-sets.html.
- Cigré Brasil. (2011). Guia para especificação de sistemas de excitação de máquinas síncronas, Força Tarefa c2.11, [S.l.].
- Cook, J. A., Powell, B. K. (1988). Modeling of an Internal Combustion Engine for Control Analysis, *IEEE Control Systems Magazine*, vol. 8, n. 4. pp. 20-26.
- Crossley, P. R., Cook, K. J. A. (1991). A Nonlinear Engine Model for Drivetrain System Development, *IET. IEEE Internacional Conference 'Control 91'*, Edinburgh, Inglaterra, vol. 2, pp. 921-925.
- Dal Bem, A. J. (2008). *Análise de Desempenho de um Motor Ciclo Otto Alimentado com Álcool de 75 INPM*, Tese de doutorado, Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, São Carlos.
- Embarcados. (2016). Acesso em: Maio/19.
Disponível em: <http://www.embarcados.com.br/motores-de-combustao-interna-ciclo-otto>.
- Fadaeinedjad, R., Moschopoulos, G. e Mohammadian, M. (2008). Flicker Contribution of a Wind Turbine in a Stand-Alone Wind Diesel System, *Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering*, Niagara Falls, Canadá, pp. 233-238.
- Figueiredo, F. et al. (2013). Análise do Desempenho de um Grupo Gerador de 50 kVA com motor MWM Adaptado a Ciclo Otto Alimentado com Gás Natural, *Seminário Ciências Exatas e Tecnológicas*, Londrina, v. 34, n. 2, pp. 145-154.
- Figueiredo, F. L. (2012). *Avaliação de uma Unidade Autônoma de Produção de Energia Elétrica Composta por um Sistema de Gaseificação Concorrente e Grupo Gerador com Capacidade de 50kVA*, Dissertação de mestrado, Universidade Estadual de Londrina (UEL), Londrina.
- GasNet. (2017). Motores a gás natural já são realidade no Brasil. Acesso em maio/2017.
Disponível em: <http://www.gasnet.com.br/conteudo/7833>.

- Ge-Energy. (2018). Jenbacher biogas engine. Catálogos. Acesso em: dezembro/18.
Disponível em: www.ge-energy.com.
- Grainger, J. J., Stevenson, Jr. W. D. (1994). *Power System Analysis*, McGraw-Hill, Nova Iorque, Estados Unidos.
- Gonçalves, J. A. (2016). *Modelo para Análise de Estabilidade de Sistemas de Excitação sem Escovas em Geradores Síncronos*, Dissertação de mestrado, Instituto Superior Técnico de Lisboa (IST), Lisboa, Portugal.
- Guzzella, L., Onder, C. H. (2004). *Introduction to Modeling and Control of Internal Combustion Engine Systems*, Springer, Berlin, Alemanha.
- Hendricks, E. (1997). *Engine Modelling for Control Applications: A Critical Survey*, Technical University of Denmark (DTU), Institute for Automation (IAU), Lyngby, Dinamarca.
- Hendricks, E., Soreson, S. C. (1990). Mean Value SI Engine Model for Control Studies, *American Control Conference*, San Diego, California, Estados Unidos, pp. 1882-1887.
- Heywood, J. B. (1988). *Internal Combustion Engine Fundamentals*, 1 ed. McGraw-Hill, Nova Iorque, Estados Unidos.
- IEEE. (2006). *Standard 421-5-2005 – IEEE Recommended Practice for Excitation System Models for Power System Stability Studies*, IEEE Power Engineering Society, Nova Iorque, Estados Unidos.
- Jerkovic, V., Spoljaric, Z. e Sljivac, D. (2011). Stability Testing of a Small Biogas Plant in an Electric Power System, *International Journal of Electrical and Computer Engineering Systems (IJECEs)*, vol. 2, n. 2, Croácia, pp. 49-54.
- Klaus, V. M. (1988). *Engines for Biogas: theory, modification, econom. Operation*, GTZ, Alemanha.
- Kundur, P. (1994). *Power System Stability and Control*, 1 ed. McGraw-Hill, Estados Unidos.
- Leão Energia. (2017). Manual Grupo motor-gerador 330kVA. Acesso em: novembro/17.
Disponível em: <http://www.leaoenergia.com.br/wp-content/uploads/2017/09/LGB330-Biog%C3%A1s.pdf>.
- Lemos, M. V. D. (2013). *Uso Eficiente de Biogás de Esgoto em Motores Geradores*, Trabalho de conclusão de curso, Escola Politécnica da Universidade Federal do Rio de Janeiro (UFRJ), Rio de Janeiro.
- Machado, D. O., Wander, P. R. (2015). Análise de Desempenho de um Motor Ciclo Otto com Biogás, *Revista Liberato*, v. 16, n. 26, Novo Hamburgo, pp. 166-175.
- Marques, V. E. L. (2011). *Ajuste de Parâmetros para modelos típicos de sistemas de excitação, recorrendo à resposta em frequência do modelo*, Dissertação de mestrado, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), Portugal.
- Mathworks. (2017). Modelagem Gerador Síncrono. Acesso em: novembro/17.
Disponível em: https://www.mathworks.com/help/physmod/sps/powersys/ref/synchronousmachine.html?searchHighlight=Synchronous%20Machine&s_tid=doc_srchttitle.
- Montemezzo, J. F. (2016). *Influência dos Parâmetros e Modelos de Linhas de Transmissão na Solução do Fluxo de Carga de Sistemas de Distribuição de Energia Elétrica*, Dissertação de mestrado, Universidade Estadual do Oeste do Paraná (UNIOESTE), Foz do Iguaçu.

