

UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO
CENTRO TECNOLÓGICO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

CESAR SPINASSÉ PELUCHI

**MODELAGEM DO SISTEMA ELÉTRICO ISOLADO DE UMA
PLATAFORMA DE PETRÓLEO PARA ANÁLISE DO
COMPORTAMENTO DINÂMICO**

VITÓRIA

2019

CESAR SPINASSÉ PELUCHI

**MODELAGEM DO SISTEMA ELÉTRICO ISOLADO DE UMA
PLATAFORMA DE PETRÓLEO PARA ANÁLISE DO
COMPORTAMENTO DINÂMICO**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica – PPGEE, do Centro Tecnológico da Universidade Federal do Espírito Santo - UFES, como requisito parcial para obtenção do Grau de Mestre em Engenharia Elétrica.

Orientadora: Profa. Dra. Jussara Farias Fardin

Coorientador: Prof. Dr. Lucas Frizera Encarnaçãõ

VITÓRIA

2019

Dados Internacionais de Catalogação-na-publicação (CIP)

(Biblioteca Setorial Tecnológica,

Universidade Federal do Espírito Santo, ES, Brasil)

Peluchi, Cesar, 1987-

C281d Modelagem Do Sistema Elétrico Isolado De Uma Plataforma
De Petróleo Para Análise Do Comportamento Dinâmico / Cesar
Spinassé Peluchi. – 2019.

88 f. : il.

Orientadora: Jussara Farias Fardin.

Coorientador: Lucas Frizera Encarnação.

Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) –
Universidade Federal do Espírito Santo, Centro Tecnológico.

1. Geração isolada de energia elétrica. 2. XXX. 3. XXX. 4.
Maquinas elétricas síncronas. 5. XXX. I. Fardin, Jussara Farias.
II. Encarnação, Lucas Frizera. III. Universidade Federal do
Espírito Santo. Centro Tecnológico. IV. Título.

CDU: 621.3

CESAR SPINASSÉ PELUCHI

**MODELAGEM DO SISTEMA ELÉTRICO ISOLADO DE UMA
PLATAFORMA DE PETRÓLEO PARA ANÁLISE DO
COMPORTAMENTO DINÂMICO**

Dissertação submetida ao programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica do Centro Tecnológico da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Elétrica.

Aprovada em 23 de setembro de 2019.

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Jussara Farias Fardin - Orientadora

Universidade Federal do Espírito Santo - UFES

Prof. Dr. Lucas Frizera Encarnação - Coorientador

Universidade Federal do Espírito Santo - UFES

Prof. Dr. Walbermark Marques dos Santos

Universidade Federal do Espírito Santo - UFES

Prof. Dr. Marcelo Brunoro

Instituto Federal do Espírito Santo - IFES

“A receita para a ignorância é: satisfazer-se com suas opiniões e contentar-se com o seu conhecimento”

(Elbert Hubbard)

À Deus e à minha família

Agradecimentos

Primeiramente agradeço a Deus por me iluminar e dar força durante essa jornada.

Agradeço também aos meus orientadores Jussara Farias Fardin e Lucas Frizera Encarnação pela amizade, atenção, apoio e confiança durante todas as fases de desenvolvimento desse projeto.

À minha família pelo amor incondicional e compreensão. Peço desculpas pelas ausências. Elas foram necessárias.

A todos os meus amigos, em especial ao Marco Antônio de Angelo e Edson Carlos da Silva Ghiotto, pelo incentivo dado para eu iniciar esse trabalho.

Resumo

A estabilidade transitória frente a grandes perturbações eletromagnéticas ou eletromecânicas é fundamental para a operação segura de um sistema elétrico. Por se tratar de um sistema elétrico isolado, as plataformas de petróleo, também chamadas de unidade estacionárias de produção (UEP), tendem a possuir oscilações de tensão e frequência maiores quando comparado a um sistema elétrico interligado. Sendo assim, para se ter previsibilidade nas manobras do sistema, principalmente quando o sistema de geração não se encontra em sua capacidade plena, por exemplo durante uma manutenção preventiva ou corretiva das turbinas e geradores, e evitar, portanto, o colapso da geração, é imprescindível que o sistema elétrico esteja adequadamente modelado. Portanto, os principais componentes do sistema elétricos da UEP, sendo eles os geradores, as turbinas a gás, o sistema de excitação, o regulador de velocidade e os motores de indução, são detalhadamente modelados a fim de se obter uma plataforma de simulação que represente bem esse sistema. A simulação foi desenvolvida no *software* PTW (*Power*Tools for Windows*) utilizando o Módulo de Estabilidade, ISIM®.

A validação do modelo é obtida comparando-se os resultados com oscilografias de casos reais de partida de grandes motores, de perda de parte da geração e de atuação de descarte de carga. Os resultados encontrados via simulação foram muito aderentes àqueles obtidos em campo.

Abstract

Transient stability facing great electromagnetic or electromechanic disturbances is fundamental to safe operating a power system. As it is an isolated power system, the oil rigs, also referred as stationary production units, tend to display higher voltage and frequency oscillations when compared to an interconnected power system. Thus, in order to predictability in system maneuvers, specially when the generator system is not in its full capacity, for instance during a preventive or corrective maintenance of turbines and generators, and avoiding, therefore, generation collapse, it is imperative that the power system be adequately modeled. For this reason, the main components of stationary production units power systems, as for generators, gas turbines, excitation system, speed regulator and induction motors, are carefully modeled in order to obtain a simulation platform that represents this system accurately. The simulation was developed in PTW software (Power*Tools for Windows) by using the stability model, ISIM®.

Model validation is obtained by comparing its results to oscilographies in real cases of great engines starters, partial generation and performance loss in charge disposal. The results by means of simulation were greatly adherent to those obtained in the field.

SUMÁRIO

SUMÁRIO.....	x
LISTA DE FIGURAS.....	xii
LISTA DE TABELAS	xv
CAPÍTULO 1: INTRODUÇÃO.....	16
1.1 OBJETIVOS DO TRABALHO.....	19
1.1.1 OBJETIVO PRINCIPAL.....	19
1.1.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS	19
1.2 METODOLOGIA.....	20
1.3 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO	20
CAPÍTULO 2: CONFIGURAÇÃO DO SISTEMA ELÉTRICO	22
2.1 SISTEMA DE GERAÇÃO.....	23
2.1.1 GERADOR	23
2.1.1.1 MODELAGEM DO GERADOR SÍNCRONO	26
2.1.2 SISTEMA DE EXCITAÇÃO	48
2.1.2.1 EXCITATRIZ	48
2.1.2.2 REGULADOR AUTOMÁTICO DE TENSÃO	52
2.1.3 TURBINA A GÁS.....	53
2.1.4 REGULADOR DE VELOCIDADE.....	58
2.2 CARGAS ELÉTRICAS	62
CAPÍTULO 3: MODELAGEM DO SISTEMA ELÉTRICO NO PTW	73
3.1 GERADOR	73
3.2 SISTEMA DE EXCITAÇÃO	76

3.3 TURBINA A GÁS E REGULADOR DE VELOCIDADE.....	79
3.4 MOTORES ELÉTRICOS DE MÉDIA TENSÃO E SUAS CARGAS.....	84
CAPÍTULO 4: RESULTADOS E VALIDAÇÃO DO MODELO	94
4.1 CASO 1: PARTIDA DA BOMBA DE INJEÇÃO	94
4.2 CASO 2: PARTIDA DO COMPRESSOR LP	96
4.3 CASO 3: PARTIDA DO COMPRESSOR HP.....	98
4.4 CASO 4: DESLIGAMENTO DE UM GERADOR	101
4.5 CASO 5: DESLIGAMENTO DE UMA BOMBA DE INJEÇÃO.....	102
4.6 CASO 6: PARTIDA DO COMPRESSOR HP COM DOIS GERADORES.....	103
4.7 CASO 7: DESLIGAMENTO DE UM GERADOR COM POSTERIOR DESCARTE DE CARGA.....	Erro! Indicador não definido.
CAPÍTULO 5: CONCLUSÕES.....	106
5.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	107
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	108
APÊNDICE A: PARÂMETROS UTILIZADOS NO PTW	113
APÊNDICE B: PRODUÇÃO CIENTÍFICA.....	116

LISTA DE FIGURAS

Figura 1: Sistema Elétrico Simplificado da Plataforma.....	22
Figura 2: Diagrama do Gerador Síncrono Trifásico.....	23
Figura 3: Enrolamento Amortecedor	25
Figura 4: Componentes da Corrente de Armadura	25
Figura 5: Enrolamentos do Gerador Síncrono e seus Eixos	26
Figura 6: Três conjuntos de enrolamentos fictícios que representam o gerador síncrono.....	32
Figura 7: Circuitos dos eixos d e q acoplados no regime transitório. (a) Para determinação das indutâncias transitórias; (b) Para determinação das constantes de tempo do enrolamento de campo.	36
Figura 8: Circuitos dos eixos d e q acoplados no regime subtransitório. (a) Para determinação das indutâncias ubtransitória; (b) Para determinação das constantes de tempo do enrolamento amortecedor.....	39
Figura 9: Sistema de Excitação CC.....	49
Figura 10: Sistema de Excitação CA com Retificador Não-Controlado Estacionário	50
Figura 11: Sistema de Excitação CA com Retificador Controlado Estacionário	51
Figura 12: Sistema de Excitação CA com Retificador Rotativo	51
Figura 13: Sistema Excitação Estático	52
Figura 14: Ciclo Brayton.....	53
Figura 15: Turbina a Gás	54
Figura 16: Relação Pressão/Velocidade Durante Compressão	55
Figura 17: Diagrama de Controle da Turbina a Gás.....	57
Figura 18: Característica Isócrona	59
Figura 19: Esquemático do Regulador Isócrono	60
Figura 20: Resposta do Sistema de Geração Operando em Modo Isócrono	60

Figura 21: Característica Droop	61
Figura 22: Divisão de Carga entre Geradores em Droop	61
Figura 23: Resposta do Sistema de Geração Operando em Modo <i>Droop</i>	62
Figura 24: Eixos Magnéticos de um Motor de Indução Trifásico	64
Figura 25: Conjugado de Carga Quadrática.....	72
Figura 26: Modelo Gerador Síncrono de Polos Salientes da Biblioteca ISIM® do PTW	75
Figura 27: Fator de Saturação de Máquinas Elétricas	76
Figura 28: Sistema de Excitação AC Tipo AC7B.....	77
Figura 29: Curva de Regulação do Retificador.....	79
Figura 30: Modelo GAST	80
Figura 31: Modelo GGOV1	82
Figura 32: Modelo CIGRE de turbina a gás	83
Figura 33: Modelo de 1ª Ordem para Motor de Gaiola Simples	86
Figura 34: Modelo de 1ª Ordem para Motor de Dupla Gaiola	87
Figura 35: Modelo Gráfico de 1ª Ordem para Motor de Indução	87
Figura 36: Modelo de 3ª Ordem para Motor de Indução de Simples Gaiola	88
Figura 37: Modelo de 5ª Ordem para Motor de Indução de Dupla Gaiola.....	90
Figura 38: Modelo de Carga do Tipo Exponencial	93
Figura 39: Tensão Durante Partida do Motor da Bomba de Injeção	96
Figura 40: Frequência Durante Partida do Motor da Bomba de Injeção	96
Figura 41: Tensão Durante Partida do Motor do LP.....	97
Figura 42: Frequência Durante Partida do Motor do LP	98
Figura 43: Tensão Durante Partida do Motor do HP	100
Figura 44: Frequência Durante Partida do Motor do HP	100
Figura 45: Tensão Durante Partida do Motor do HP	101

Figura 46: Tensão Durante Partida do Motor do HP	101
Figura 47: Frequência Durante Parada de Um Gerador	102
Figura 48: Frequência Durante Parada de Uma Bomba de Injeção.....	103
Figura 49: Tensão Durante Partida do Motor do HP	104
Figura 50: Frequência Durante Partida do Compressor HP	104

LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Parâmetros do Modelo 3ª Ordem	88
Tabela 2: Parâmetros Adicionais do Modelo de 5ª Ordem	90

CAPÍTULO 1: INTRODUÇÃO

Atualmente, a maior parte da produção e das reservas provadas de óleo e gás brasileiras está localizada no mar, muitas vezes afastada da costa e em grandes profundidades. Para exploração das reservas em águas profundas e ultraprofundas no Brasil, normalmente, são utilizadas plataformas de petróleo do tipo FPSO (*Floating, Production, Storage and Offloading*), que são navios capazes de processar, armazenar e prover a transferência do óleo e do gás natural. Assim, devido as posições geográficas nas quais as plataformas de petróleo se encontram, a geração de energia elétrica é realizada nas próprias UEP¹ (Unidades Estacionárias de Produção) [1, 2, 3].

Conforme apresentado por Sheldrake [2] e Martins [3] o sistema de geração de energia elétrica de uma plataforma FPSO é dividido basicamente em 2 grupos: geração essencial e geração principal [2, 3].

O sistema de geração essencial é constituído, normalmente, por dois geradores acionados por motores diesel, devido à facilidade de partida e confiabilidade do processo para suprimento de combustível [2, 3]. Esse sistema alimenta as cargas necessárias para a partida do sistema de geração principal, das quais pode-se citar os sistemas de lubrificação e resfriamento dos turbogeradores, as cargas responsáveis pela segurança da embarcação e as chamadas cargas de emergência, que são aquelas responsáveis pela salvaguarda da vida humana [2, 3].

Tipicamente, o sistema de geração principal é constituído por geradores síncronos acionados por turbinas aeroderivadas. Devido à restrição de peso e espaço na UEP, a aplicação de turbinas aeroderivadas torna-se muito vantajosa para sua geração de energia, pois são máquinas que possuem a melhor relação de potência por peso e espaço se comparadas às demais máquinas motrizes [3, 4]. Essas turbinas utilizam como combustível principal o gás natural, devido à sua disponibilidade no processo de produção, e como combustível alternativo o diesel, utilizado quando há indisponibilidade de gás, por exemplo, durante uma parada da produção. Esse

¹ UEP – Unidade Estacionária de Produção: também conhecido como unidade de produção *offshore*, é uma unidade de superfície na qual basicamente se localizam os controles dos equipamentos instalados no leito submarino ou em poços, da geração de energia e do processamento primário dos fluidos produzidos (exportação, descarte e/ou reinjeção).



sistema alimenta as cargas que são inerentes ao processo produtivo e que não são consideradas cargas essenciais [2, 3]. O número de geradores que compõe o sistema de geração principal normalmente é $n + 1$, sendo n a quantidade de geradores necessária para alimentar todo o sistema elétrico em condições normais. Ou seja, o sistema é projetado para suportar uma falha simples, mantendo apenas um gerador em modo *standby* [1, 2]. De maneira geral, as plataformas de petróleo utilizam turbinas cujas potências ficam entre 20-25 MW e geradores com potência de aproximadamente 30 MVA [2].

A Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL) define como sistema elétrico isolado aquele que não está conectado ao Sistema Interligado Nacional [5]. De maneira geral, pode-se dizer que todo sistema elétrico que não se conecta a outro sistema de grande porte é considerado um sistema elétrico isolado. Assim, como as plataformas FPSO ficam ancoradas em áreas remotas, a dezenas de quilômetros da costa, pode-se classificar o sistema elétrico dessas unidades como do tipo isolado [2, 7].

No entanto, alguns trabalhos estão sendo desenvolvidos com o objetivo de interligar os sistemas elétricos de plataformas de petróleo a parques eólicos *offshore*, como apresentados por Opedal [1], Hadiya [7] e Mathisen [8]. Do ponto de vista elétrico, o que se busca ao interligar os sistemas de geração dessas unidades é a melhoria da estabilidade do sistema, seja ela de tensão, de frequência ou angular [7]. Dessa forma, garante-se maior disponibilidade da energia elétrica. Além disso, existem ganhos ambientais, já que parte da geração dessa energia é eólica.

Caso o sistema elétrico isolado não possua a função de serviço público de distribuição de energia elétrica, ele não necessita seguir os regulamentos exigidos pela agência reguladora de energia elétrica, conforme estabelecido pelo Decreto nº 7.246 [5]. A grande vantagem desse tipo de sistema é que, sem as restrições dos órgãos reguladores, sua operação torna-se mais flexível e maiores são as tolerâncias aos desvios na tensão e na frequência, desde que não impactem significativamente a produção.

Os problemas associados a sistemas elétricos isolados são distintos daqueles encontrados em sistemas interligados à rede. Dentre eles, podem-se citar quatro



dificuldades principais encontradas no suprimento de energia elétrica em sistemas isolados [2, 3, 7, 9, 10, 11]:

- 1- Nível de tensão em regime permanente.
- 2- Capacidade da geração para partida de grandes motores.
- 3- Transitórios de tensão.
- 4- Transitórios de frequência.

Certos distúrbios, como por exemplo, a partida de um grande motor de indução, irão causar uma oscilação de frequência e tensão muito maior nos sistemas isolados quando comparados a um sistema interligado. Isto é explicado pelo fato do sistema isolado apresentar uma rede de transmissão muito compacta, composta basicamente pelos cabos de alimentação dos geradores e dos motores, e pelo tamanho da carga relativamente grande quando comparado com a capacidade de geração do sistema. Do ponto de vista de estabilidade, sempre foi dada a devida importância à modelagem adequada dos geradores, seus acionadores e os controles associados, porém a modelagem das cargas não era feita com a riqueza de detalhes necessária [12]. No entanto, em seus trabalhos Silva [12], Thomas e Tiranuchit [13] e Kundur [14] afirmam que as características dinâmicas das cargas elétricas também têm efeito sobre a estabilidade dos sistemas elétricos e estes efeitos se acentuam num sistema isolado. Dessa forma, os elementos que compõem um sistema elétrico isolado devem ser representados por modelos adequados, dada a grande influência desses componentes na dinâmica do sistema. O estado da arte para modelagem do sistema de geração, composto por gerador, máquina matriz e controladores de tensão e velocidade, para estudos dinâmicos está apresentado em [15-18].

Silva [12] apresenta em seu trabalho o estado da arte para modelagem de motores de indução e sua influência na dinâmica de sistemas elétricos industriais.

Normalmente, as simulações computacionais do sistema elétrico de plataformas de petróleo são feitas com dados típicos e modelos simplificados de máquinas e equipamentos, que representam bem o sistema em regime permanente, porém não possuem muita precisão durante os regimes transitórios, dificultando, dessa forma, algumas tomadas de decisão.



Um modelo confiável do sistema elétrico de uma plataforma pode reduzir o custo operacional devido ao uso pleno do sistema de geração, pois, com o conhecimento prévio da capacidade e limitações do sistema de geração de energia elétrica, podem ser evitados desligamentos indevidos da unidade, que geram grandes impactos financeiros devido ao lucro cessante.

Os principais objetivos de um estudo dinâmico de um sistema elétrico industrial isolado são [3, 9]:

- Avaliar a estabilidade dos geradores.
- Investigar o efeito da partida de grandes motores no sistema.
- Investigar o efeito da perda de parte da geração.
- Analisar a possibilidade de reaceleração dos motores assíncronos em operação.
- Avaliar o impacto de cargas elétricas nas máquinas motrizes que acionam os geradores.
- Avaliar o desempenho dos dispositivos de proteção.

Com o resultado dessas análises tem-se as informações necessárias para garantir que o sistema irá operar de forma segura, confiável e com qualidade. Além disso, o modelo pode ser utilizado para propor alternativas em casos de contingências.

1.1 OBJETIVOS DO TRABALHO

1.1.1 OBJETIVO PRINCIPAL

O objetivo dessa dissertação é modelar e simular o sistema elétrico de uma plataforma de petróleo FPSO, com o intuito de analisar seu comportamento dinâmico.

1.1.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Como resultado final, serão apresentados os principais estudos para este sistema elétrico:

- Comportamento do sistema com entrada e saída de carga.
- Comportamento do sistema com saída de gerador.



1.2 METODOLOGIA

Para alcançar os objetivos acima, o sistema elétrico foi modelado utilizando o *software* PTW, do fabricante SKM Systems Analysis Inc.