- Nascimento, K. V. (2013). *Metodologia de Análise de Variações de Tensão Causadas pela Proteção Anti-Ilhamento de Geradores Síncronos Distribuídos*, Dissertação de mestrado, Programa de Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia de São Carlos, São Carlos.
- Neplan AG. (2015). *Turbine-Governor Models - Standard Dynamic Turbine-Governor Systems in NEPLAN Power System Analysis Tool*, Neplan AG, Suíça.
- Nogueira, V. F. G. (2011). *Geração Distribuída Usando Geradores Síncronos Trifásicos*, Dissertação de mestrado, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.
- Oliveira, F. B., Vandresen, M. e Pereira, M. (2010). Desenvolvimento de Kit para Conversão de Motores Diesel Estacionários de Geradores para Operar com Mistura Diesel-Gás Natural, *Caderno de Publicações Acadêmicas*, v.2, pp. 62-70.
- Piardi, A. B. (2017). *Proposta de uma Estrutura Híbrida de Controle para Sistemas de Excitação de Geradores Síncronos Distribuídos*, Tese de doutorado, Programa de Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia de São Carlos, São Carlos.
- Pinheiro, H. (2018). Apostila de geradores CA - Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia. Acesso em abril/18.
Disponível em: <https://docente.ifrn.edu.br/heliopinheiro/Disciplinas/maquinas-acionamentos-eletricos/apostila-de-maquinas-de-cc-1/view>
- Puttgen, H. B., Macgregor, P. R. e Lamber, F. C. (2003). Distributed Generation: Semantic Hype or the Dawn of a New Era?, *IEEE Power & Energy Magazine*, vol. 99, pp. 22-29.
- Ramalho, C. E. (2016). *Sistema de Sincronização de Geradores Síncronos Distribuídos Utilizando Unidades de Medição Fasorial*, Trabalho de conclusão de curso, Escola de Engenharia de São Carlos, São Carlos.
- Saeedi, M. (2010). *Engine Model in MapleSim*, Dissertação de mestrado, Universidade de Waterloo, Canada.
- Santos, E. L. B., Junior, G. N. (2013). Produção de Biogás a Partir de Dejetos de Origem Animal, *Tekhne e Logos*, v.4, n.2, Botucatu, pp. 1-11.
- Silva, A. M. B. (2016). *Análise do Desempenho de Geradores Síncronos Distribuídos com Reguladores Dotados de Modos de Operação Comutáveis*, Tese de doutorado, Faculdade de Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.
- Soares, C. C. A. (2016). *Análise de Sistemas de Excitação de uma Máquina Síncrona*, Trabalho de conclusão de curso, Universidade de Brasília (UNB), Brasília.
- Souza, J. (2004). *Desempenho de um motor de combustão interna ciclo Otto operando com biogás e gás natural*, Dissertação de mestrado, Universidade Estadual do Oeste do Paraná (UNIOESTE), Cascavel.
- Souza, J., Souza, S. N. M. e Machado, P. R. M. (2004). Desempenho de um Motor Ciclo Otto Utilizando Biogás como Combustível, *5. Enc. Energ. Meio Rural*, Campinas, pp. 1-6.
- Souza, S. N. M. (2016). *Manual de Geração de Energia Elétrica a partir do Biogás no Meio Rural*, Universidade Estadual do Oeste do Paraná (UNIOESTE), Cascavel.
- Suzuki, A. B. P. et al. (2011). Uso do Biogás em Motores de Combustão Interna. *Revista Brasileira de Tecnologia Aplicada nas Ciências Agrárias*, Guarapuava, v.4, n.1, pp. 221-237.
- Tilmann, C. A. C. (2013). *Apostila Motores de Combustão Interna e seus Sistemas*, Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia, Pelotas.

- Tomasi, R. (2015). *Controle de motor a combustão interna para uso em powertrain de veículo híbrido elétrico*, Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC), Florianópolis.
- Woodward. (2012). *PSG Governor with Cast Iron Case Installation and Operation Manual*, Product manual 37017 (Revision A) – Original Instructions, Colorado, Estados Unidos.
- Yeager, K. E., Willis, J. R. (1993). Modeling of Emergency Diesel Generators in an 800 Megawatt Nuclear Power Plant, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 8, n. 3, pp. 433-441.
- Yee, S. K., Milanovic, J. V. e Hughes, M. (2008). Overview and Comparative Analysis of Gas Turbine Models for System Stability Studies, *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 23, n. 1, pp. 108-118.

Apêndice A

No presente apêndice, estão concentrados todos os modelos adotados no trabalho e parâmetros gerais do sistema de geração, contemplando desde os parâmetros base do sistema, os dados da linha de conexão até a subestação, os valores relativos aos transformadores empregados na conexão do sistema de geração, dados do regulador de velocidade com *droop*, os sistemas de excitação até as equações que descrevem o modelo final do MCI, cujos coeficientes foram modificados para representar corretamente a mudança para o combustível biogás.

- **Parâmetros Base do Sistema**

Parâmetros Base do sistema			
Descrição	Símbolo	Valor	Unidade
Potência trifásica	Sb	325	kVA
Tensão de linha	Vlb	380	V
Frequência	fb	60	Hz
Velocidade angular elétrica do gerador	Wb	377	rad/s
Velocidade mecânica do gerador	Wb_mci	188.5	rad/s
Torque mecânico do gerador	Tb_mci	1724.2	N/m

- **Rede Elétrica**

Parâmetros da Linha			
Descrição	Símbolo	Valor	Unidade
Tensão de Linha	Vl	34.5	kV
Comprimento da linha	L	7.5	km
Resistência da linha	Rl	5.4	Ω
Indutância da linha	Hl	6.9	mH

Parâmetros dos transformadores				
Trafo	Descrição	Símbolo	Valor	Unidade

Trafo 1	Relação transformação	A1	380/380	V/V
	Potência nominal	S1	500	kVA
	Resistência	R1	0.0027	p.u.
	Reatância de dispersão	X1	0.08	p.u.
Trafo 2	Relação transformação	A2	380/34.5	V/kV
	Potência nominal	S2	750	kVA
	Resistência	R2	0	p.u.
	Reatância de dispersão	X2	0.0285	p.u.