Foi selecionada uma plataforma FPSO da qual se conhece os componentes que formam o sistema isolado. A partir disso, foi realizada uma pesquisa sobre os modelos existentes para os principais componentes do sistema (turbinas a gás, regulador de velocidade, gerador síncrono, regulador de tensão e motores de média tensão) e escolhidos os modelos que, ao comporem o modelo proposto para a plataforma de simulação, melhor representaram o comportamento dinâmico do sistema.

O modelo proposto para o sistema foi validado com oscilografias coletadas em campo.

O modelo e a metodologia desenvolvida nesta dissertação poderão servir também de insumos para dimensionamento e análise do sistema elétrico de novos projetos e de projetos já existentes.

1.3 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

O trabalho foi dividido em cinco capítulos. Os parágrafos a seguir apresentam os principais temas que são abordados por cada um deles.

O Capítulo 1 é introdutório e apresentou a contextualização do problema, os objetivos desta dissertação e a metodologia utilizada.

O Capítulo 2 apresenta o equacionamento de máquinas síncronas e assíncronas trifásicas que é utilizado nas análises de transitórios e em estudos de estabilidade de sistemas elétricos. Além disso, detalha as principais características dos demais componentes do sistema de geração: os sistemas de excitação dos geradores, as turbinas a gás e os reguladores de velocidade. Por fim, apresenta as características das principais cargas acionadas pelos motores de indução de média tensão.



No Capítulo 3 são apresentados os modelos existentes para os componentes apresentados no Capítulo 2. No decorrer desse capítulo são apresentados os critérios utilizados para definir quais os modelos escolhidos para representar cada um dos componentes.

No Capítulo 4 são apresentados cinco cenários de eventos transitórios. Os resultados das simulações são comparados com oscilografias obtidas a partir de eventos reais. Esses cenários são utilizados para validação dos modelos e parâmetros propostos no Capítulo 3.

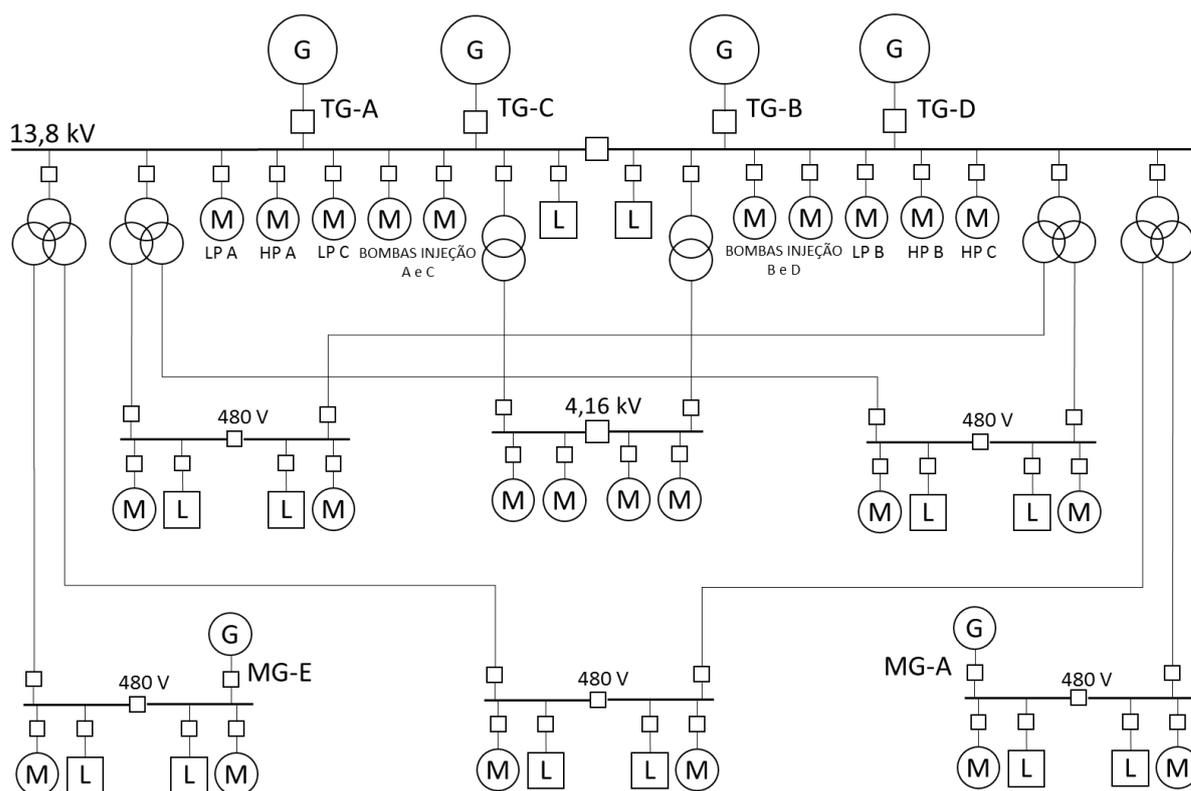
O Capítulo 5 apresenta as conclusões obtidas no trabalho e algumas propostas de trabalhos futuros que podem ser desenvolvidas.

O Apêndice A contém os parâmetros da modelagem do sistema utilizado na simulação do Capítulo 4. O Apêndice B apresenta a produção científica obtida com o trabalho.



CAPÍTULO 2: CONFIGURAÇÃO DO SISTEMA ELÉTRICO

A Figura 1 apresenta o sistema elétrico simplificado da plataforma escolhida. Essa configuração foi utilizada para o desenvolvimento da simulação do sistema. Afim de conhecer em detalhes os principais componentes que constituem tal sistema, o Capítulo 2 destina-se a apresentar a fundamentação teórica e as principais características dos geradores síncronos, dos sistemas de excitação dos geradores, das turbinas a gás – máquinas motrizes do sistema de geração principal da plataforma – dos reguladores de velocidade, bem como dos motores de indução trifásicos. Os motores de média tensão conectados ao painel de 13,8 kV, nomeados na Figura 1, são as maiores cargas elétricas da UEP. Devido a suas potências elevadas e suas influências na dinâmica do sistema, os modelos desses motores serão mais detalhados no decorrer deste trabalho.



TG: Turbogenerador; MG: Motogenerador a Diesel; M: Motor de Indução Trifásico; L: Carga Estática

Figura 1: Sistema Elétrico Simplificado da Plataforma

Fonte: Próprio autor.

2.1 SISTEMA DE GERAÇÃO

O sistema de geração da plataforma é composto por 4 geradores síncronos, de polos salientes, com sistema de excitação *brushless* e capacidade nominal de 31,5MVA acionados por turbina a gás aeroderivadas com capacidade aproximada de 25,3 MW à 25°C. A seguir será detalhado cada componente do sistema de geração.

2.1.1 GERADOR

A Figura 2 apresenta um diagrama de um gerador síncrono trifásico com dois polos. O gerador síncrono é constituído por dois elementos principais: o campo (rotor) e a armadura (estator). O enrolamento de campo, alimentado por uma fonte de corrente contínua, produz um campo magnético que induz tensão alternada no enrolamento de armadura.

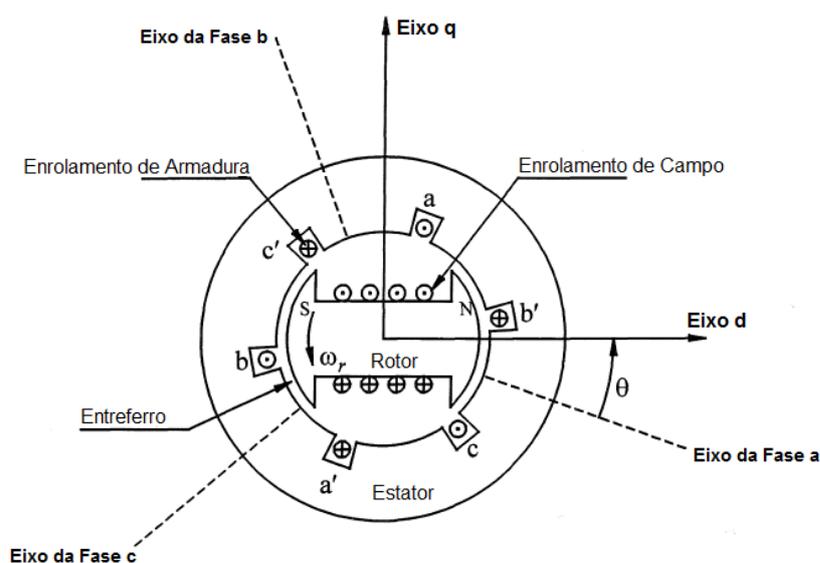


Figura 2: Diagrama do Gerador Síncrono Trifásico

Fonte: Kundur (1994, p. 46), adaptado pelo autor.

O enrolamento de armadura trabalha com tensões muito maiores que o enrolamento de campo, por isso necessita de mais espaço para isolamento. Além disso, fica submetido a altas correntes transitórias, que exige adequada resistência mecânica de suas bobinas. Os enrolamentos de armadura das três fases são distribuídos em torno do estator com defasagem espacial de 120° elétricos. Assim,



quando submetidos ao campo magnético girante produzido pelo rotor, esses enrolamentos têm induzidos, em seus terminais, tensões defasadas de 120° no tempo.

As correntes do circuito da armadura criarão um campo magnético que gira na velocidade síncrona. Esse campo magnético girante irá interagir com o campo magnético do rotor para produzir o torque constante. Para que isso se verifique fisicamente, é necessário que o rotor esteja girando também na velocidade síncrona [14].

A Equação 2.1 determina a relação entre a velocidade síncrona, a frequência do sistema elétrico e o número de polos do rotor.

$$n = \frac{120f}{P} \quad (2.1)$$

Sendo,

n : Velocidade síncrona.

f : Frequência do sistema elétrico.

P : Número de polos do rotor.

A construção do rotor pode ser de dois tipos: rotor com polos lisos ou com polos salientes. Via de regra, a velocidade da máquina definirá o tipo de rotor. Normalmente os geradores que trabalham com alta velocidade, como no caso de turbinas a gás ou a vapor, utilizam rotor de polo liso, já que as resultantes dos esforços mecânicos são menores. Já geradores acionados por turbinas hidráulicas, que trabalham em baixas velocidades, são de polos salientes.

Além dos enrolamentos de campo e de armadura, os geradores síncronos são compostos por um terceiro enrolamento, chamado de enrolamento amortecedor, cuja principal função é amortecer as oscilações do sistema que tendem a tirar a máquina do sincronismo. Em regime permanente, não existe tensão nem corrente induzida nesse enrolamento. Eles são compostos por barras montadas na superfície dos polos e conectadas por anel de curto-circuito, semelhante à gaiola do motor de indução, e



podem ser contínuos ou não-contínuos, conforme ilustrado na Figura 3. No entanto, há fabricantes que constroem o rotor com pacote magnético sólido ao invés de laminado. Assim, as correntes de Foucault induzidas no ferro do rotor produzirão efeito semelhante ao do enrolamento amortecedor.

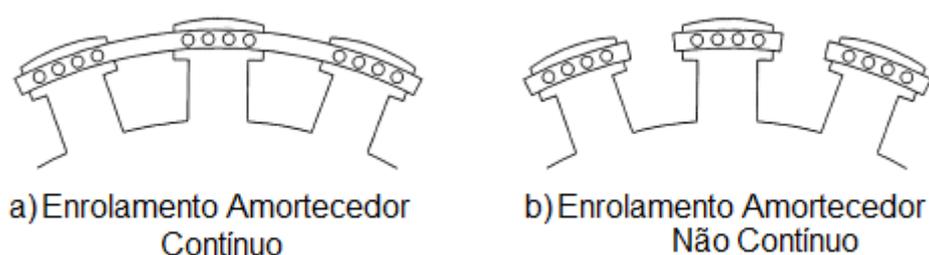


Figura 3: Enrolamento Amortecedor

Fonte: Kundur (1994, p. 47), adaptado pelo autor.

As máquinas síncronas operam na maior parte do tempo em regime permanente, mas, de forma recorrente, ficam submetidas a perturbações inerentes à operação do sistema elétrico. Assim, pode-se classificar o regime de operação em três períodos: permanente, transitório e subtransitário. A Figura 4 ilustra esses períodos após a ocorrência de um curto-circuito. Cada um desses períodos pode ser representado por uma fonte de corrente alternada em série com uma reatância indutiva, relacionada à relutância do caminho do fluxo da reação de armadura [15].

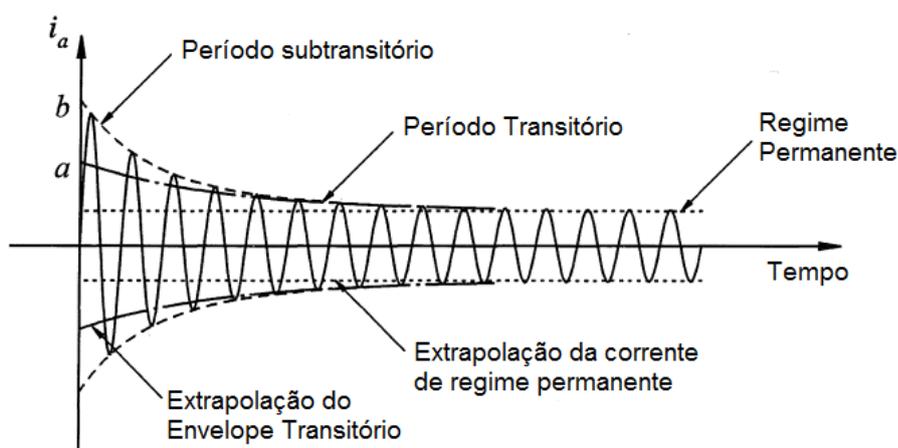


Figura 4: Componentes da Corrente de Armadura

Fonte: Kundur (1994, p. 109), adaptado pelo autor.



2.1.1.1 MODELAGEM DO GERADOR SÍNCRONO

Dependendo da finalidade do estudo, as máquinas síncronas podem ser modeladas com maior ou menor grau de complexidade. Os detalhes dos modelos podem incluir, por exemplo, a representação da resposta dinâmica dos enrolamentos de campo e amortecedor. A seguir será apresentado um modelo avançado de uma máquina síncrona, recomendado para uso em estudos de estabilidade do sistema elétrico.

2.1.1.1.1 SUPOSIÇÕES NA MODELAGEM DO GERADOR SÍNCRONO

A Figura 5 apresenta um corte transversal do gerador síncrono utilizado para obtenção do modelo avançado. Esse gerador síncrono é composto por três enrolamentos de armadura (A , B , C), um enrolamento de campo (f) e dois amortecedores, um no eixo direto (D) e outro no eixo em quadratura (Q).

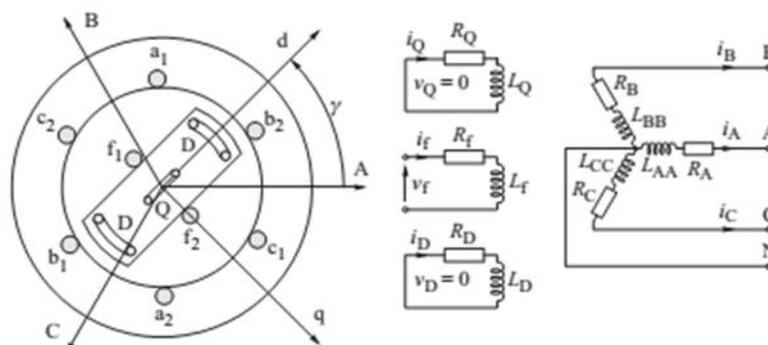


Figura 5: Enrolamentos do Gerador Síncrono e seus Eixos

Fonte: Machowski, Bialek e Mumby (2008, p. 434)

No desenvolvimento do modelo matemático foram adotadas as seguintes premissas:

- Os enrolamentos trifásicos de armadura são simétricos.
- As capacitâncias de todos os enrolamentos foram desprezadas.
- Os enrolamentos distribuídos foram representados por enrolamentos concentrados.



- A variação da indutância dos enrolamentos do estator devido a posição do rotor é puramente senoidal e não possui harmônicos de ordens superiores.
- Perdas por histerese foram desprezadas, porém a influência das correntes parasitas foi incluída no modelo através dos enrolamentos amortecedores.
- Nos períodos transitórios e subtransitórios a velocidade do eixo é próxima a velocidade síncrona ($\omega \approx \omega_s$).
- Os circuitos magnéticos são lineares, ou seja, não apresentam saturação e os valores das indutâncias não dependem das correntes.

2.1.1.1.2 EQUAÇÕES DE FLUXO CONCATENADO NO REFERENCIAL DO ESTATOR

Todos os enrolamentos do gerador são magneticamente acoplados, portanto o fluxo em cada enrolamento depende das correntes que estão circulando em todos os outros enrolamentos. Esse fenômeno é representado pelas Equações 2.2 e 2.3.

$$\begin{bmatrix} \Psi_A \\ \Psi_B \\ \Psi_C \\ \dots \\ \Psi_f \\ \Psi_D \\ \Psi_Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{AA} & L_{AB} & L_{AC} & \vdots & L_{Af} & L_{AD} & L_{AQ} \\ L_{BA} & L_{BB} & L_{BC} & \vdots & L_{Bf} & L_{BD} & L_{BQ} \\ L_{CA} & L_{CB} & L_{CC} & \vdots & L_{Cf} & L_{CD} & L_{CQ} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ L_{fA} & L_{fB} & L_{fC} & \vdots & L_{ff} & L_{fD} & L_{fQ} \\ L_{DA} & L_{DB} & L_{DC} & \vdots & L_{Df} & L_{DD} & L_{DQ} \\ L_{QA} & L_{QB} & L_{QC} & \vdots & L_{Qf} & L_{QD} & L_{QQ} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_A \\ i_B \\ i_C \\ \dots \\ i_f \\ i_D \\ i_Q \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

$$\begin{bmatrix} \Psi_{ABC} \\ \dots \\ \Psi_{fDQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{L}_S & \vdots & \mathbf{L}_{SR} \\ \dots & \dots & \dots \\ \mathbf{L}_{SR}^T & \vdots & \mathbf{L}_R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}_{ABC} \\ \dots \\ \mathbf{i}_{fDQ} \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

Sendo,

\mathbf{L}_S : a submatriz de indutâncias mútuas e próprias do estator.

\mathbf{L}_R : a submatriz de indutâncias mútuas e próprias do rotor.

\mathbf{L}_{SR} : a submatriz de indutâncias mútuas entre o estator e o rotor.



Ψ_{ABC} : Fluxos concatenados nos enrolamentos A , B e C .

Ψ_{fDQ} : Fluxos concatenados nos enrolamentos f , D e Q .

i_{ABC} : Correntes nos enrolamentos A , B e C .

i_{fDQ} : Correntes nos enrolamentos f , D e Q .

Devido ao aspecto construtivo do rotor e de sua dinâmica, a maioria dessas indutâncias é variante no tempo [15].