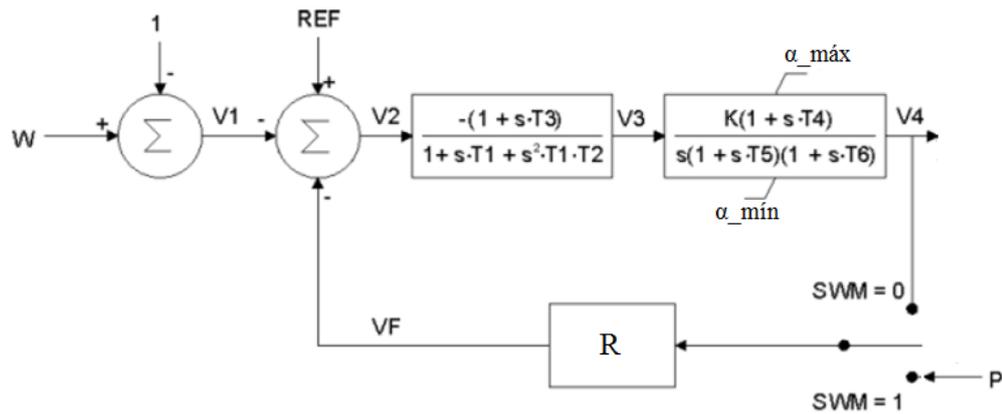
Parâmetros da Subestação de Energia Elétrica			
Descrição	Símbolo	Valor	Unidade
Frequência	fn	60	Hz
Potência de curto-circuito	Ssc	7.5	MVA
Tensão Nominal	Vn	34.5	kV
Razão X/R	X/R	5	-

- **Parâmetros do Gerador Síncrono**

Parâmetros do Gerador Síncrono			
Descrição	Símbolo	Valor	Unidade
Potência Nominal	Pn	325	kVA
Tensão de linha	Vn	380	Vrms
Frequência	fn	60	Hz
Reatâncias	Xd	5.309	p.u.
	Xd'	0.203	p.u.
	Xd''	0.15	p.u.
	Xq	1.468	p.u.
	Xq''	0.12	p.u.
	Xl	0.1	p.u.
Constantes de tempo	Td'	0.0732	s
	Td''	0.0019	s

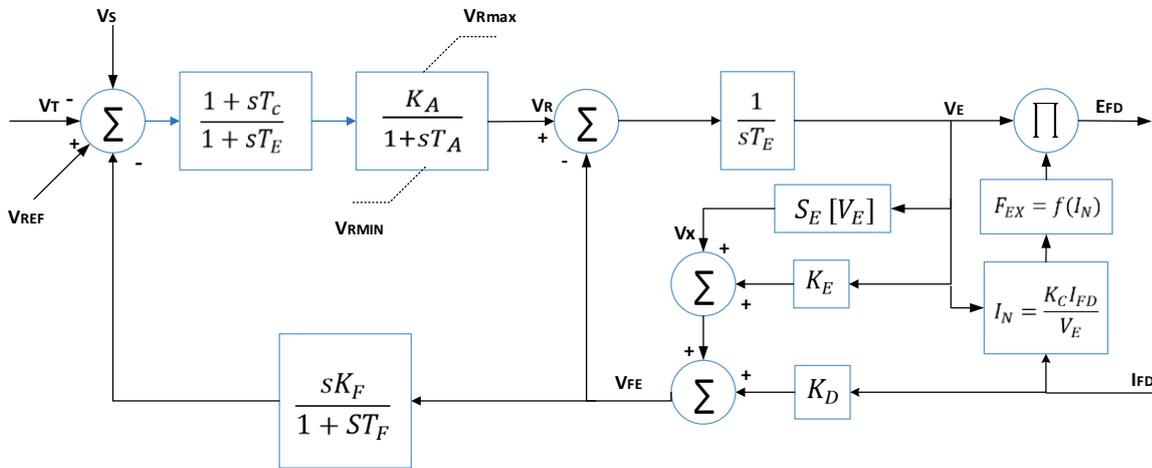
	Tq''	0.0017	s
Resistência do estator	R_s	0.027166	p.u.
Constante de Inércia	H	4	s
Nº de pares de polos	p	2	-