2.1.1.1.3 EQUAÇÕES DE FLUXO CONCATENADO NO REFERENCIAL DO ROTOR

Em qualquer instante, a posição do rotor em relação ao referencial do estator é definida pelo ângulo γ , mostrado na Figura 5. Cada fasor, seja ele de tensão, corrente ou fluxo concatenado, no referencial do estator (A , B , C) pode ser transformado para o referencial (d , q) através de funções trigonométricas e do ângulo γ . Assim, os vetores de corrente de eixo d , i_d , e de eixo q , i_q , podem ser escritos conforme Equação 2.4.

$$\begin{aligned} i_d &= \beta_d \left[i_A \cos \gamma + i_B \cos \left(\gamma - \frac{2}{3} \pi \right) + i_C \cos \left(\gamma + \frac{2}{3} \pi \right) \right] \\ i_q &= \beta_q \left[i_A \sin \gamma + i_B \sin \left(\gamma - \frac{2}{3} \pi \right) + i_C \sin \left(\gamma + \frac{2}{3} \pi \right) \right] \end{aligned} \quad (2.4)$$

As constantes β_d e β_q são coeficientes arbitrários diferentes de zero que foram inseridos devido à mudança de referencial. A Equação 2.4 descreve uma transformação única do referencial (A , B , C) para o (d , q). No entanto, a transformação do referencial (d , q) para o (A , B , C) não é única, pois possui três incógnitas (i_A , i_B , i_C). Essa transformação pode ser tornar única se adicionarmos convenientemente às coordenadas (d , q) uma coordenada de sequência zero, semelhante ao que foi feito no método de componentes simétricas. Essa coordenada adicional é definida pela corrente de sequência zero, i_0 , dada pela Equação 2.5.



$$i_0 = \beta_0(i_A + i_B + i_C) \quad (2.5)$$

A constante β_0 é também um coeficiente arbitrário diferente de zero inserido devido à mudança de referencial. Combinando as Equações 2.4 e 2.5, obtém-se a Equação 2.6.

$$\begin{bmatrix} i_0 \\ i_d \\ i_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \beta_0 & \beta_0 & \beta_0 \\ \beta_d \cos \gamma & \beta_d \cos \left(\gamma - \frac{2}{3} \pi \right) & \beta_d \cos \left(\gamma + \frac{2}{3} \pi \right) \\ \beta_q \sin \gamma & \beta_q \sin \left(\gamma - \frac{2}{3} \pi \right) & \beta_q \sin \left(\gamma + \frac{2}{3} \pi \right) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_A \\ i_B \\ i_C \end{bmatrix} \quad (2.6)$$

A Equação 2.6 pode ser reescrita na notação matricial como a Equação 2.7.

$$\mathbf{i}_{0dq} = \mathbf{W} \mathbf{i}_{ABC} \quad (2.7)$$

Como os coeficientes β_d , β_q e β_0 são diferentes de zero, a matriz \mathbf{W} é não singular e, portanto, a transformação do referencial (d, q) para o (A, B, C) é única e definida pela Equação 2.8.

$$\mathbf{i}_{ABC} = \mathbf{W}^{-1} \mathbf{i}_{0dq} \quad (2.8)$$

Assim como foi feito para os fasores de corrente, a transformação pode ser aplicada para os fasores de tensão e fluxo concatenado.

Como as correntes, tensões e fluxos concatenados do rotor já estão no referencial (d, q) , a transformação não é necessária. Dessa forma, pode-se escrever a Equação 2.9 na forma matricial.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{i}_{0dq} \\ \mathbf{i}_{fDQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{W} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}_{ABC} \\ \mathbf{i}_{fDQ} \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

Na Equação 2.9, \mathbf{i}_{fDQ} é um vetor coluna das correntes i_f , i_D e i_Q , e $\mathbf{1}$ é uma matriz identidade. A transformação inversa da Equação 2.9 é dada pela Equação 2.10.



$$\begin{bmatrix} \mathbf{i}_{ABC} \\ \mathbf{i}_{fDQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{W}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}_{0dq} \\ \mathbf{i}_{fDQ} \end{bmatrix} \quad (2.10)$$

Substituindo a Equação 2.10 na Equação 2.2 e aplicando a transformação para o fluxo, obtêm-se as Equações 2.11 e 2.12, na forma matricial, para o fluxo concatenado.

$$\begin{bmatrix} \Psi_{0dq} \\ \Psi_{fDQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{W} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{L}_S & \mathbf{L}_{SR} \\ \mathbf{L}_{SR}^T & \mathbf{L}_R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{W}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}_{0dq} \\ \mathbf{i}_{fDQ} \end{bmatrix} \quad (2.11)$$

$$\begin{bmatrix} \Psi_{0dq} \\ \Psi_{fDQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{W}\mathbf{L}_S\mathbf{W}^{-1} & \mathbf{W}\mathbf{L}_{SR} \\ \mathbf{L}_{SR}^T\mathbf{W}^{-1} & \mathbf{L}_R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}_{0dq} \\ \mathbf{i}_{fDQ} \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

Os coeficientes arbitrários introduzidos na mudança de referencial foram escolhidos como $\beta_0 = 1/\sqrt{3}$ e $\beta_d = \beta_q = \sqrt{2/3}$. Assim, a matriz de transformação \mathbf{W} é dada por:

$$\mathbf{W} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos \gamma & \cos\left(\gamma - \frac{2}{3}\pi\right) & \cos\left(\gamma + \frac{2}{3}\pi\right) \\ \sin \gamma & \sin\left(\gamma - \frac{2}{3}\pi\right) & \sin\left(\gamma + \frac{2}{3}\pi\right) \end{bmatrix} \quad (2.13)$$

Essa escolha desses valores para os coeficientes β_d , β_q e β_0 fazem com que a $\mathbf{W}^{-1} = \mathbf{W}^T$, sendo \mathbf{W}^{-1} e \mathbf{W}^T a matriz inversa e a transposta de \mathbf{W} , respectivamente. Assim, $\mathbf{W} \cdot \mathbf{W}^T = \mathbf{1}$ e, portanto, a matriz \mathbf{W} é ortogonal. Sendo \mathbf{W} uma matriz ortogonal, as potências calculadas em ambas as referências – (A, B, C) e (d, q) – são iguais e, portanto, a transformação é dita invariante em potência.

Aplicando a matriz de transformação \mathbf{W} na submatriz de indutâncias mútuas e próprias do estator \mathbf{L}_S , obtém-se a Equação 2.14.



$$\mathbf{W}\mathbf{L}_S\mathbf{W}^{-1} = \mathbf{W} \begin{bmatrix} L_{AA} & L_{AB} & L_{AC} \\ L_{BA} & L_{BB} & L_{BC} \\ L_{CA} & L_{CB} & L_{CC} \end{bmatrix} \mathbf{W}^{-1} = \begin{bmatrix} L_0 & 0 & 0 \\ 0 & L_d & 0 \\ 0 & 0 & L_q \end{bmatrix} \quad (2.14)$$

Aplicando a matriz de transformação \mathbf{W} na submatriz de indutâncias mútuas entre estator e rotor \mathbf{L}_{SR} , obtém-se a Equação 2.15.

$$\mathbf{W}\mathbf{L}_{SR} = (\mathbf{L}_{SR}^T \mathbf{W}^{-1})^T = \mathbf{W} \begin{bmatrix} L_{Af} & L_{AD} & L_{AQ} \\ L_{Bf} & L_{BD} & L_{BQ} \\ L_{Cf} & L_{CD} & L_{CQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ \sqrt{3/2} M_f & \sqrt{3/2} M_D & 0 \\ 0 & 0 & \sqrt{3/2} M_Q \end{bmatrix} \quad (2.15)$$

Substituindo as Equações 2.14 e 2.15 em 2.2, obtém-se a Equação 2.16.

$$\begin{bmatrix} \Psi_0 \\ \Psi_d \\ \Psi_q \\ \dots \\ \Psi_f \\ \Psi_D \\ \Psi_Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_0 & 0 & 0 & \vdots & 0 & 0 & 0 \\ 0 & L_d & 0 & \vdots & \sqrt{3/2} M_f & \sqrt{3/2} M_D & 0 \\ 0 & 0 & L_q & \vdots & 0 & 0 & \sqrt{3/2} M_Q \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & \sqrt{3/2} M_f & 0 & \vdots & L_f & L_{fD} & 0 \\ 0 & \sqrt{3/2} M_D & 0 & \vdots & L_{fD} & L_D & 0 \\ 0 & 0 & \sqrt{3/2} M_Q & \vdots & 0 & 0 & L_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_0 \\ i_d \\ i_q \\ \dots \\ i_f \\ i_D \\ i_Q \end{bmatrix} \quad (2.16)$$

Uma característica da Equação 2.16 é que a matriz de indutância é simétrica. Isso se deve a escolha correta dos coeficientes β_d , β_q e β_0 , que garantiram a ortogonalidade da matriz \mathbf{W} . A transformação de todos os enrolamentos do gerador síncrono no referencial do rotor é conhecida como transformação de Park. A Equação 2.16 pode ser reescrita em três equações independentes.

$$\Psi_0 = L_0 i_0 \quad (2.17)$$

$$\begin{bmatrix} \Psi_d \\ \Psi_f \\ \Psi_D \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_d & \sqrt{3/2} M_f & \sqrt{3/2} M_D \\ \sqrt{3/2} M_f & L_f & L_{fD} \\ \sqrt{3/2} M_D & L_{fD} & L_D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_f \\ i_D \end{bmatrix} \quad (2.18)$$



$$\begin{bmatrix} \Psi_q \\ \Psi_Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_q & \sqrt{3/2} M_Q \\ \sqrt{3/2} M_Q & L_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_q \\ i_Q \end{bmatrix} \quad (2.19)$$

As Equações 2.17, 2.18 e 2.19 descrevem três conjuntos de enrolamentos magneticamente acoplados, que são ilustrados pela Figura 6.

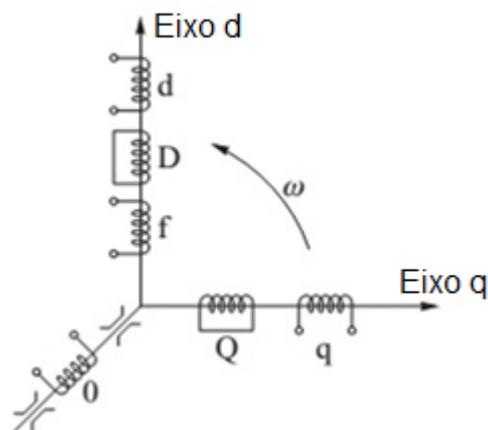


Figura 6: Três conjuntos de enrolamentos fictícios que representam o gerador síncrono

Fonte: Machowski, Bialek e Mumby (2008, p. 438), adaptado pelo autor.

O primeiro conjunto de enrolamentos, descritos pela Equação 2.18, consiste de três enrolamentos no eixo d . Dois desses enrolamentos, f e D , são reais e correspondem ao enrolamento de campo e enrolamento amortecedor. O terceiro, d , representa o efeito do enrolamento de armadura no eixo d do rotor. Esse enrolamento fictício gira juntamente com o rotor.

O segundo conjunto de enrolamentos, descritos pela Equação 2.19, consiste de dois enrolamentos, q e Q . O enrolamento Q corresponde ao enrolamento amortecedor. O enrolamento q representa o efeito do enrolamento de armadura no eixo q do rotor. Esse enrolamento fictício gira juntamente com o rotor.

O terceiro conjunto de enrolamento, descrito pela Equação 2.17, é perpendicular aos eixos d e q . A corrente i_0 que circula por esse enrolamento será igual a zero, caso o gerador esteja conectado em estrela e o neutro desse gerador seja isolado ou a carga conectada ao gerador esteja perfeitamente equilibrada.



2.1.1.1.4 EQUAÇÕES DAS TENSÕES

Os valores das tensões do gerador, no referencial do estator, são calculadas pelas Equações 2.20 e 2.21.

$$\begin{bmatrix} v_A \\ v_B \\ v_C \\ -v_f \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} R_A & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & R_B & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & R_C & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & R_f & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & R_D & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & R_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_A \\ i_B \\ i_C \\ i_f \\ i_D \\ i_Q \end{bmatrix} - \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \Psi_A \\ \Psi_B \\ \Psi_C \\ \Psi_f \\ \Psi_D \\ \Psi_Q \end{bmatrix} \quad (2.20)$$

$$\begin{bmatrix} \mathbf{v}_{ABC} \\ \mathbf{v}_{fDQ} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} \mathbf{R}_{ABC} & 0 \\ 0 & \mathbf{R}_{fDQ} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}_{ABC} \\ \mathbf{i}_{fDQ} \end{bmatrix} - \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \mathbf{\Psi}_{ABC} \\ \mathbf{\Psi}_{fDQ} \end{bmatrix} \quad (2.21)$$

Aplicando a transformação de referencial na Equação 2.21 para a tensão, corrente e fluxo, obtém-se:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{W}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{v}_{0dq} \\ \mathbf{v}_{fDQ} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} \mathbf{R}_{ABC} & 0 \\ 0 & \mathbf{R}_{fDQ} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{W}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}_{0dq} \\ \mathbf{i}_{fDQ} \end{bmatrix} - \frac{d}{dt} \left\{ \begin{bmatrix} \mathbf{W}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{\Psi}_{0dq} \\ \mathbf{\Psi}_{fDQ} \end{bmatrix} \right\} \quad (2.22)$$

Multiplicando ambos os lados da Equação 2.22 pela matriz \mathbf{W} , obtém-se:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{v}_{0dq} \\ \mathbf{v}_{fDQ} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} \mathbf{W} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{R}_{ABC} & 0 \\ 0 & \mathbf{R}_{fDQ} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{W}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}_{0dq} \\ \mathbf{i}_{fDQ} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \mathbf{W} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{1} \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \left\{ \begin{bmatrix} \mathbf{W}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{\Psi}_{0dq} \\ \mathbf{\Psi}_{fDQ} \end{bmatrix} \right\} \quad (2.23)$$

Realizando as manipulações algébricas na Equação 2.23, obtém-se a Equação 2.24.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{v}_{0dq} \\ \mathbf{v}_{fDQ} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} \mathbf{R}_{ABC} & 0 \\ 0 & \mathbf{R}_{fDQ} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}_{0dq} \\ \mathbf{i}_{fDQ} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \mathbf{\Psi}_{ABC} \\ \mathbf{\Psi}_{fDQ} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{\Omega} & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{\Psi}_{0dq} \\ \mathbf{\Psi}_{fDQ} \end{bmatrix} \quad (2.24)$$

A matriz $\mathbf{\Omega}$ é chamada de matriz de rotação. Essa matriz incorpora termos nas equações de tensão que dependem da velocidade de rotação. A Equação 2.25 expressa a matriz $\mathbf{\Omega}$.



$$\mathbf{\Omega} = \dot{\mathbf{W}}\mathbf{W}^{-1} = \omega \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.25)$$

A Equação 2.24 pode ser reescrita por dois conjuntos de equações, descritas pelas Equações 2.26 e 2.27.

$$\left. \begin{aligned} v_0 &= -Ri_0 - \dot{\Psi}_0 \\ v_d &= -Ri_d - \dot{\Psi}_d - \omega\Psi_q \\ v_q &= -Ri_q - \dot{\Psi}_q + \omega\Psi_d \end{aligned} \right\} \text{ESTATOR} \quad (2.26)$$

$$\left. \begin{aligned} v_f &= R_f i_f + \dot{\Psi}_f \\ 0 &= R_D i_D + \dot{\Psi}_D \\ 0 &= R_Q i_Q + \dot{\Psi}_Q \end{aligned} \right\} \text{ROTOR} \quad (2.27)$$

Sendo R o valor das resistências dos enrolamentos do estator ($R_A = R_B = R_C = R$).

Nas Equações 2.26 e 2.27 os termos $\omega\Psi$ representam as *fems* induzidas nos enrolamentos do estator devido a rotação do campo magnético e são conhecidos como *fems* de rotação. Já os termos $\dot{\Psi}$ representam as chamadas *fems* de transformação, que aparecem devido à variação de corrente no próprio eixo.

Considerando que a carga no gerador seja equilibrada, as componentes de sequência zero podem ser desconsideradas. Sabendo-se que os valores das *fems* de transformação são pequenos se comparados às *fems* de rotação, elas também podem ser desprezadas. Assim, a Equação 2.26 pode ser reescrita conforme a Equação 2.28.

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} \approx - \begin{bmatrix} R & 0 \\ 0 & R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} + \omega \begin{bmatrix} -\Psi_q \\ +\Psi_d \end{bmatrix} \quad (2.28)$$

As equações das tensões do rotor permanecem inalteradas e podem ser reescritas conforme a Equação 2.29.



$$\begin{bmatrix} \dot{\Psi}_f \\ \dot{\Psi}_D \\ \dot{\Psi}_Q \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} R_f & 0 & 0 \\ 0 & R_D & 0 \\ 0 & 0 & R_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_f \\ i_D \\ i_Q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} v_f \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (2.29)$$

Assim, as Equações 2.18 e 2.19 juntamente com as equações diferenciais, Equações 2.28 e 2.29, constituem o modelo completo de um gerador síncrono, com as *fems* de transformação desprezadas.

2.1.1.1.5 DEFINIÇÃO DAS REATÂNCIAS DO GERADOR

Quando vista dos terminais da armadura, a impedância efetiva do enrolamento de armadura, para uma mudança de carga, irá depender dos parâmetros dos diferentes circuitos, seus acoplamentos mútuos e se os circuitos são abertos ou fechados.

- **Regime Permanente:**

Em regime permanente o fluxo da armadura atravessa todos os circuitos do rotor, a corrente do enrolamento de campo é constante e as correntes dos enrolamentos amortecedores são nulas. Assim, a corrente de armadura será representada pelas suas componentes de eixo direto e de eixo em quadratura que circulam nos enrolamentos cujas indutâncias são as indutâncias síncronas L_d no eixo direto e L_q no eixo em quadratura.

- **Regime Transitório:**

Em regime transitório, o fluxo da armadura atravessa o enrolamento amortecedor e as correntes amortecedoras são reduzidas para valores relativamente pequenos, pois, neste momento, já ocorreu o período subtransitório. Isto permite que os circuitos que representam os enrolamentos amortecedores sejam removidos das equações.

Nesse período o enrolamento de campo impede que o fluxo da armadura atravesse o corpo do rotor. O fluxo concatenado do enrolamento de campo f não permanece constante durante todo o regime transitório, mas varia lentamente



enquanto o fluxo de armadura flui pelo enrolamento. A variação desse fluxo está representada na Equação 2.29 na forma matricial.

O modelo do enrolamento de campo para esse caso é feito curto-circuitando seus terminais e adotando a resistência desse circuito como zero, conforme ilustrado na Figura 7a [15]. Isto representa efetivamente as mudanças de corrente que ocorreriam no enrolamento de campo para manter constante o fluxo concatenado desse enrolamento. As equações do circuito para o eixo d nesse regime são definidas pela Equação 2.30.

$$v_d = Ri_d + L_d \frac{di_d}{dt} + kM_f \frac{d\Delta i_f}{dt} \quad (2.30)$$

$$\Delta v_f = 0 = L_f \frac{d\Delta i_f}{dt} + kM_f \frac{di_d}{dt}$$

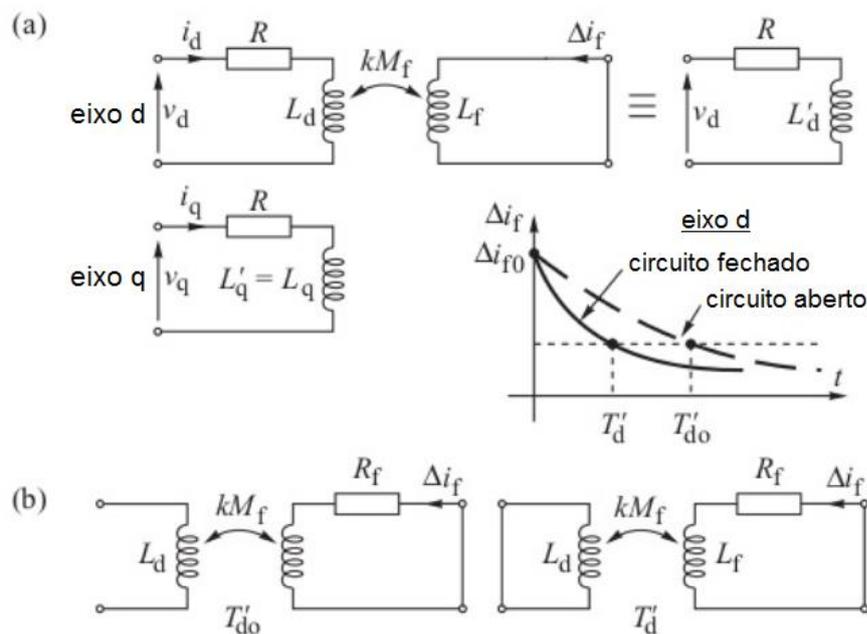


Figura 7: Circuitos dos eixos d e q acoplados no regime transitório. (a) Para determinação das indutâncias transitórias; (b) Para determinação das constantes de tempo do enrolamento de campo.

Fonte: Machowski, Bialek e Mumby (2008, p. 444), adaptado pelo autor.

Nesse ponto é conveniente utilizar as técnicas de transformada de Laplace para simplificar as equações diferenciais. Como as condições iniciais são todas zero, então os termos d/dt podem ser substituídos pelo operador Laplace s . Assim, as equações



do circuito para o eixo d são descritas pela Equação 2.31 na forma matricial. Vale ressaltar que o fator k que aparece na Equação 2.30 é devido à indutância mútua entre o enrolamento de armadura de eixo d e os enrolamentos do rotor de eixo d , e é igual a $\sqrt{3/2}$. Esse mesmo fator é válido para o eixo q .

$$\begin{bmatrix} v_d \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R + sL_d & s\sqrt{3/2}M_f \\ s\sqrt{3/2}M_f & sL_f \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ \Delta i_f \end{bmatrix} \quad (2.31)$$

Sendo,

s : operador Laplace.

A Equação 2.31 pode ser resolvida para v_d , eliminando-se Δi_f . Dessa forma, obtém-se a Equação 2.32.

$$v_d = (R + sL'_d)i_d \quad (2.32)$$

Sendo L'_d descrito pela Equação 2.33.

$$L'_d = L_d - \frac{3M_f^2}{2L_f} \quad (2.33)$$

E portanto,

$$X'_d = \omega L'_d = \omega \left(L_d - \frac{3M_f^2}{2L_f} \right) \quad (2.34)$$

Como não existe enrolamento de campo no eixo q , pode-se escrever a Equação 2.35:

$$\begin{aligned} L'_q &= L_q \\ X'_q &= \omega L'_q = X_q \end{aligned} \quad (2.35)$$



É usual definir a constante de tempo de decaimento da corrente de campo induzida. Essa constante de tempo dependerá se o circuito da armadura no eixo d está aberto ou fechado.

Quando o circuito da armadura está aberto, a constante de tempo transitória de circuito aberto é definida pela Equação 2.36:

$$T'_{do} = \frac{L_f}{R_f} \quad (2.36)$$

No entanto, quando o circuito da armadura está fechado, a constante de tempo transitória de circuito fechado é definida pela Equação 2.37:

$$T'_d = \left(L_f - \frac{3M_f^2}{2L_d} \right) \frac{1}{R_f} = T'_{do} \frac{L'_d}{L_d} \quad (2.37)$$

Como não existe enrolamento de campo no eixo q , então não existem constantes de tempo transitórias para o eixo q .

- **Regime Subtransitório:**

No regime subtransitório, as bobinas dos enrolamentos amortecedores atuam como uma blindagem para o enrolamento de campo e o corpo do rotor caso haja variação no fluxo da armadura. O fluxo concatenado do enrolamento de campo f permanece constante durante este período, enquanto os fluxos concatenados dos enrolamentos amortecedores são constantes imediatamente após a perturbação do sistema e então enfraquecem com o tempo enquanto o gerador caminha para o estado transitório.

As configurações dos circuitos que representam essa condição de fluxo estão representadas na Figura 8^a. Nesse regime, todos os circuitos do rotor são representados curto-circuitados e com resistência igual a zero.



A equação matricial para os circuitos apresentados na Figura 8^a é determinada pela Equação 2.37:

$$\begin{bmatrix} v_d \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} R + sL_d & s\sqrt{3/2} M_f & s\sqrt{3/2} M_D \\ s\sqrt{3/2} M_f & sL_f & sL_{fD} \\ s\sqrt{3/2} M_D & sL_{fD} & L_D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ \Delta i_f \\ i_D \end{bmatrix} \quad (2.30)$$

Sendo,

s : operador Laplace.

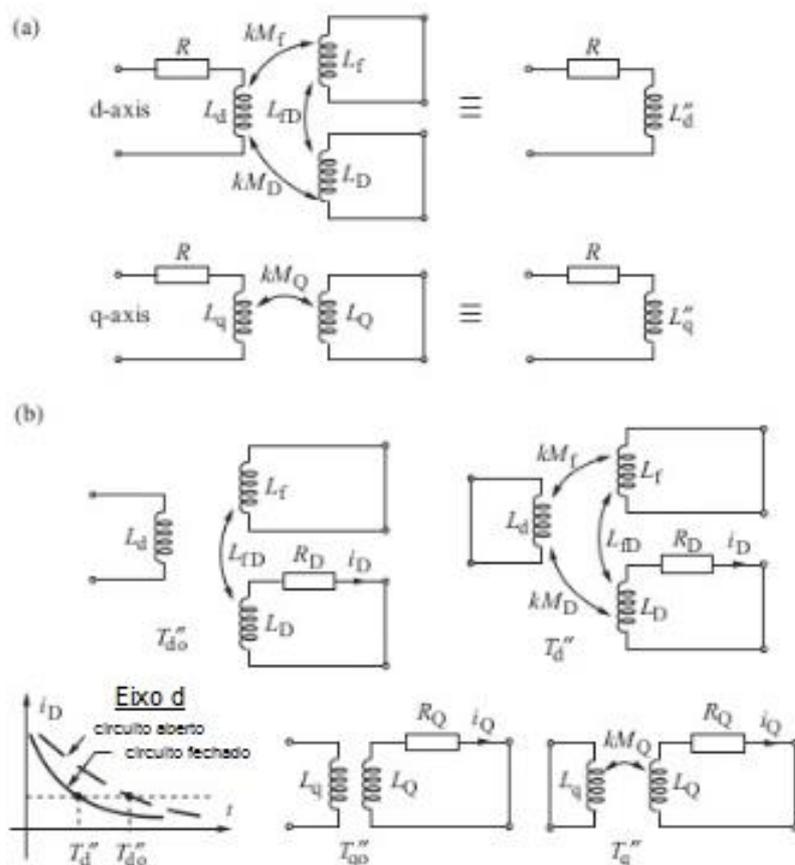


Figura 8: Circuitos dos eixos d e q acoplados no regime subtransitário. (a) Para determinação das indutâncias 39ubtransitória; (b) Para determinação das constantes de tempo do enrolamento amortecedor.

Fonte: Machowski, Bialek e Mumby (2008, p. 445), adaptado pelo autor.

Resolvendo-se o sistema acima, obtém-se a Equação 2.38.

$$v_d = (R + sL_d'')i_d \quad (2.38)$$



Sendo L_d'' determinada pela Equação 2.39.

$$L_d'' = L_d - \frac{\frac{3}{2}M_f^2 L_D + \frac{3}{2}M_D^2 L_f - 3M_f M_D L_{fD}}{L_D L_f - L_{fD}^2} \quad (2.39)$$

E portanto,

$$X_d'' = \omega L_d'' = \omega \left(L_d - \frac{\frac{3}{2}M_f^2 L_D + \frac{3}{2}M_D^2 L_f - 3M_f M_D L_{fD}}{L_D L_f - L_{fD}^2} \right) \quad (2.40)$$

De maneira similar, tem-se para o eixo q a reatância subtransitória determinada pela Equação 2.41.

$$L_q'' = L_q - \frac{3M_Q^2}{2L_Q} \quad (2.41)$$

$$X_q'' = \omega L_q'' = \omega \left(L_q - \frac{3M_Q^2}{2L_Q} \right)$$

A constante de tempo subtransitória de circuito aberto de eixo d é definida pela Equação 2.42.

$$T_{do}'' = \left(L_D - \frac{L_{fD}}{L_f} \right) \frac{1}{R_D} \quad (2.42)$$

A constante de tempo subtransitória de circuito fechado de eixo d é definida Equação 2.43.

$$T_d'' = \left[L_d - \left(\frac{L_{fD}^2 L_d + \frac{3}{2}M_D^2 L_f - 3M_f M_D L_{fD}}{L_D L_f - \frac{3}{2}M_f^2} \right) \right] \frac{1}{R_D} = T_{do}'' \frac{L_d''}{L_d'} \quad (2.43)$$



A constante de tempo subtransitória de circuito aberto do eixo q é definida pela Equação 2.44.

$$T_{qo}'' = \frac{L_Q}{R_Q} \quad (2.44)$$

A constante de tempo subtransitória de circuito fechado do eixo q é definida Equação 2.45.

$$T_q'' = \left[L_Q - \frac{3M_Q^2}{2L_d} \right] \frac{1}{R_Q} = T_{qo}'' \frac{L_q''}{L_q'} \quad (2.45)$$

2.1.1.1.6 EQUAÇÕES DO GERADOR SÍNCRONO

Tendo estabelecido como os parâmetros dos circuitos acoplados estão relacionados com as reatâncias do gerador e as constantes de tempo, o conjunto de equações que constituem o modelo completo do gerador, com as *fems* de transformação desprezadas, pode agora ser analisado para estabelecer expressões usuais.

- **Regime Permanente:**

Em regime permanente, a corrente do enrolamento de campo é constante e as correntes do enrolamento amortecedor são nulas ($i_D = i_Q = 0$). Então os fluxos concatenados Ψ_d e Ψ_q nas Equações 2.18 e 2.19 serão dados pela Equação 2.46.

$$\begin{aligned} \Psi_d &= L_d i_d - \sqrt{3/2} M_f i_f \\ \Psi_q &= L_q i_q \end{aligned} \quad (2.46)$$

Substituindo a Equação 2.46 na Equação 2.28, obtém-se a Equação 2.47.



$$\begin{aligned}
v_d &= -Ri_d - X_q i_q \\
v_d &= -Ri_d - X_q i_q \\
v_q &= -Ri_q + X_d i_d + e_q \\
e_q &= \omega \sqrt{3/2} M_f i_f = \omega \frac{\sqrt{3/2} M_f}{L_f} \Psi_{f(i_d=0)}
\end{aligned} \tag{2.47}$$

Sendo,

e_q : tensão induzida da armadura, de circuito aberto, pela corrente i_f .

i_f : corrente de campo.

- **Regime Transitório:**

Quando o gerador está em regime transitório, o fluxo de armadura atravessa o enrolamento amortecedor e, portanto, as correntes desse enrolamento decaem para valores relativamente pequenos. Isso permite reescrever as Equações 2.18 e 2.19, desconsiderando o circuito do enrolamento amortecedor, pela Equação 2.48.

$$\begin{aligned}
\begin{bmatrix} \Psi_d \\ \Psi_f \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} L_d & \sqrt{3/2} M_f \\ \sqrt{3/2} M_f & L_f \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_f \end{bmatrix} \\
\Psi_q &= L_q i_q
\end{aligned} \tag{2.48}$$

Já as Equações 2.28 e 2.29 podem ser reescritas pela Equação 2.49:

$$\begin{aligned}
\Psi_f &= v_f - R_f i_f \\
v_d &= -Ri_d - \omega \Psi_q \\
v_q &= -Ri_q + \omega \Psi_d
\end{aligned} \tag{2.49}$$



A primeira expressão da Equação 2.49 relaciona o fluxo do enrolamento de campo com o fluxo da armadura à medida que o último atravessa as bobinas de campo. As duas últimas expressões da Equação 2.49 determinam como as tensões da armadura são influenciadas pelo enrolamento de campo.

Substituindo a Equação 2.48 na Equação 2.49, obtém-se a Equação 2.50.

$$v_q = -Ri_q + \omega \left[i_d \left(L_d - \frac{3M_f^2}{2L_f} \right) + \frac{\sqrt{3/2} M_f}{L_f} \Psi_f \right] \quad (2.50)$$

O termo $\frac{\sqrt{3/2} M_f}{L_f} \Psi_f$, denotado por e'_q , é chamado de *fems* transitória de eixo q . Assim, pode-se escrever a Equação 2.51.

$$e'_q = \frac{\sqrt{3/2} M_f}{L_f} \Psi_f \quad (2.51)$$

Substituindo Equação 2.33 na Equação 2.50, obtém-se a Equação 2.52.

$$v_q = -Ri_q + X'_d i_d + e'_q \quad (2.52)$$

Como não existe enrolamento de campo no eixo q , então $X'_q = X_q$. Assim, pode-se escrever a Equação 2.53.

$$v_d = -Ri_d + X'_q i_q \quad (2.53)$$

Embora a Equação 2.53 esteja correta, muitos geradores, em especial aqueles acionados por turbinas, têm o rotor com pacote magnético sólido que atua como um enrolamento no eixo q . Assim é conveniente representá-lo como uma bobina curto-circuitada, representado pela letra g subscrita. Assim a expressão para o fluxo de eixo q é dado pela Equação 2.54.

$$\begin{bmatrix} \Psi_q \\ \Psi_g \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_q & \sqrt{3/2} M_g \\ \sqrt{3/2} M_g & L_g \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_q \\ i_g \end{bmatrix} \quad (2.54)$$



O fluxo concatenado é dado pela Equação 2.55.

$$\dot{\Psi}_g = v_g - R_g i_g = -R_g i_g \quad (2.55)$$

Assim, pode-se reecrever a Equação 2.53 pela Equação 2.56.

$$\begin{aligned} v_d &= -R i_d - X'_q i_q + e'_d \\ e'_d &= -\omega \left(\frac{\sqrt{3/2} M_g}{L_g} \right) \Psi_g \end{aligned} \quad (2.56)$$

Nesse caso $X'_q \neq X_q$.

O fluxo concatenado do enrolamento de campo Ψ_f não se mantém constante durante todo o período transitório, mas muda suavemente à medida que o fluxo de armadura atravessa o enrolamento de campo. Essa variação do fluxo concatenado do enrolamento de campo está descrita na Equação 2.49. Substituindo a Equação 2.48 na Equação 2.49, obtém-se a Equação 2.57.

$$v_f = \dot{\Psi}_f + \frac{R_f}{L_f} \Psi_f - R_f \frac{\sqrt{3/2} M_f}{L_f} i_d \quad (2.57)$$

Substituindo as Equações 2.33, 2.35 e 2.51 na Equação 2.57, obtém-se a Equação 2.58.

$$e_f = \dot{e}'_q T'_{do} + e'_q - (X_d - X'_d) i_d \quad (2.58)$$

Rearranjando a Equação 2.58, tem-se a Equação 2.59.

$$\dot{e}'_q = \frac{e_f - e'_q + i_d (X_d - X'_d)}{T'_{do}} \quad (2.59)$$

Analogamente, pode-se obter a Equação 2.60 quando $X'_q \neq X_q$.



$$\dot{e}'_d = \frac{-e'_d - i_q(X_q - X'_q)}{T'_{qo}} \quad (2.60)$$

- **Regime Subtransitório:**

Durante o regime subtransitório, o enrolamento amortecedor atua como uma blindagem para o enrolamento de campo e o corpo do rotor contra as mudanças do fluxo de armadura. O fluxo concatenado de campo Ψ_f se mantém constante durante esse período, ao passo que o fluxo concatenado do enrolamento amortecedor decai à medida que o gerador vai para o regime transitório.

As equações de tensão de armadura, definidas na Equação 2.28, são modificadas devido ao seu acoplamento com os circuitos no rotor em ambos os eixos d e q . As equações de fluxo concatenado do eixo d permitem escrever o fluxo de armadura Ψ_d em termos de i_d , Ψ_D e Ψ_f . Dessa forma, obtém-se a Equação 2.61.

$$\Psi_d = L''_d i_d + (k_1 \Psi_f + k_2 \Psi_D) \quad (2.61)$$

As variáveis k_1 e k_2 são descritas pela Equação 2.62.

$$k_1 = \frac{kM_f L_D - kM_D L_{fD}}{L_f L_D - L_{fD}^2} \quad (2.62)$$

$$k_2 = \frac{kM_D L_f - kM_f L_{fD}}{L_f L_D - L_{fD}^2}$$

Substituindo a Equação 2.61 na Equação 2.28, obtém-se a Equação 2.63.

$$v_q = -Ri_q + X''_d i_d + e''_q \quad (2.63)$$

A variável e''_q é definido pela Equação 2.64.



$$e_q'' = \omega(k_1\Psi_f + k_2\Psi_D) \quad (2.64)$$

A variável e_q'' representa tensão de armadura proporcional aos fluxos concatenados de eixo d . Esses fluxos permanecem constantes e apenas variam com a variação de Ψ_D .

A tensão de eixo d , apresentada na Equação 2.65, pode ser obtida analogamente ao desenvolvido para a tensão de eixo q .

$$v_d = -Ri_d - X_q''i_q + e_d'' \quad (2.61)$$

A expressão que representa o decaimento do fluxo do enrolamento de armadura no eixo d é dada pela Equação 2.66.

$$\dot{\Psi}_D = -R_D i_D \quad (2.66)$$

Substituindo a Equação 2.18 na Equação 2.66, e escrevendo-a em termos de i_d , Ψ_D e Ψ_f , obtém-se a Equação 2.67.

$$\dot{\Psi}_D = k_2 i_d + \frac{1}{T_{do}'} \frac{L_{fD}}{L_f} \Psi_f - \frac{1}{T_{do}''} \Psi_D \quad (2.67)$$

Diferenciando-se a Equação 2.64 e substituindo-a na Equação 2.67, obtém-se a Equação 2.68.

$$\dot{e}_q'' = \frac{e_q' + i_d(X_d' - X_d'') - e_q''}{T_{do}''} \quad (2.68)$$

Analogamente ao desenvolvimento feito para o enrolamento de eixo q , obtém-se para o eixo d a Equação 2.69.



$$e_d'' = \frac{e_d' - i_q(X_q' - X_q'') - e_d''}{T_{q0}''} \quad (2.69)$$

2.1.1.1.7 EQUAÇÕES DE CONJUGADO E POTÊNCIA

Para completar o conjunto de equações necessárias para descrever o gerador, é preciso escrever as equações de potência elétrica nos terminais da máquina e potência de entreferro, além da equação de oscilação mecânica.

Com as *fems* de transformação desprezadas, a potência nos terminais do gerador é calculada pela Equação 2.70.

$$P_g = (V_d I_d + V_q I_q) [p. u.] \quad (2.70)$$

Já a potência de entreferro é calculada pela Equação 2.71. Essa potência é igual a potência nos terminais do gerador adicionada as perdas na resistência de armadura.

$$P_e = [V_d I_d + V_q I_q + R(I_d^2 + I_q^2)] [p. u.] \quad (2.71)$$

Dessa forma, o torque elétrico pode ser calculado pela Equação 2.72.

$$T_e = \frac{1}{\omega} [V_d I_d + V_q I_q + R(I_d^2 + I_q^2)] [p. u.] \quad (2.72)$$

Por fim, a equação de oscilação mecânica é definida pela Equação 2.73.

$$T_m - T_e - D\Delta\omega = J \frac{d\omega}{dt} \quad (2.73)$$

$$\frac{d\delta}{dt} = \Delta\omega = (\omega_s - \omega)$$

Sendo,

T_m : torque fornecido pela máquina motriz [N.m].

D : coeficiente de amortecimento [N.m.s/rad].

J : momento de inércia [kg.m²].



δ : posição angular do rotor [rad].

ω_s : velocidade síncrona [rad/s].

ω : velocidade do rotor [rad/s].

As Equações 2.59, 2.60, 2.68, 2.69 e 2.73 representam a modelagem do gerador síncrono e a partir delas é possível desenvolver diversos modelos. No Capítulo 3 será apresentado o modelo utilizado na simulação, obtido a partir dessas equações.

2.1.2 SISTEMA DE EXCITAÇÃO

O sistema de excitação de um gerador é composto basicamente pela excitatriz e pelo regulador de tensão. Atuando no controle da tensão de campo, esse sistema executa funções de controle e proteção do sistema de geração. As funções de controle incluem o controle da tensão de saída do gerador, o controle do fluxo de potência reativa, o controle do fator de potência e também a melhoria da estabilidade do sistema. Já as funções de proteção garantem que os limites térmicos do gerador, da excitatriz e dos demais equipamentos do sistema de geração não sejam ultrapassados [10].

2.1.2.1 EXCITATRIZ

A função básica da excitatriz é fornecer tensão em corrente contínua para o enrolamento de campo do gerador. Em um sistema isolado, a excitatriz deve ser capaz, pelo menos, de controlar a tensão nos terminais do gerador desde o sistema a vazio, até a plena carga.

Com o passar dos anos, foram propostos e desenvolvidos diversos arranjos para a excitatriz. A depender de suas características – se sua fonte é estática ou rotativa e em corrente contínua ou alternada – podem ser classificados em três grupos:

- a) Sistema de excitação alimentado em corrente contínua (CC);
- b) Sistema de excitação alimentado em corrente alternada (CA);
- c) Sistema de excitação estático;



2.1.2.1.1 SISTEMA DE EXCITAÇÃO EM CORRENTE CONTÍNUA

O sistema de excitação em corrente contínua utiliza um gerador CC, normalmente acoplado no próprio eixo do gerador principal, para alimentar o campo do gerador principal. O acoplamento elétrico para a alimentação do campo principal é feito através de escovas e anéis. A Figura 9 ilustra um sistema de excitação CC autoexcitado.