- Regulador de velocidade



Parâmetros do Regulador de Velocidade			
Descrição	Símbolo	Valor	Unidade
Constante de <i>droop</i>	R	0.07	p.u.
Ganho	K	40	p.u.
Constantes de tempo	T1	0.01	s
	T2	0.02	s
	T3	0.2	s
	T4	0.25	s
	T5	0.009	s
	T6	0.0384	s
Valor mínimo de α	α_{\min}	24	°
Valor máximo de α	α_{\max}	90	°
Chave de controle (se 1 realimenta a malha com a potência ativa, se 0 realimenta a malha com α)	SWM	1	-
		0	-

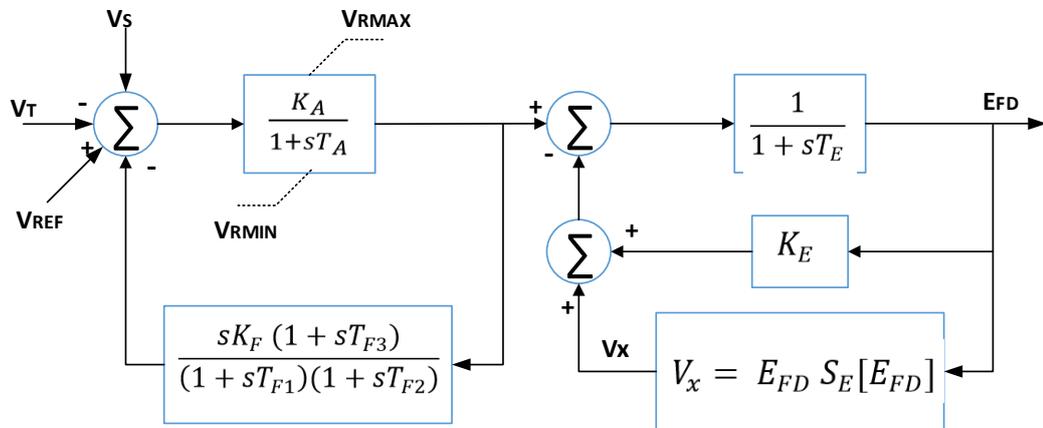
• Sistema de Excitação AC1A



Parâmetros do Sistemas de Excitação AC1A

Tipo	Descrição da variável	Símbolo	Valor	Unidade
AC1A	Ganho de regulação de tensão	K_A	1800	-
	Ganho da excitatriz	K_E	1	-
	Ganho do filtro de amortecimento	K_F	0.03	-
	Constante de tempo do sistema de primeira ordem que representa o regulador principal	T_A	0.02	s
	Constante de tempo da excitatriz	T_E	0.02	s
	Ganho transiente de atraso	T_C	0	s
	Constante de tempo do filtro de amortecimento	T_F	1	s
	Fator de desmagnetização	K_D	0.38	p.u.
	Fator de carga	K_C	0.20	p.u.
	Limite de saída máximo do regulador de tensão	$V_{RMÍN}$	-15	p.u.
	Limite de saída mínimo do regulador de tensão	$V_{RMÁX}$	15	p.u.
	Valores das funções de saturação da excitatriz	$S_{E_{FD1}}$	0.86	p.u.
		$S_{E_{FD2}}$	0.5	p.u.

• Sistema de Excitação AC5A



Parâmetros do Sistema de Excitação AC5A				
Tipo	Descrição da variável	Símbolo	Valor	Unidade
AC5A	Ganho de regulação de tensão	K_A	1800	-
	Ganho de excitatriz	K_E	1	-
	Ganho do filtro de amortecimento	K_F	0.03	-
	Constante de tempo do sistema de primeira ordem que representa o regulador principal	T_A	0.02	s
	Constante de tempo da excitatriz	T_E	0.02	s
	Constantes de tempo do filtro de amortecimento	T_{F1}	1	s
		T_{F2}	0	s
		T_{F3}	0	s
	Valores das funções de saturação da excitatriz	$S_{E_{FD1}}$	0.86	p.u.
		$S_{E_{FD2}}$	0.5	p.u.
Limite de saída máximo do regulador de tensão	$V_{RMÍN}$	-15	p.u.	
Limite de saída mínimo do regulador de tensão	$V_{RMÁX}$	15	p.u.	