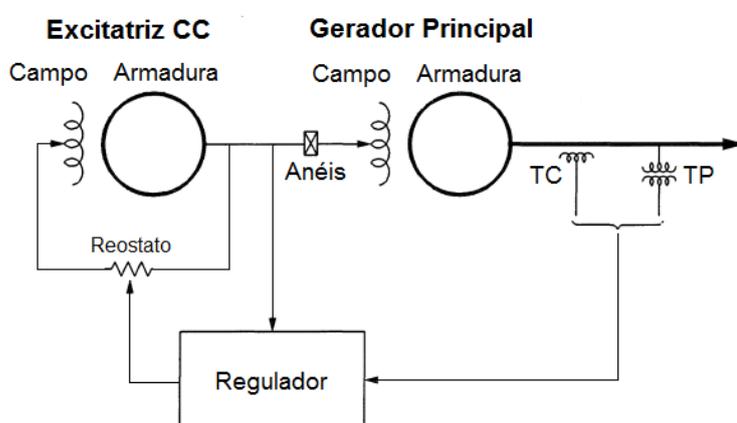


Figura 9: Sistema de Excitação CC

Fonte: Kundur (1994, p. 319), adaptado pelo autor

Os sistemas de excitação CC foram largamente utilizados entre 1920 e 1960, porém, gradativamente, estão entrando em obsolescência [10]. No entanto, como ainda existem geradores que utilizam sistemas de excitação CC, faz-se necessário modelá-los para estudos de estabilidade [10].

2.1.2.1.2 SISTEMA DE EXCITAÇÃO EM CORRENTE ALTERNADA

O sistema de excitação em corrente alternada utiliza um alternador, normalmente acoplado no eixo do gerador principal, como fonte de tensão para o campo do gerador principal. Porém, antes de alimentar o campo principal, a tensão CA da saída da excitatriz precisa ser retificada. A depender do tipo do retificador, o sistema pode ser classificado como sistema com retificador não-controlado estacionário, com retificador controlado estacionário ou com retificador rotativo.



- Sistema com Retificador Não-Controlado Estacionário:

A Figura 10 apresenta um diagrama unifilar simplificado ilustrando um gerador com sistema de excitação CA com retificador não-controlado estacionário. Nesse sistema o controle da tensão contínua do campo principal é feito atuando-se na corrente de campo da excitatriz CA. A conexão elétrica para a alimentação do campo principal é feito através de escovas e anéis.

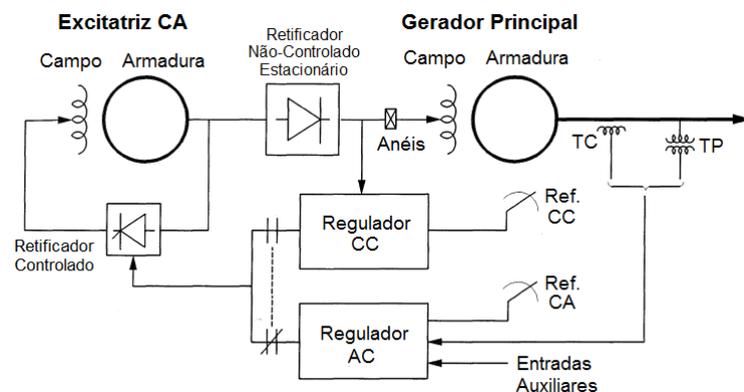


Figura 10: Sistema de Excitação CA com Retificador Não-Controlado Estacionário

Fonte: Kundur (1994, p. 321), adaptado pelo autor

- Sistema com Retificador Controlado Estacionário:

A Figura 11 apresenta um diagrama unifilar simplificado ilustrando um gerador com sistema de excitação CA com retificador controlado estacionário. Nesse caso, o regulador atua diretamente na tensão contínua que alimenta o campo principal, o que torna a resposta do controle de tensão desse sistema mais rápida se comparado com o retificador não-controlado estacionário. Assim como no sistema anterior, a alimentação do campo principal também é feita através de escovas e anéis.



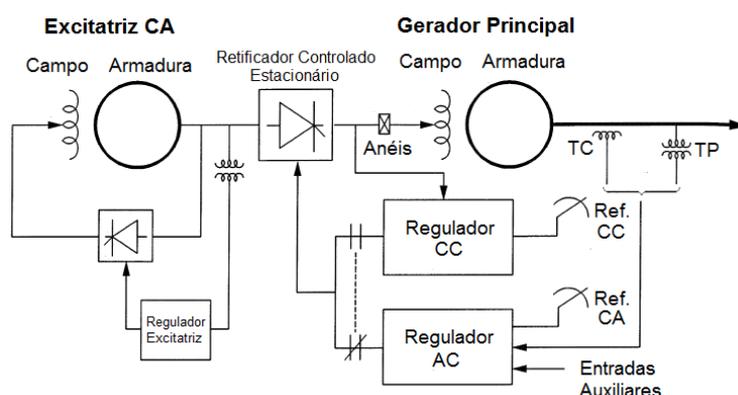


Figura 11: Sistema de Excitação CA com Retificador Controlado Estacionário

Fonte: Kundur (1994, p. 322), adaptado pelo autor

- Sistema com Retificador Rotativo:

A Figura 12 apresenta um diagrama unifilar simplificado ilustrando um gerador com sistema de excitação com retificador rotativo. A tensão piloto é gerada a partir de gerador de ímã permanente. Vale ressaltar que os diodos que retificam a tensão CA da excitatriz para alimentar o campo principal são solidários ao eixo do gerador e, portanto, eliminam a necessidade de anéis e escovas. Por isso esse sistema é comumente chamado de sistema *brushless*. No sistema *brushless* o controle da tensão contínua do campo principal é feito atuando-se na corrente de campo da excitatriz CA.

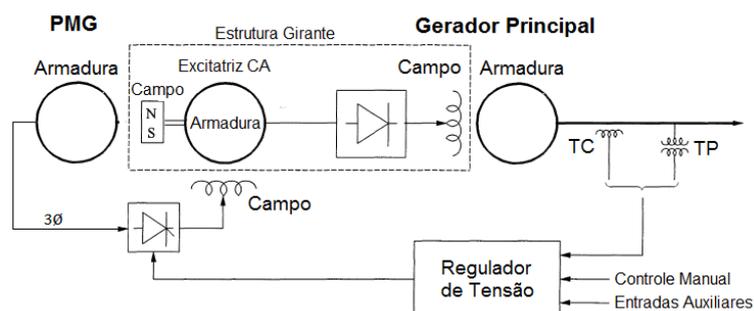


Figura 12: Sistema de Excitação CA com Retificador Rotativo

Fonte: Kundur (1994, p. 323), adaptado pelo autor

Os geradores da plataforma de petróleo em estudo possuem sistema de excitação *brushless* com PMG, tal como o apresentado na Figura 12.



2.1.2.1.3 SISTEMA DE EXCITAÇÃO ESTÁTICO

Nesse sistema todos os componentes são estáticos. O retificador alimenta diretamente o campo principal através de escovas e anéis. A tensão de entrada do retificador pode ser a própria tensão de saída do gerador principal, utilizando-se um transformador para ajustar o nível de tensão, uma tensão de saída do gerador, oriunda de um enrolamento auxiliar dedicado, ou ainda uma tensão auxiliar externa. A Figura 13 ilustra um gerador com sistema de excitação estático.

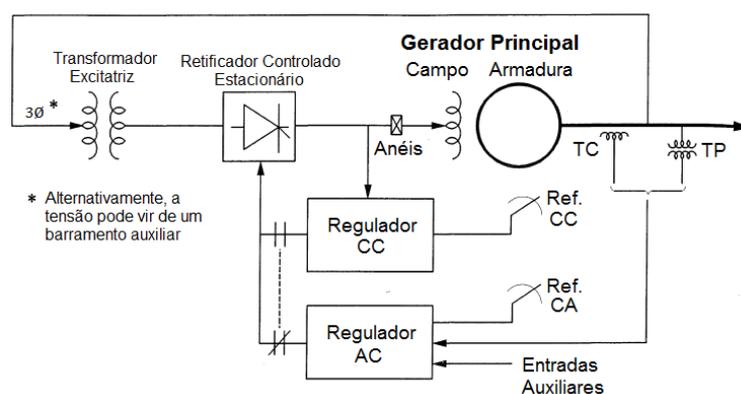


Figura 13: Sistema Excitação Estático

Fonte: Kundur (1994, p. 324), adaptado pelo autor

2.1.2.2 REGULADOR AUTOMÁTICO DE TENSÃO

O regulador automático de tensão, também conhecido como AVR, do inglês *Automatic Voltage Regulator*, possui a função de controlar a tensão do gerador. O AVR possui dois modos de operação: regulador de tensão e regulador de fator de potência.

No modo de operação como regulador de tensão, a função do AVR é controlar a magnitude da tensão de saída do gerador. Essa configuração é utilizada em sistemas isolados, como no caso em estudo, ou nos sistemas interligados onde se busca a manutenção da tensão, como por exemplo, um gerador conectado na extremidade de uma linha de transmissão. Nesse modo de operação a tensão de referência é mantida constante, normalmente em 1 pu.

Já no modo de operação como regulador de fator de potência (ou de potência reativa), a função do AVR é controlar fluxo de potência reativa da máquina. Essa



configuração é utilizada em sistemas elétricos industriais que estão interligados à concessionária de energia elétrica. Nesse modo de operação a tensão de referência não é mantida constante, mas sim recalculada a todo instante de forma a manter o fator de potência da instalação constante.

2.1.3 TURBINA A GÁS

Conforme dito anteriormente, o sistema de geração da plataforma de petróleo deste trabalho é acionado por turbinas a gás. Essas turbinas são aeroderivadas modelo LM2500+ do fabricante GE.

Turbinas a gás são constituídas basicamente por um compressor axial, por uma câmara de combustão e a turbina propriamente dita, operando em ciclo Brayton, conforme ilustrado na Figura 14.

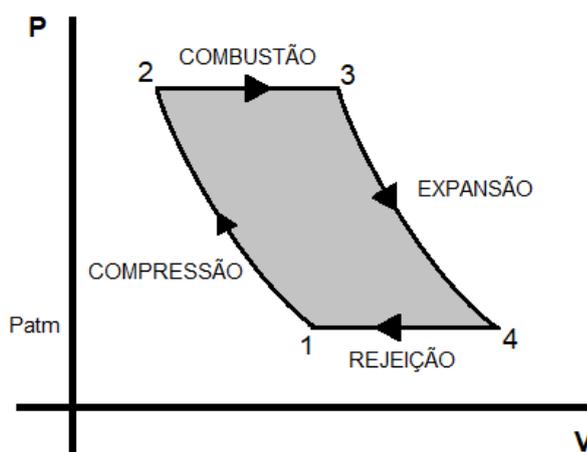


Figura 14: Ciclo Brayton

Fonte: Próprio Autor

Uma turbina a gás produz energia a partir do resultado das seguintes etapas contínuas do ciclo Brayton:

- Compressão - O ar é admitido e comprimido através de um compressor onde ocorre aumento de pressão e temperatura do ar.
- Combustão - O ar comprimido flui para a câmara de combustão, onde o combustível, a alta pressão, é injetado e queimado a pressão constante. O



processo de combustão na câmara é autosustentável, exceto na partida, onde é feita a ignição da mistura ar-combustível.

- Expansão - Gases em alta temperatura e pressão são expandidos a alta velocidade através dos estágios da turbina geradora de gás (GG), que converte parte da energia dos gases em potência no eixo para acionar o compressor de ar.
- Rejeição - Os gases são direcionados para uma turbina de potência (PT) onde a energia residual dos gases é convertida em potência no eixo para acionar o gerador elétrico.

O modelo simplificado de uma turbina a gás é apresentado na Figura 15.

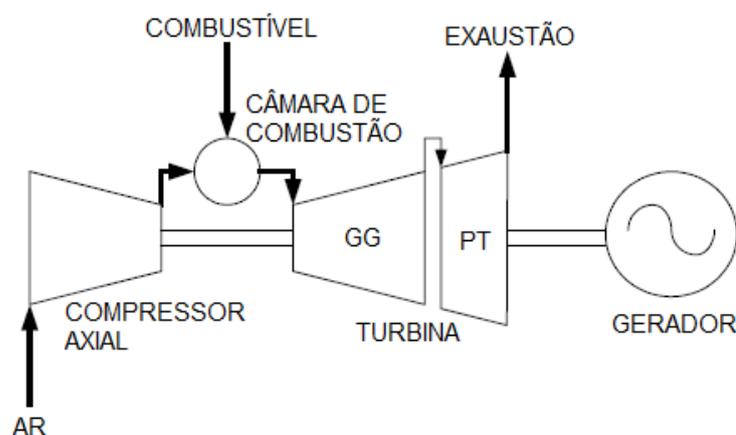


Figura 15: Turbina a Gás

Fonte: Cigre (2003, p. 2-11), adaptado pelo autor.

A seguir serão detalhados os três elementos que formam o bloco térmico da turbina a gás (compressor axial, câmara de combustão e a turbina propriamente dita).

a. COMPRESSOR AXIAL

Conforme dito anteriormente, o compressor axial é o componente da turbina a gás responsável pela pressurização do ar.

Na entrada do compressor axial, o ar é succionado para dentro do compressor e comprimido através de múltiplos estágios das palhetas do estator e do rotor. A cada estágio de compressão, as palhetas do rotor adicionam energia cinética ao ar, enquanto as palhetas do estator convertem a energia cinética em energia potencial, aumentando a pressão estática do ar. A Figura 16 apresenta o gráfico de pressão e



velocidade do ar a medida que ele percorre os estágios de compressão. A relação de compressão (relação entre a pressão descarga e a pressão de sucção) do compressor axial é tipicamente igual a 20.

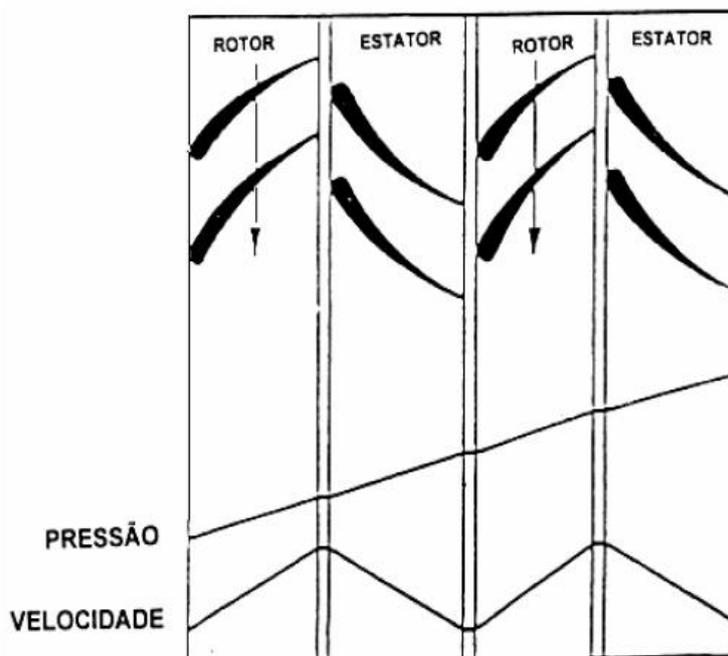


Figura 16: Relação Pressão/Velocidade Durante Compressão

Fonte: Dutra (2017, p. 16).

O compressor axial é projetado para operar com alta eficiência em altas rotações. Para manter o fluxo de ar estabilizado em baixas rotações, os primeiros estágios do compressor são compostos por VIGVs (*variable inlet guide vanes*), que automaticamente alteram o ângulo de ataque de suas pás para controlar o fluxo de ar.

O ar comprimido pelo compressor axial além de participar do processo de combustão do gás possui também a função de garantir o resfriamento das paredes da câmara de combustão.

b. CÂMARA DE COMBUSTÃO



O ar comprimido que sai do compressor axial é então misturado com combustível, à alta pressão, na câmara de combustão, onde ocorre o processo contínuo de combustão.

O projeto da câmara de combustão deve garantir resfriamento adequado das paredes da câmara, a combustão completa do gás, a estabilidade da chama, além de garantir a baixa emissão de fumaça, monóxido de carbono (CO), óxidos de nitrogênio (NO_x), óxidos de enxofre (SO_x) e hidrocarbonetos [16].

c. TURBINA

O gás a alta pressão e temperatura, resultante do processo de combustão, ao escoar através dos múltiplos estágios da turbina se expande, tendo sua pressão e temperatura reduzida à medida que aumenta sua velocidade. A turbina é a forma mais eficaz para transformar a energia contida em um gás a alta pressão e temperatura em trabalho no eixo.

O primeiro conjunto de roda de turbina, chamada de turbina geradora de gás (GG), é responsável por transmitir a energia extraída dos gases que saem da câmara de combustão para o eixo do compressor axial. Os gases remanescentes, ainda com alta pressão e temperatura, são direcionados para um segundo conjunto de roda de turbina, chamada de turbina de potência (PT), que possui acoplada em seu eixo um gerador elétrico.

2.1.1.4.1 CONTROLE DE TURBINAS A GÁS

A Figura 17 apresenta um diagrama típico de controle de uma turbina a gás. Os controles de partida e parada, representados pelos blocos Controle de Partida e Controle de Parada respectivamente, são *loops* de controle e lógica de sequenciamento ativados para acelerar e desacelerar a máquina com segurança durante a partida e parada da mesma. Os controles de partida asseguram a limpeza adequada dos caminhos do gás, estabelecendo a chama, controlando a aceleração e o aquecimento adequado dos caminhos de gás quente antes que seja adicionada carga à turbina. Esses controles não são pertinentes à análise do sistema elétrico.



Normalmente, o *loop* de controle de aceleração, representado pelo bloco Controle de Aceleração, fica ativo durante os períodos de partida e parada. Quando a unidade está operando, o *set point* de aceleração é tipicamente na ordem de 0,01 rad/s² [16,17]. Essa aceleração é relativamente improvável em grandes sistemas elétricos interconectados, mesmo para um desequilíbrio extremo de geração-carga do sistema. Assim, o controle de aceleração normalmente pode ser ignorado para estudos de grandes sistemas elétricos. No entanto, para estudos de ilhamento, pequenos sistemas de energia e, particularmente, no caso de geradores acionados por turbinas a gás aeroderivadas, o *loop* de controle de aceleração deve ser considerado [16].