- **Modelo do MCI a Biogás**

$$\dot{m}_{at} = g(p_i)f(\alpha)$$

$$f(\alpha) = 17.63125 - 0.3269375\alpha + 0.6436875 \alpha^2 - 0.0039375\alpha^3$$

$$g(p_i) = \begin{cases} 1, & \text{se } p_i \leq \frac{p_a}{2} \\ \frac{2}{p_a} \sqrt{p_a p_i - p_i^2} & \text{se } p_i > \frac{p_a}{2} \end{cases}$$

$$\dot{p}_i = \frac{RT_i}{V_i} (\dot{m}_{at} - \dot{m}_{ap})$$

$$p_a = 1 \text{ atm}$$

$$\frac{RT_i}{V_i} = 0.0661$$

$$\dot{m}_{ap} = -2.25 + 2.24475Np_i - 0.8425Np_i^2 + 0.01N^2p_i$$

$$m_{ap}(t) = \frac{\pi}{N} \dot{m}_{ap}$$

$$\begin{aligned} T_m = & -4532.5 + 394.5344m_{ap} + 547.5A/F - 21.25 A/F^2 + 6.5\theta \\ & - 0.07\theta^2 + 2.7N - 0.0428N^2 + 0.048N\theta + 2.652\theta m_{ap} \\ & - 0.052 m_{ap}\theta^2 \end{aligned}$$

onde o torque gerado (T_m) é dado em N.m, a rotação (N) em rad/s e o ângulo de centelha (θ) em graus.

Anexo 1 – Folha de dados do fabricante referente ao gerador síncrono

		FOLHA DE DADOS Alternadores Síncronos								Número: UNIEOSTE																					
										Data: 27-MAR-2018																					
Cliente:		bruna																													
Modelo:		AG10-250MI10AI																													
Classe de isolamento		180°C (H)		Sistema de excitação				Brushless com bobina auxiliar																							
Grau de proteção		IP23		Passo do enrolamento do estator				2/3																							
Terminais		12		Camadas do enrolamento do estator				2																							
Fluxo de ar (m³/s)		1.70		Número de polos				4																							
Carcaça (IEC)		250		Tipo de polo				Saliente																							
Refrigeração		IC01		Regulador de tensão																											
Altitude (m) a.n.m.		≤ 1000		Precisão (estabilidade)				± 0.5%																							
Rotação nominal (rpm) - 50Hz		1500		Corrente nominal				5A																							
Rotação nominal (rpm) - 60Hz		1800		Entrada analógica				sim																							
Sobrevelocidade (rpm)		2250		Entrada digital				não																							
Fator potência		0.8 a 1		Corrente de pico				7A																							
Resistência do estator da excitatriz a 20°C (Ohm)		12.17		Droop / TC				sim																							
Resistência do estator principal a 20°C (Ohm)		0.01207		Resposta dinâmica (ms)				8 a 500																							
Resistência do rotor a 20°C (Ohm)		1.92		U/F				sim																							
Distorção harmônica total (sem carga) (%)		≤ 3%		Ajuste interno de tensão				± 15%																							
Mancal traseiro		6314 2RS		Ajuste externo de tensão				± 10%																							
Mancal dianteiro (B3T ou B35T)		6316 2RS		Tempo de resposta transiente para ΔU=20%				500 ms																							
		Mancal único				Mancal duplo																									
Massa do alternador (kg)		843				B35T		883		B3T		863																			
Inércia WR² (kgm²)		3.2				3.0																									
		50Hz				60Hz																									
		Trifásico		Monofásico		Trifásico		Monofásico		Trifásico		Monofásico																			
Ligação Y		380		400		380		440		480																					
Ligação YY		190		200		190		220		240																					
Ligação Δ		220		230		220		254		277																					
Ligação ΔΔ		110		115		110		127		138																					
Ligação zig-zag paralelo ou triângulo duplo				190-200								220-240																			
Potências (kVA)		ΔT=80°C (Ta=40°C)		260		260		150		260		302		324		174															
		ΔT=105°C (Ta=40°C)		298		298		172		298		346		371		200															
		ΔT=125°C (Ta=40°C)		325		325		188		325		377		405		218															
		ΔT=150°C (Ta=40°C)		350		340		202		364		412		460		238															
		ΔT=163°C (Ta=27°C)		360		350		208		380		450		470		260															
Dados Elétricos (FP=0.8 - Δi=12.5°C - Ta=40°C)		Xd (%) - Reatância síncrona de eixo direto		447.7		354.8		596.9		530.9		435.1		382.3		580.1															
		X'd (%) - Reatância transitória de eixo direto		17.1		13.5		22.8		20.3		16.6		14.6		22.1															
		X''d (%) - Reatância subtrans. de eixo direto		12.6		10.0		16.8		15.0		12.2		10.7		16.3															
		Xq (%) - Reatância síncrona de eixo em quad.		123.8		98.1		165.1		146.8		120.3		105.7		160.4															
		X''q (%) - Reatância subtrans. de eixo em quad.		10.1		8.0		13.5		12.0		9.8		8.5		13.0															
		X2 (%) - Reatância de seq. neg. de eixo em quad.		16.2		12.8		21.6		19.2		15.7		13.8		20.9															
		X0 (%) - Reatância de sequência zero		2.1		1.7		2.8		2.5		2.0		1.8		2.7															
		T'd (ms) - Cte. trans. de eixo dir. em curto-circ.		61.7		48.9		82.3		73.2		60.0		52.7		80.0															
		T''d (ms) - Cte. sub. de eixo dir. em curto-circ.		1.6		1.3		2.2		1.9		1.6		1.4		2.1															
		T'do (ms) - Cte. trans. de circ. aberto		1231		976		1642		1460		1197		1051		1595															
		T''do (ms) - Cte. subtrans. de circ. aberto		2.2		1.8		3.0		2.6		2.2		1.9		2.9															
		Ta (ms) - Cte. de curto circ. da armadura		10		8		14		12		10		9		13															
		uc (V) - Tensão de excitação nominal		63.8		62.7		63.8		50.9		54.9		57.8		54.9															
		ic (A) - Corrente de excitação nominal		3.8		3.8		3.8		3.1		3.3		3.5		3.3															
		ic (A) - Corrente de excitação em vazio		0.8		0.9		1.0		0.6		0.8		0.9		1.0															
		Icc (A) - Corrente de manutenção de curto-circuito		1213		1213		1617		1464		1464		1464		1952															
		Relação de curto-circuito (Kcc)		0.40		0.32		0.54		0.48		0.39		0.35		0.52															
Rendimento (%)		Fator potência		0.8		1.0		0.8		1.0		0.8		1.0		0.8		1.0													
		25% de carga		92.6		94.2		92.7		94.3		85.2		86.6		93.1		94.6		93.1		94.6		92.8		94.4		86.7		87.0	
		50% de carga		93.7		95.2		93.8		96.4		86.2		87.6		94.2		95.6		94.4		96.7		94.2		95.6		86.8		88.0	
		75% de carga		93.3		96.0		93.6		96.2		86.8		87.4		93.8		96.2		94.1		96.6		94.1		95.6		86.6		87.9	
		100% de carga		92.6		94.5		92.9		94.7		86.2		86.9		93.0		94.7		93.4		96.1		93.6		95.2		86.0		87.6	
		125% de carga		91.7		93.8		92.1		94.2		83.4		85.6		92.1		94.1		92.6		94.6		93.0		94.8		86.2		87.0	
Conforme normas: IEC 60034 - NBR 5117 - NEMA MG1 - VDE530 - ISO8528 - CSA.																															
Os valores informados são típicos e sujeitos a alteração sem aviso prévio.																															
Valores de reatâncias saturadas.																															
												REV. MAR/18																			