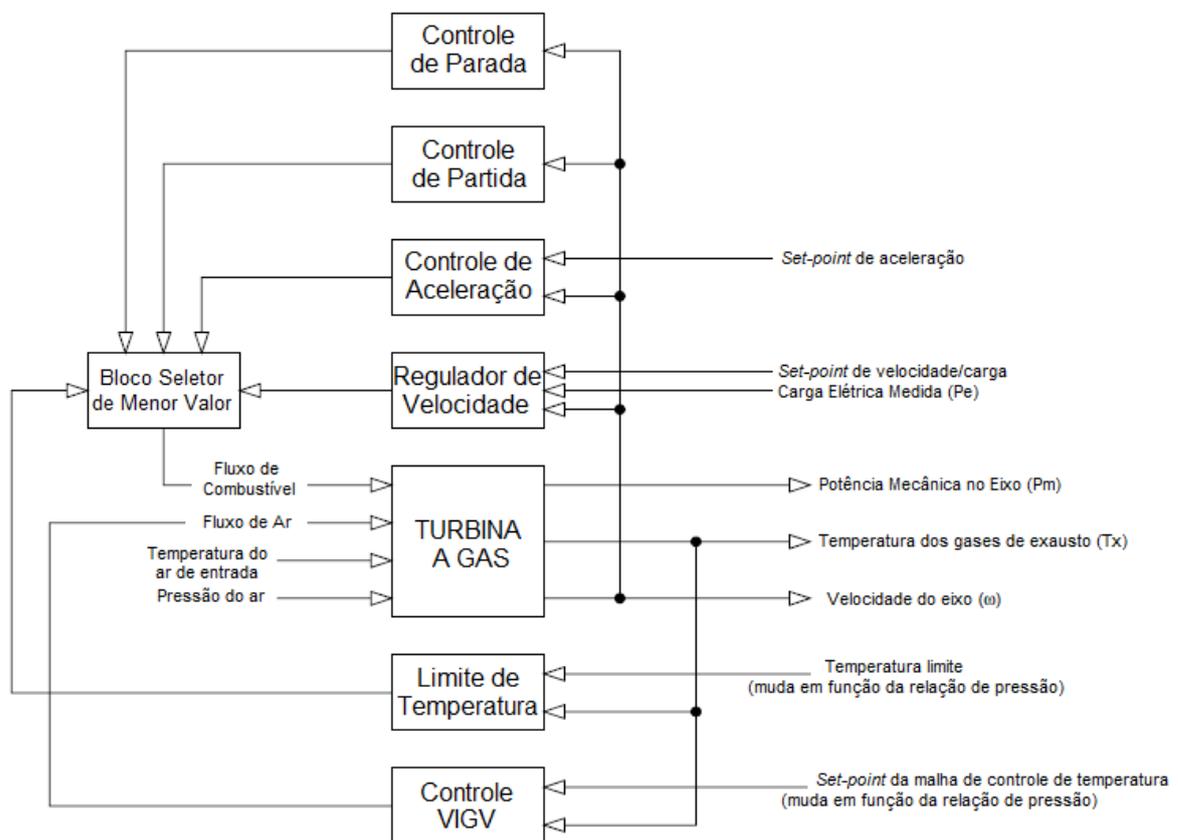


Figura 17: Diagrama de Controle da Turbina a Gás

Fonte: Cigre (2003, p. 2-18), adaptado pelo autor.

No bloco TURBINA A GAS estão representadas todas as características mecânicas e termodinâmicas da turbina, como por exemplo, inércia da turbina, respostas das válvulas de combustíveis, processo de combustão, entre outros. Vale



ressaltar que a modelagem de qualquer processo termodinâmico dessas máquinas é muito complexa e irrelevante para simulação e análise de sistemas elétricos [16,18].

Os controles mais relevantes para análise do sistema elétrico são o controle de velocidade e o controle do limite de temperatura, representados na Figura 17 pelos blocos Regulador de Velocidade e Limite de Temperatura, respectivamente. O regulador de velocidade será detalhado na Seção 2.1.4. O controle de temperatura atuará limitando a temperatura da combustão e conseqüentemente a potência mecânica no eixo da turbina, de forma a manter a integridade da câmara de combustão. Isso é feito limitando o fluxo de combustível e controlando a relação ar-combustível da turbina.

O controlador VIGV, representado pelo bloco Controle VIGV na Figura 17, é usado para regular a temperatura dos gases de exaustão da turbina, atuando nas VIGVs [16]. Este controlador modifica o fluxo de entrada de ar para regular a temperatura dos gases de escape. Esse controle permite ainda a turbina trabalhar com a temperatura mais alta possível para os gases de escape, mesmo operando com carregamento parcial. No caso de uma redução da potência demandada da turbina a gás, o fluxo de ar diminui quando o fluxo de combustível diminui, mantendo assim a relação ar-combustível quase constante. Assim, a temperatura dos gases de exaustão não cairá. O controle contribui para manter uma boa eficiência global do sistema, mesmo em operação com carregamento parcial.

2.1.4 REGULADOR DE VELOCIDADE

O regulador de velocidade desempenha três funções básicas: controle de velocidade/carga, controle de sobrevelocidade e proteção de sobrevelocidade. O objetivo desse controle é manter a rotação dos geradores dentro das faixas aceitáveis de velocidade.

O sistema elétrico da plataforma trabalha com frequência fixa de 60 Hz. Assim, quando ocorre algum distúrbio no sistema elétrico, a frequência torna-se diferente de 60 Hz e o regulador de velocidade atua, então, na válvula de combustível da turbina, de maneira a aumentar ou diminuir a potência no eixo máquina. Assim a relação



geração-carga se equilibra e a frequência retorna para 60 Hz. O regulador de velocidade possui dois modos principais de operação: isócrona e *droop*.

2.1.4.1 MODO DE OPERAÇÃO ISÓCRONO

O termo isócrona significa velocidade constante. Assim, um gerador operando em modo isócrona mantém a velocidade constante qualquer que seja a carga a ele conectado, conforme pode-se observar na Figura 18.

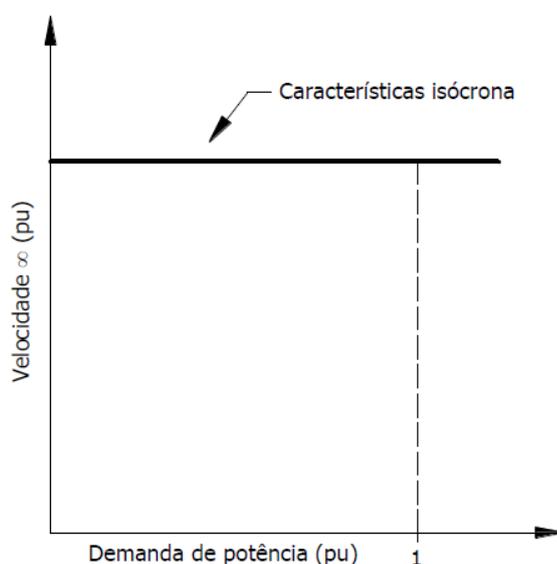


Figura 18: Característica Isócrona

Fonte: Silva (2016, p. 94)

A Figura 19 apresenta um diagrama esquemático do regulador de velocidade em modo isócrona. A velocidade medida do rotor do gerador, ω_r , é comparada com a velocidade de referência, ω_0 . Um sinal de erro (desvio de velocidade) é amplificado e integrado para gerar um sinal de controle, ΔY , que atuará na válvula de combustível da turbina a gás. Nesse controle, o erro da velocidade em regime é sempre igual a zero, conforme observado na Figura 20.

Um regulador de velocidade isócrona trabalha satisfatoriamente quando o sistema é alimentado apenas por um gerador. Em sistemas que trabalham com dois ou mais geradores em paralelo, é preciso usar reguladores de velocidade com característica *droop* para que haja divisão igualitária de carga entre eles [14].



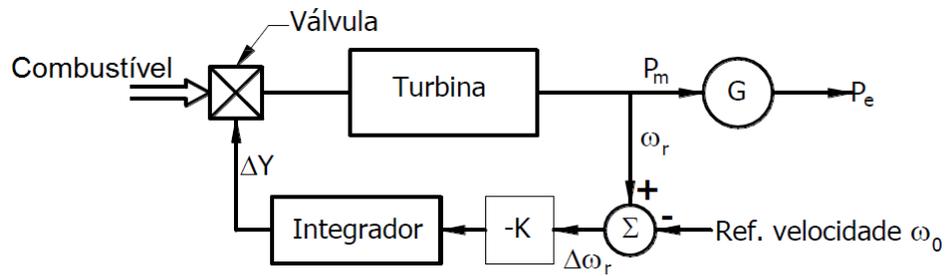


Figura 19: Esquemático do Regulador Isócrono

Fonte: Silva (2016, p. 95)

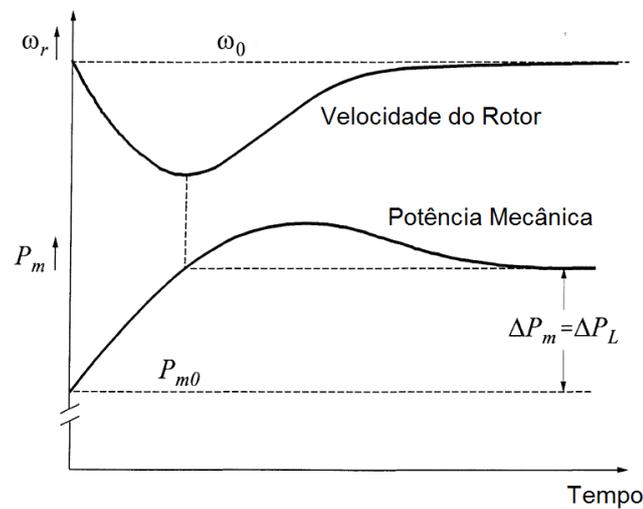


Figura 20: Resposta do Sistema de Geração Operando em Modo Isócrono

Fonte: Kundur (1994, p. 588), adaptado pelo autor

2.1.4.2 MODO DE OPERAÇÃO *DROOP*

Os reguladores de velocidade que operam com característica *droop* impõem redução de velocidade nos geradores à medida que potência demandada aumenta. A Figura 21 apresenta a curva característica de um regulador de velocidade em *droop*, cuja inclinação R é dada pela razão $\Delta f / \Delta P$. Ainda analisando a Figura 21, é possível concluir que um determinado valor de potência ativa que um gerador pode fornecer está associado a um valor único de frequência.



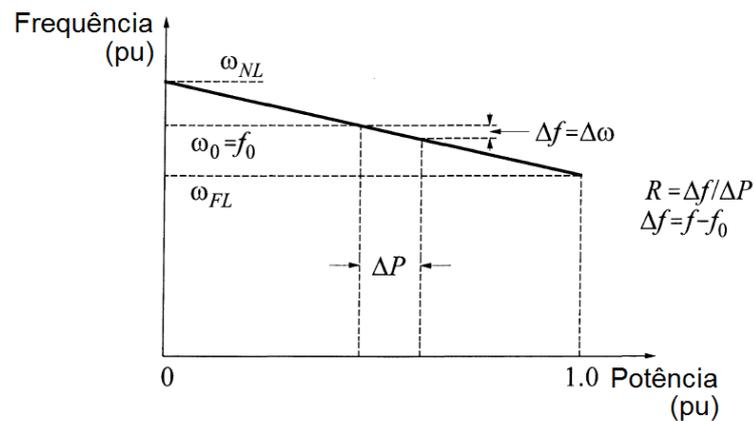


Figura 21: Característica Droop

Fonte: Kundur (1994, p. 590), adaptado pelo autor

Sabendo-se que o sistema de geração da plataforma em estudo está configurado para que todos os geradores trabalhem no modo *droop*, teoricamente a divisão de carga entre as máquinas dependerá apenas do ajuste da inclinação R de cada máquina, conforme ilustrado na Figura 22. Na prática, as inclinações são mantidas iguais e a divisão de carga entre os geradores permanece equilibrada.

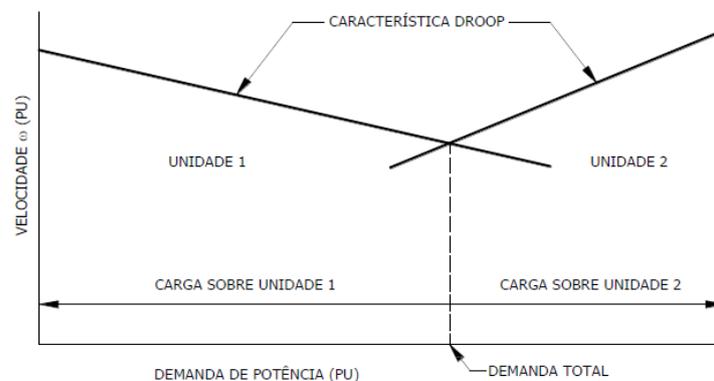


Figura 22: Divisão de Carga entre Geradores em Droop

Fonte: Silva (2016, p. 98)

A Figura 23 ilustra a resposta do sistema de geração quando submetido a um acréscimo de carga. Devido a característica *droop*, o incremento de potência é acompanhado por um erro na frequência em regime permanente, definido na Figura 23 por $\Delta\omega_{SS}$.



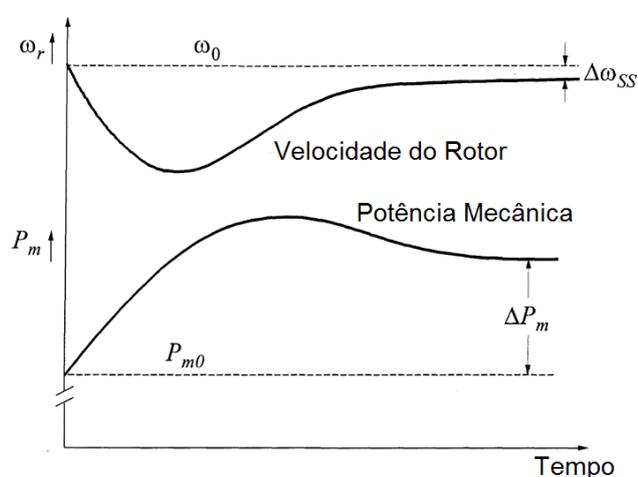


Figura 23: Resposta do Sistema de Geração Operando em Modo *Droop*

Fonte: Kundur (1994, p. 592), adaptado pelo autor

2.2 CARGAS ELÉTRICAS

Assim como em outras instalações industriais, os motores de indução trifásicos constituem a maior parte das cargas do sistema elétrico em estudo, por isso serão mais detalhados ao longo do trabalho.

Essas máquinas são constituídas por dois componentes principais: o estator e o rotor. No estator encontram-se os enrolamentos trifásicos, que, assim como nas máquinas síncronas, estão distribuídos em torno do estator com defasagem espacial de 120° elétricos. Essas bobinas, quando alimentadas pela rede elétrica, cujas tensões são defasadas de 120° no tempo, produzem um campo magnético girante, que gira à velocidade síncrona. A diferença de velocidade angular do campo magnético girante produzido pelo estator e a velocidade angular do rotor possibilitará a indução de tensão no enrolamento do rotor, que fará circular corrente nesse enrolamento e produzirá um campo magnético do rotor, estacionário em relação ao campo do estator, que irá interagir com o campo magnético do estator, resultando em um conjugado responsável pelo movimento do rotor. Dessa forma, para que haja produção de movimento em um motor de indução, a velocidade do rotor será sempre inferior à velocidade síncrona. A diferença entre a velocidade síncrona e a velocidade do rotor, em p.u., é conhecida como escorregamento, s , definido na Equação 2.74.



$$s = \frac{\omega_s - \omega_r}{\omega_s} \quad (2.74)$$

Sendo,

ω_s : velocidade síncrona.

ω_r : velocidade do rotor.

2.2.1 EQUAÇÕES DO MOTOR DE INDUÇÃO NAS VARIÁVEIS a, b, c E REFERENCIAL NO ESTATOR.

Para desenvolvimento das equações do motor de indução trifásico (MIT), considere o motor sendo de dois polos e com os enrolamentos de estator ($\mathbf{a}_s, \mathbf{b}_s, \mathbf{c}_s$) e rotor ($\mathbf{a}_r, \mathbf{b}_r, \mathbf{c}_r$) simétricos para as três fases. Considere ainda que os enrolamentos das fases b e c estão defasados do enrolamento da fase a de $\pm 120^\circ$. A configuração dos enrolamentos do estator e do rotor está ilustrada na Figura 24.

As equações das tensões que descrevem os circuitos do estator e do rotor são dadas pelas Equações 2.75 a 2.78:

$$\mathbf{v}_{abcs} = r_s \mathbf{i}_{abcs} + \frac{d\boldsymbol{\lambda}_{abcs}}{dt} \quad (2.75)$$

$$\mathbf{v}_{abcr} = r_r \mathbf{i}_{abcr} + \frac{d\boldsymbol{\lambda}_{abcr}}{dt} \quad (2.76)$$

$$\mathbf{v}_{abcs} = \begin{bmatrix} v_{as} \\ v_{bs} \\ v_{cs} \end{bmatrix}; \quad \mathbf{i}_{abcs} = \begin{bmatrix} i_{as} \\ i_{bs} \\ i_{cs} \end{bmatrix}; \quad \boldsymbol{\lambda}_{abcs} = \begin{bmatrix} \lambda_{as} \\ \lambda_{bs} \\ \lambda_{cs} \end{bmatrix}; \quad (2.77)$$

$$\mathbf{v}_{abcr} = \begin{bmatrix} v_{ar} \\ v_{br} \\ v_{cr} \end{bmatrix}; \quad \mathbf{i}_{abcr} = \begin{bmatrix} i_{ar} \\ i_{br} \\ i_{cr} \end{bmatrix}; \quad \boldsymbol{\lambda}_{abcr} = \begin{bmatrix} \lambda_{ar} \\ \lambda_{br} \\ \lambda_{cr} \end{bmatrix}; \quad (2.78)$$



As matrizes $\lambda_{abcs(s)}$, $\lambda_{abcs(r)}$, $\lambda_{abcr(s)}$ e $\lambda_{abcr(r)}$ são definidas pelas Equações 2.81 a 2.84.

$$\lambda_{abcs(s)} = \begin{bmatrix} L_{as} & L_{abs} & L_{acs} \\ L_{abs} & L_{bs} & L_{bcs} \\ L_{acs} & L_{bcs} & L_{cs} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{as} \\ i_{bs} \\ i_{cs} \end{bmatrix} \quad (2.81)$$

$$\lambda_{abcs(r)} = \begin{bmatrix} L_{as,ar} & L_{as,br} & L_{as,cr} \\ L_{bs,ar} & L_{bs,br} & L_{bs,cr} \\ L_{cs,ar} & L_{cs,br} & L_{cs,cr} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{ar} \\ i_{br} \\ i_{cr} \end{bmatrix} \quad (2.82)$$

$$\lambda_{abcr(s)} = \begin{bmatrix} L_{ar,as} & L_{ar,bs} & L_{ar,cs} \\ L_{br,as} & L_{br,bs} & L_{br,cs} \\ L_{cr,as} & L_{cr,bs} & L_{cr,cs} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{as} \\ i_{bs} \\ i_{cs} \end{bmatrix} \quad (2.83)$$

$$\lambda_{abcr(r)} = \begin{bmatrix} L_{ar} & L_{abr} & L_{acr} \\ L_{abr} & L_{br} & L_{bcr} \\ L_{acr} & L_{bcr} & L_{cr} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{ar} \\ i_{br} \\ i_{cr} \end{bmatrix} \quad (2.84)$$

Devido à reciprocidade existente entre as indutâncias mútuas, por exemplo $L_{as,br} = L_{br,as}$, tem-se que $\lambda_{abcs(r)} = \lambda_{abcr(s)}^T$.

Para calcular os enlaces de fluxo do MIT é imprescindível definir os valores das indutâncias próprias e mútuas. Essas indutâncias são calculadas pelas Equações 2.85 a 2.89 [20].

As indutâncias próprias dos enrolamentos do estator são dadas pela Equação 2.85.

$$L_{as} = L_{bs} = L_{cs} = L_{ls} + L_{ms} = L_{ls} + \mu_0 N_s^2 \left(\frac{r \cdot l}{g} \right) \left(\frac{\pi}{4} \right) \quad (2.85)$$

Sendo,

L_{ms} : indutância magnetizante do estator.

L_{ls} : fluxo disperso, aquele que não atravessa o entreferro.

N_s : número de espiras do enrolamento do estator.

$r \cdot l$: área da seção transversal do caminho magnético percorrido pelo fluxo.



g : comprimento do entreferro.

μ_0 : permeabilidade magnética do ar.

As indutâncias mútuas entre os enrolamentos do estator são dadas pela Equação 2.86.

$$L_{abs} = \mu_0 N_s^2 \left(\frac{r \cdot l}{g}\right) \left(\frac{\pi}{4}\right) \cos\left(\frac{2\pi}{3}\right) = -\mu_0 N_s^2 \left(\frac{r \cdot l}{g}\right) \left(\frac{\pi}{8}\right) = -\frac{L_{ms}}{2} \quad (2.86)$$

As indutâncias próprias dos enrolamentos do rotor são dadas pela Equação 2.87.

$$L_{ar} = L_{br} = L_{cr} = L_{lr} + L_{mr} = L_{lr} + \mu_0 N_r^2 \left(\frac{r \cdot l}{g}\right) \left(\frac{\pi}{4}\right) = L_{lr} + \left(\frac{N_r}{N_s}\right)^2 L_{ms} \quad (2.87)$$

Sendo,

N_r : número de espiras do enrolamento do rotor.

As indutâncias mútuas entre os enrolamentos do rotor são dadas pela Equação 2.88.

$$L_{abr} = \mu_0 N_r^2 \left(\frac{r \cdot l}{g}\right) \left(\frac{\pi}{4}\right) \cos\left(\frac{2\pi}{3}\right) = -\mu_0 N_r^2 \left(\frac{r \cdot l}{g}\right) \left(\frac{\pi}{8}\right) = -\left(\frac{N_r}{N_s}\right)^2 \frac{L_{ms}}{2} \quad (2.88)$$

As indutâncias mútuas entre os enrolamentos do estator e do rotor são dadas pela Equação 2.89.

$$L_{as,ar} = \mu_0 N_r N_s \left(\frac{r \cdot l}{g}\right) \left(\frac{\pi}{4}\right) \cos(\theta_r) = \frac{N_r}{N_s} L_{ms} \cos(\theta_r) \quad (2.89)$$

$$L_{as,br} = \mu_0 N_r N_s \left(\frac{r \cdot l}{g}\right) \left(\frac{\pi}{4}\right) \cos\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) = \frac{N_r}{N_s} L_{ms} \cos\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right)$$



$$L_{as,cr} = \mu_0 N_r N_s \left(\frac{r \cdot l}{g} \right) \left(\frac{\pi}{4} \right) \cos \left(\theta_r - \frac{2\pi}{3} \right) = \frac{N_r}{N_s} L_{ms} \cos \left(\theta_r - \frac{2\pi}{3} \right)$$

Sendo,

θ_r : posição angular do rotor.

Substituindo as Equações 2.85 a 2.89 nas Equações 2.81 a 2.84, obtém-se as Equações 2.90 a 2.93:

$$\lambda_{abcs(s)} = \begin{bmatrix} L_{ls} + L_{ms} & -\frac{L_{ms}}{2} & -\frac{L_{ms}}{2} \\ -\frac{L_{ms}}{2} & L_{ls} + L_{ms} & -\frac{L_{ms}}{2} \\ -\frac{L_{ms}}{2} & -\frac{L_{ms}}{2} & L_{ls} + L_{ms} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{as} \\ i_{bs} \\ i_{cs} \end{bmatrix} \quad (2.90)$$

$$\lambda_{abcs(r)} = \frac{N_r}{N_s} L_{ms} \begin{bmatrix} \cos(\theta_r) & \cos\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) \\ \cos\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos(\theta_r) & \cos\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \cos\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos(\theta_r) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{ar} \\ i_{br} \\ i_{cr} \end{bmatrix} \quad (2.91)$$

$$\lambda_{abcr(s)} = \frac{N_r}{N_s} L_{ms} \begin{bmatrix} \cos(\theta_r) & \cos\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \cos\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) & \cos(\theta_r) & \cos\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) \\ \cos\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) & \cos(\theta_r) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{as} \\ i_{bs} \\ i_{cs} \end{bmatrix} \quad (2.92)$$

$$\lambda_{abcr(r)} = \begin{bmatrix} L_{lr} + \left(\frac{N_r}{N_s}\right)^2 L_{ms} & -\left(\frac{N_r}{N_s}\right)^2 \frac{L_{ms}}{2} & -\left(\frac{N_r}{N_s}\right)^2 \frac{L_{ms}}{2} \\ -\left(\frac{N_r}{N_s}\right)^2 \frac{L_{ms}}{2} & L_{lr} + \left(\frac{N_r}{N_s}\right)^2 L_{ms} & -\left(\frac{N_r}{N_s}\right)^2 \frac{L_{ms}}{2} \\ -\left(\frac{N_r}{N_s}\right)^2 \frac{L_{ms}}{2} & -\left(\frac{N_r}{N_s}\right)^2 \frac{L_{ms}}{2} & L_{lr} + \left(\frac{N_r}{N_s}\right)^2 L_{ms} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{ar} \\ i_{br} \\ i_{cr} \end{bmatrix} \quad (2.93)$$



Aplicando-se a teoria da representação vetorial consegue-se reduzir as seis equações das tensões que descrevem os circuitos do motor para apenas duas. Assim, as Equações 2.75 e 2.76 na forma matricial podem ser reescritas pelas Equações 2.94 e 2.95.

$$\mathbf{v}_s = r_s \mathbf{i}_s + \frac{d\lambda_s}{dt} \quad (2.94)$$

$$\mathbf{v}_r = r_r \mathbf{i}_r + \frac{d\lambda_r}{dt} \quad (2.95)$$

Sendo as variáveis $\mathbf{v}_s, \mathbf{i}_s, \lambda_s, \mathbf{v}_r, \mathbf{i}_r, \lambda_r$ e o operador a descritos, respectivamente, pelas Equações 2.96 a 2.102.

$$\mathbf{v}_s = \frac{2}{3}(v_{as} + av_{bs} + a^2v_{cs}) \quad (2.96)$$

$$\mathbf{i}_s = \frac{2}{3}(i_{as} + ai_{bs} + a^2i_{cs}) \quad (2.97)$$

$$\lambda_s = \frac{2}{3}[(\lambda_{as(s)} + a\lambda_{bs(s)} + a^2\lambda_{cs(s)}) + (\lambda_{as(r)} + a\lambda_{bs(r)} + a^2\lambda_{cs(r)})] \quad (2.98)$$

$$\mathbf{v}_r = \frac{2}{3}(v_{ar} + av_{br} + a^2v_{cr}) \quad (2.99)$$

$$\mathbf{i}_r = \frac{2}{3}(i_{ar} + ai_{br} + a^2i_{cr}) \quad (2.100)$$

$$\lambda_r = \frac{2}{3}[(\lambda_{ar(s)} + a\lambda_{br(s)} + a^2\lambda_{cr(s)}) + (\lambda_{ar(r)} + a\lambda_{br(r)} + a^2\lambda_{cr(r)})] \quad (2.101)$$

$$a = e^{j2\pi/3} \quad (2.102)$$

Substituindo-se as Equações 2.90, 2.91, 2.97 e 2.100 na Equação 2.98, e resolvendo algebricamente, obtém-se a Equação 2.103.

$$\lambda_s = \left(L_{ls} + \frac{3}{2}L_{ms} \right) \mathbf{i}_s + \left(\frac{N_r}{N_s} \frac{3}{2}L_{ms} \right) \mathbf{i}_r e^{j\theta_r} \quad (2.103)$$



Analogamente, substituindo-se as Equações 2.92, 2.93, 2.97 e 2.100 na Equação 2.101, obtém-se a Equação 2.104.

$$\lambda_r = \left(L_{lr} + \frac{3}{2} \left(\frac{N_r}{N_s} \right)^2 L_{ms} \right) \mathbf{i}_r + \left(\frac{N_r}{N_s} \frac{3}{2} L_{ms} \right) \mathbf{i}_s e^{-j\theta_r} \quad (2.104)$$

Referindo-se as variáveis do circuito do rotor para o circuito do estator, tem-se a Equação 2.105.

$$\mathbf{v}'_r = \mathbf{v}_r \frac{N_s}{N_r}; \mathbf{i}'_r = \mathbf{i}_r \frac{N_r}{N_s}; r'_r = r_r \left(\frac{N_s}{N_r} \right)^2; L'_{lr} = L_{lr} \left(\frac{N_s}{N_r} \right)^2 \quad (2.105)$$

Substituindo-se as Equações 2.97, 2.100, 2.103, 2.104 e 2.105 nas Equações 2.96 e 2.99 e resolvendo as derivadas, obtém-se as Equações 2.106 e 2.107.

$$\mathbf{v}_s = r_s \mathbf{i}_s + (L_{ls} + L_m) \frac{d\mathbf{i}_s}{dt} + L_m \frac{d\mathbf{i}'_r e^{j\theta_r}}{dt} + j\omega_r L_m \mathbf{i}'_r e^{j\theta_r} \quad (2.106)$$

$$\mathbf{v}'_r = r'_r \mathbf{i}'_r + (L'_{lr} + L_m) \frac{d\mathbf{i}'_r}{dt} + L_m \frac{d\mathbf{i}_s e^{-j\theta_r}}{dt} - j\omega_r L_m \mathbf{i}_s e^{-j\theta_r} \quad (2.107)$$

As variáveis ω_r e L_m são definidas pelas Equações 2.108 e 2.109, respectivamente.

$$\omega_r = \frac{d\theta_r}{dt} \quad (2.108)$$

$$L_m = \frac{3}{2} L_{ms} \quad (2.109)$$

Observando as Equações 2.106 e 2.107 pode-se notar que ainda existe um acoplamento senoidal entre os circuitos do estator e do rotor em relação à posição do rotor, θ_r . Isso ocorre pois, utilizam-se referenciais diferentes para descrever as equações de \mathbf{v}_s e \mathbf{v}'_r . Para evitar equações diferenciais com coeficientes variáveis, é necessário que se utilize um referencial comum para essas duas equações. Assim,



aplicando-se a transformação de eixo dq , com referência no rotor, para as Equações 2.106 e 2.107, obtêm-se as Equações 2.110 e 2.111:

$$e^{-j\theta} \mathbf{v}_s = r_s e^{-j\theta} \mathbf{i}_s + (L_{ls} + L_m) e^{-j\theta} \frac{d\mathbf{i}_s}{dt} + L_m e^{-j\theta} \frac{d\mathbf{i}'_r e^{j\theta_r}}{dt} \quad (2.110)$$

$$e^{-j(\theta-\theta_r)} \mathbf{v}'_r = r'_r e^{-j(\theta-\theta_r)} \mathbf{i}'_r + (L'_{lr} + L_m) e^{-j(\theta-\theta_r)} \frac{d\mathbf{i}'_r}{dt} + L_m e^{-j(\theta-\theta_r)} \frac{d\mathbf{i}_s e^{-j\theta_r}}{dt} \quad (2.111)$$

Utilizando a notação de transformada de eixo dq e aplicando a derivada, obtêm-se as Equações 2.112 e 2.113.

$$\mathbf{v}_{qds} = r_s \mathbf{i}_{qds} + (L_{ls} + L_m) \frac{d\mathbf{i}_{qds}}{dt} + L_m \frac{d\mathbf{i}'_{qdr}}{dt} + j\omega [(L_{ls} + L_m) \mathbf{i}_{qds} + L_m \mathbf{i}'_{qdr}] \quad (2.112)$$

$$\mathbf{v}'_{qdr} = r'_r \mathbf{i}'_{qdr} + (L'_{lr} + L_m) \frac{d\mathbf{i}'_{qdr}}{dt} + L_m \frac{d\mathbf{i}_{qds}}{dt} + j(\omega - \omega_r) [(L'_{lr} + L_m) \mathbf{i}'_{qdr} + L_m \mathbf{i}_{qds}] \quad (2.113)$$

Das Equações 2.112 e 2.113 chega-se às equações finais das tensões no estator e no rotor nos eixos dq , dadas pelas Equações 2.114 e 2.115.

$$v_{ds} = r_s i_{ds} + \frac{d\lambda_{ds}}{dt} - \omega \lambda_{qs} \quad (2.114)$$

$$v_{qs} = r_s i_{qs} + \frac{d\lambda_{qs}}{dt} + \omega \lambda_{ds}$$

$$v'_{dr} = r'_r i'_{dr} + \frac{d\lambda'_{dr}}{dt} - (\omega - \omega_r) \lambda'_{qr} \quad (2.115)$$

$$v'_{qr} = r'_r i'_{qr} + \frac{d\lambda'_{qr}}{dt} + (\omega - \omega_r) \lambda'_{dr}$$

As variáveis λ_{ds} , λ_{qs} , λ'_{dr} e λ'_{qr} são dadas pela Equação 2.116.

$$\lambda_{ds} = L_{ls} i_{ds} + L_m (i_{ds} + i'_{dr}) \quad (2.116)$$

$$\lambda_{qs} = L_{ls} i_{qs} + L_m (i_{qs} + i'_{qr})$$



$$\lambda'_{dr} = L'_{lr}i'_{dr} + L_m(i_{ds} + i'_{dr})$$

$$\lambda'_{qr} = L'_{lr}i'_{qr} + L_m(i_{qs} + i'_{qr})$$

Os maiores consumidores de energia elétrica da plataforma são o sistema de compressão de gás e o sistema de injeção de água. Juntos, esses dois sistemas consomem mais de 80% da carga elétrica da UEP.

O sistema de compressão de gás é composto por três trens de compressão. Cada trem é composto por dois compressores que elevam, em três estágios de compressão, a pressão do gás produzido até, aproximadamente, 200 bar para que o mesmo possa ser escoado para as plantas de tratamento de gás através de gasoduto. Em estágios intermediários da compressão o gás é utilizado como gás *lift*, método de elevação artificial de petróleo, e ainda tratado e utilizado como gás combustível para as turbinas a gás. Os dois primeiros estágios da compressão são realizados por compressor acionado por motor de indução trifásico, do tipo gaiola de esquilo, de 9,5 MW, e é conhecido como compressor LP. Já o terceiro estágio é composto por compressor acionado por motor de indução de 4,9 MW e é comumente chamado de compressor HP.

O sistema de injeção de água tem como função injetar água no reservatório através de poços injetores para “lavar” o reservatório, aumentando, dessa forma, seu fator de recuperação, e também manter a pressão do reservatório para evitar que o mesmo entre em colapso, acarretando perda parcial ou total do reservatório. Esse sistema é composto por quatro bombas principais que elevam a pressão da água até, aproximadamente, 300 bar e são acionadas por motores de indução de 6,7 MW cada.

As cargas mecânicas comumente encontradas em aplicações industriais podem ser classificadas, de acordo com suas características de conjugado por velocidade, em 4 grupos [22], a saber:

- Carga de conjugado constante.
- Carga de conjugado linear.
- Carga de conjugado quadrático.
- Carga de conjugado inverso.



As bombas e compressores centrífugos, que são as principais cargas mecânicas da UEP, são do tipo conjugado quadrático, ou seja, o torque varia com o quadrado da velocidade. A Figura 25: Conjugado de Carga Quadrática

Fonte: Próprio Autor. A Figura 25 apresenta a característica de conjugado *versus* velocidade desse tipo de carga.

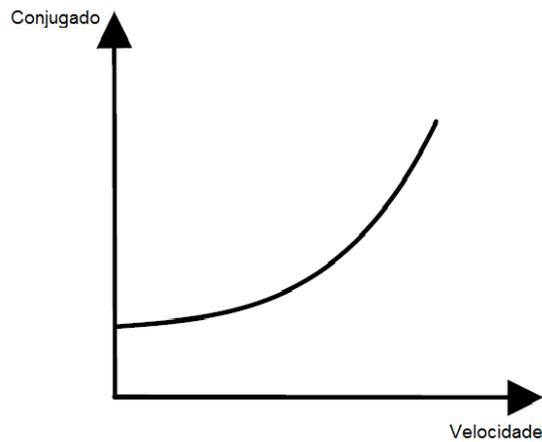


Figura 25: Conjugado de Carga Quadrática

Fonte: Próprio Autor

A Equação 2.117 representa a expressão do conjugado em função da velocidade para cargas do tipo quadráticas:

$$C_c = C_p + k_c n_c^2 \quad (2.117)$$

Sendo,

C_c : conjugado resistente da carga [N.m].

C_p : conjugado da carga na rotação zero [N.m].

k_c : constante, que depende da carga acionada [N.m.s²/rad²].



CAPÍTULO 3: MODELAGEM DO SISTEMA ELÉTRICO NO PTW

Para obter um modelo que represente satisfatoriamente o regime transitório, o sistema elétrico foi modelado no *software* PTW, do fabricante SKM Systems Analysis Inc. Dentre os *softwares* disponíveis no mercado, o PTW foi escolhido pois possui o Módulo de Estabilidade, ISIM®, projetado para simular e observar os efeitos de transitórios eletromecânicos em máquinas elétricas tais como faltas, partidas de motores, perda de geração, perda de excitação e falhas no regulador de velocidade.

A seguir serão apresentados os modelos mais utilizados dos principais componentes do sistema elétrico e o critério de escolha do modelo mais adequado à simulação. Vale ressaltar que alguns desses modelos já estavam contidos na biblioteca do ISIM®, porém outros precisaram ser desenvolvidos.

3.1 GERADOR

Os geradores do sistema de geração principal da plataforma são geradores síncronos, 4 pólos, polos salientes, com potência nominal de 31,5 MVA e tensão de 13,8 kV.

A modelagem desses geradores síncronos no *software* PTW foi feita utilizando o modelo de quinta ordem, contida na biblioteca do Módulo ISIM®. Neste modelo, o gerador é representado pelas *fem* subtransitórias E'_q e E'_d em série com as reatâncias subtransitórias X''_d e X''_q , definido pela equação de tensão de armadura – Equação 3.1.

$$\begin{bmatrix} V_d \\ V_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E'_d \\ E'_q \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} R & X''_q \\ -X''_d & R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_d \\ I_q \end{bmatrix} \quad (3.1)$$

As seis equações diferenciais que descrevem o modelo completo do gerador são representadas pelas Equações 3.2 – 3.7.

$$J \frac{d\omega}{dt} = \frac{P_m - P_e}{\omega} - D\Delta\omega \quad (3.2)$$

$$\frac{d\theta}{dt} = \omega \quad (3.3)$$

$$T''_{do}\dot{E}''_q = E'_q - E''_q + I_d(X'_d - X''_d) \quad (3.4)$$

$$T''_{qo}\dot{E}''_d = E'_d - E''_d + I_q(X'_q - X''_q) \quad (3.5)$$

$$T'_{do}\dot{E}'_q = E_f - E'_q + I_d(X_d - X'_d) \quad (3.6)$$

$$T'_{qo}\dot{E}'_d = -E'_d - I_q(X_q - X'_q) \quad (3.7)$$

No modelo de quinta ordem, o efeito da blindagem das correntes parasitas no rotor no eixo q é desprezado. Portanto, tem-se que $X'_q = X_q$, e conseqüentemente, $E'_d = 0$. Assim, a Equação 3.7 é desprezada nesse modelo.

O parâmetro J na Equação 3.2 é inserido no modelo da máquina síncrona de polos salientes do ISIM® pela contante de inércia H , definida como a energia cinética do conjunto turbina-gerador, na velocidade nominal, ω_n , dividida pela potência base, S_{base} da máquina. A Equação 3.8 apresenta a relação entre J e H .

$$H = \frac{J\omega_n^2}{2S_{base}} [W.s] \quad (3.8)$$

Ainda na Equação 3.2, o valor de P_m é proveniente do modelo da turbina, descrito com detalhe na Seção 3.3. Já o valor de P_e , potência elétrica nos terminais da máquina, é calculado pelo próprio *software* através da Equação 3.9. O coeficiente de amortecimento, D , devido à ventilação e atrito, é normalmente muito pequeno e foi desprezado na simulação.

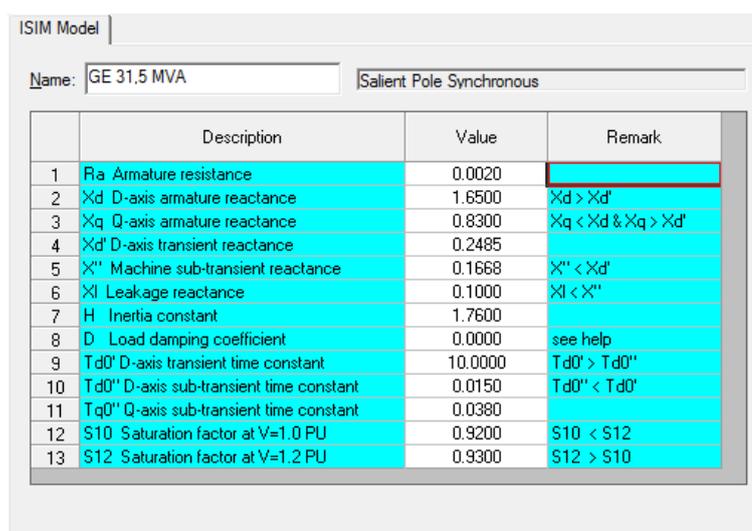
$$P_e = (E''_d I_d + E''_q I_q) + (X''_d - X''_q) I_d I_q \quad (3.9)$$

Os valores das reatâncias síncronas, transitórias e subtransitórias de eixo d e eixo q , bem como das constantes de tempo transitórias e subtransitórias de circuito aberto e circuito fechado de eixo d e eixo q das Equações 3.4 – 3.7 foram obtidas a partir da folha de dados do gerador e estão apresentadas na Tabela A.1.



Na Equação 3.6 a tensão E_f é proveniente do modelo do sistema de excitação, descrito na Seção 3.2.

A Figura 26 apresenta os parâmetros solicitados pelo modelo do gerador síncrono de polos salientes do PTW. Além dos parâmetros citados anteriormente, o modelo exige os valores de resistência de armadura (R_a), reatância de dispersão (X_l) e fatores de saturação S_{10} e S_{12} . Todos esses parâmetros, com exceção dos fatores de saturação, constam na folha de dados do gerador. Os valores de S_{10} e S_{12} foram calculados a partir da curva de saturação apresentada na folha de dados do gerador. A Figura 27, retirada do manual do *software* PTW, demonstra como é feito o cálculo dos fatores S_{10} e S_{12} .



	Description	Value	Remark
1	R_a Armature resistance	0.0020	
2	X_d D-axis armature reactance	1.6500	$X_d > X_d'$
3	X_q Q-axis armature reactance	0.8300	$X_q < X_d \ \& \ X_q > X_d'$
4	X_d' D-axis transient reactance	0.2485	
5	X'' Machine sub-transient reactance	0.1668	$X'' < X_d'$
6	X_l Leakage reactance	0.1000	$X_l < X''$
7	H Inertia constant	1.7600	
8	D Load damping coefficient	0.0000	see help
9	T_{d0}' D-axis transient time constant	10.0000	$T_{d0}' > T_{d0}''$
10	T_{d0}'' D-axis sub-transient time constant	0.0150	$T_{d0}'' < T_{d0}'$
11	T_{q0}'' Q-axis sub-transient time constant	0.0380	
12	S_{10} Saturation factor at $V=1.0$ PU	0.9200	$S_{10} < S_{12}$
13	S_{12} Saturation factor at $V=1.2$ PU	0.9300	$S_{12} > S_{10}$

Figura 26: Modelo Gerador Síncrono de Polos Salientes da Biblioteca ISIM® do PTW

Fonte: Próprio autor



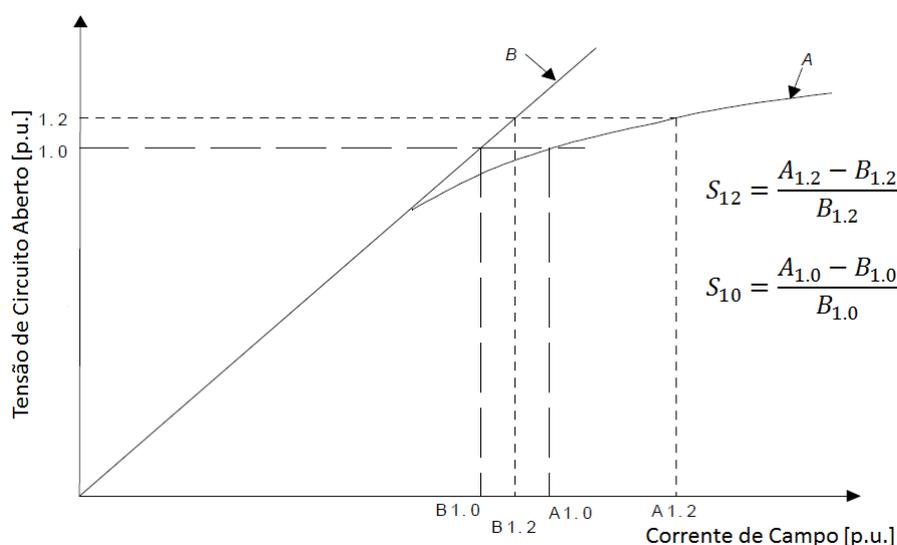


Figura 27: Fator de Saturação de Máquinas Elétricas

Fonte: I*SIM Reference Manual (2008, p. 2-11), adaptado pelo autor

3.2 SISTEMA DE EXCITAÇÃO

Conforme apresentado no item 2.1.2.1, os geradores principais possuem a excitatriz do tipo *brushless* com PMG. O AVR é do fabricante Basler, modelo DECS.

Devido à diversidade de configurações do sistema de excitação CA, a Std 421.5-2005 do IEEE [18] propõe oito modelos para esse tipo de sistema de excitação, para que as características e complexidade de cada configuração possam ser representadas. São eles: AC1A, AC2A, AC3A, AC4A, AC5A, AC6A, AC7B e AC8B. O ANEXO I desse padrão indica o modelo IEEE equivalente para cada sistema de excitação dos diversos fabricantes. O sistema de excitação *brushless* com AVR DECS da Basler é representado pelo tipo AC7B e, portanto, esse foi o modelo utilizado na simulação no PTW.

A Figura 28 apresenta o sistema de excitação CA tipo AC7B proposto pelo IEEE.



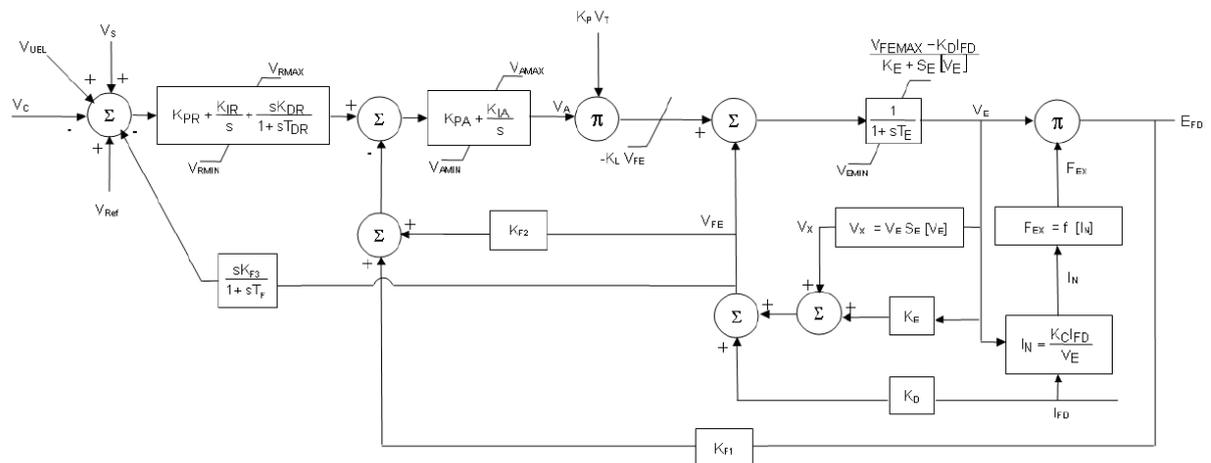


Figura 28: Sistema de Excitação AC Tipo AC7B.

Fonte: IEEE Std 421.5 (2005, p. 15)

As características desse sistema de excitação que foram representadas no modelo AC7B e valem ser ressaltadas são:

- O AVR foi representado pelos controladores PID ($K_{PR}, K_{IR}, K_{DR}, T_{DR}$) e PI (K_{PA}, K_{IA}).
- As malhas de estabilização, cujas funções são garantir e melhorar o desempenho dinâmico do sistema de controle [14], foram representadas pelas retroalimentações $K_{F1}, K_{F2}, K_{F3}, T_F$.
- O efeito de desmagnetização da corrente de carga, I_{FD} , na tensão de saída do alternador da excitatriz, V_E , foi contabilizado pela constante K_D . Esta constante é uma função das reatâncias síncrona e transitória do alternador excitador.
- A queda de tensão na saída do excitador devido à regulação do retificador é simulada pela inclusão da constante K_C , que possui correlação com a reatância de comutação. O efeito desta reatância altera o processo de comutação e causa uma diminuição não linear na tensão média de saída do retificador à medida que a corrente de carga do retificador aumenta. Esse efeito está representado na Figura 29.
- A ponte retificadora que alimenta o campo principal foi descrita pela função F_{EX} , detalhada adiante.



- A saturação da excitatriz foi descrita pela função $S_E[V_E]$, detalhada a diante.

O modelo AC7B é linear com exceção da função de saturação da excitatriz, $S_E[V_E]$, e da função F_{EX} , que descreve a ponte retificadora que alimenta o campo principal.

A função de saturação $S_E[V_E]$ é descrita pela Equação 3.10.

$$S_E[V_E] = a \times e^{bV_E} \quad (3.10)$$

As variáveis a e b são calculadas pelas Equações 3.11 e 3.12 a partir de dois pontos de saturação, (S_1, E_1) e (S_2, E_2) , apresentados na Tabela A.4.

$$a = \frac{\ln\left(\frac{E_1 \times S_1}{E_2 \times S_2}\right)}{E_1 - E_2} \quad (3.11)$$

$$b = \frac{E_1 \times S_1}{e^{b \times E_1}} \quad (3.12)$$

A tensão de saída do retificador do campo principal, devido à sua não linearidade, pode ser representada por três modos de operação, a depender da corrente de campo [18]. A Figura 29 apresenta o fator de carregamento do retificador em função da corrente de campo normalizada, I_N .

Os segmentos da curva apresentada na Figura 29 são descritos pela Equação 3.13.

$$\begin{aligned} F_{EX} &= 1 & I_N &\leq 0 \\ F_{EX} &= 1 - 0,577 \times I_N & 0,000 < I_N &\leq 0,433 \\ F_{EX} &= \sqrt{0,75 - I_N^2} & 0,433 < I_N &< 0,750 \\ F_{EX} &= 1,732(1 - I_N) & 0,750 &\leq I_N \leq 1,000 \\ F_{EX} &= 0 & I_N &> 1 \end{aligned} \quad (3.13)$$



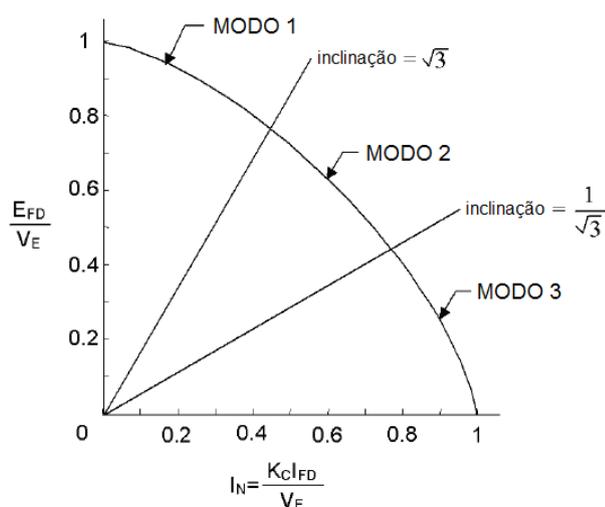


Figura 29: Curva de Regulação do Retificador

Fonte: IEEE Std 421.5 (2005, p. 52), adaptado pelo autor

3.3 TURBINA A GÁS E REGULADOR DE VELOCIDADE

Conforme apresentado na Seção 2.1.3 os acionadores dos geradores principais da plataforma de petróleo são turbinas a gás aeroderivadas, modelo LM2500+ da GE.

O Relatório Técnico do IEEE, PES-TR1 de Janeiro de 2013, intitulado de *Dynamic Models for Turbine-Governors in Power System Studies* [17], apresenta 6 tipos de modelos para turbinas a gás. São eles: GAST, GAST2A, GGOV1, CIGRE, Modelos Específicos do Fabricante e Modelagem Simplificada mas Explícita da Dependência do Ambiente e da Velocidade.

O modelo GAST, apresentado na Figura 30, é a representação mais simplista de uma turbina a gás, pois assume um controle em *droop* simples, limite de carga da turbina constante e três constantes de tempo, uma para representar a resposta da válvula de combustível (T_1), uma para representar a resposta da turbina (T_2) e uma para representar a resposta do limite de carga (T_3). Este modelo despreza completamente todos os aspectos termodinâmicos de uma turbina a gás. Este modelo não é recomendado para o estudo de Sistemas Elétricos [17].



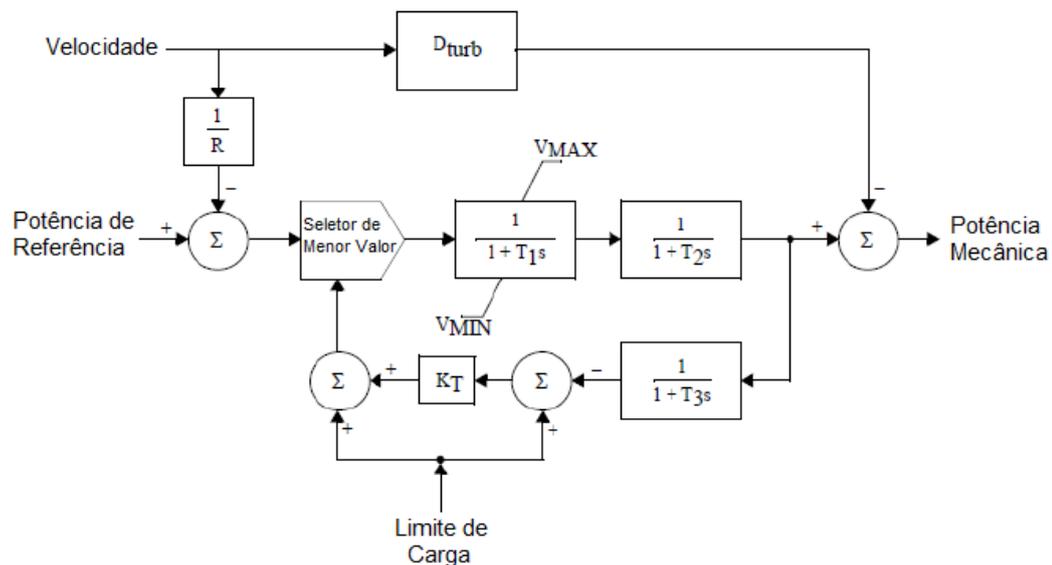


Figura 30: Modelo GAST

Fonte: IEEE PES-TR1 (2013, p. 3-4), adaptado pelo autor

O modelo GAST2A despreza o controle das IGV, já que durante a operação normal das turbinas a gás as IGVs estão normalmente abertas. Além disso, ele assume um controle proporcional do regulador de velocidade e um limite constante de temperatura de exaustão. Por outro lado, os controles da turbina evoluíram para incluir um regulador com um controlador integral proporcional e um sinal de *droop* obtido a partir de um sinal de *feedback* da potência elétrica do gerador. Além disso, mudanças significativas foram feitas no projeto da turbina a gás para melhorar o desempenho com maior eficiência e menores emissões. A complexidade dos controles mais recentes resulta em modelos mais complexos. Dessa forma, o modelo GAST2A não é recomendado para instalações que utilizam turbinas a gás modernas [17], que é o caso do sistema em estudo.

O modelo GGOV1 é um modelo de turbina-governor e foi desenvolvido para ser usado em estudos de simulação dinâmica e, portanto, é o mais utilizado para modelar turbinas a gás [17]. Por isso esse modelo foi escolhido para o desenvolvimento deste trabalho. Os parâmetros utilizados, foram os parâmetros típicos apresentado no Anexo C do PES-TR1, apresentados na Tabela A.5.

Assim como no caso dos modelos GAST e GAST2A, o modelo GGOV1 assume algumas simplificações para o modelo da turbina a gás, a saber, despreza os controles



de IGV, assumindo um limite de temperatura constante, ou seja carga máxima constante, independente de quaisquer condições ambientais de temperatura e umidade do ar. Em regime permanente, a potência mecânica no eixo da turbina é dada pelas Equações 3.14 e 3.15.

$$P_{mec} = K_{turb} * (W_f - W_{fnl}) \quad (3.14)$$

$$K_{turb} = \frac{1}{(W_{ffl} - W_{fnl})} \quad (3.15)$$

Sendo,

W_f : Fluxo de combustível.

W_{fnl} : Fluxo de combustível na condição de velocidade máxima e sem carga.

W_{ffl} : Fluxo de combustível na condição de velocidade máxima e plena carga.

K_{turb} : Ganho da turbina.

A principal melhoria do modelo GGOV1 em relação ao GAST e GAST2A é a flexibilidade para fornecer várias opções de controle do regulador de velocidade e sinais de *feedback*. Nesse modelo, tem-se representado três controles, a saber, o bloco do controlador de velocidade, cuja saída é o sinal *fsrn*, o bloco de controle de aceleração, cuja saída é o sinal *fsra*, e o bloco de controle de limite de temperatura da turbina, cuja saída é o sinal *fsrt*, conforme apresentado na Figura 31. O menor sinal de saída dentre os três blocos de controle é que determinará a potência mecânica no eixo da turbina. Os demais blocos são utilizados para modelar a turbina propriamente dita, onde estão representados a dinâmica da válvula de combustível (T_{act}), a dinâmica do fluxo de combustível (T_b e T_c), o atraso de resposta da turbina (T_{eng}) e o ganho da turbina (K_{turb}).



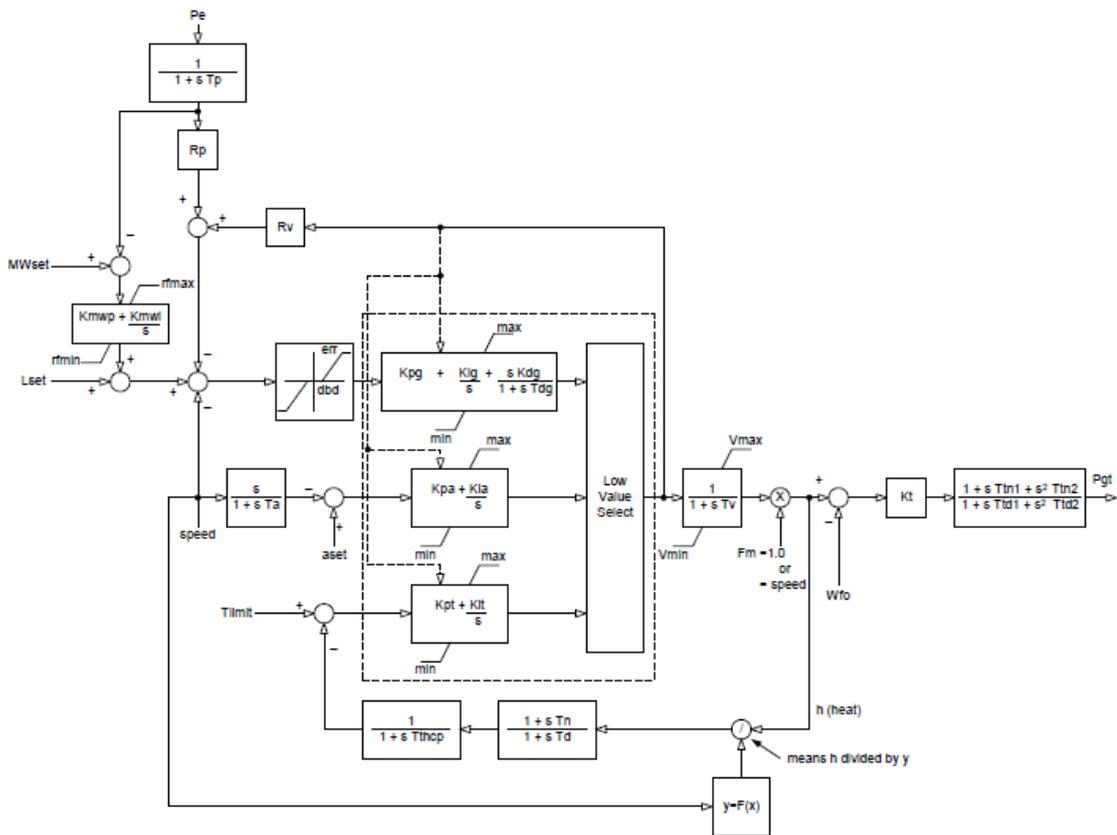


Figura 32: Modelo CIGRE de turbina a gás

Fonte: IEEE PES-TR1 (2013, p. 3-9)

A Modelagem Simplificada mas Explícita da Dependência do Ambiente e da Velocidade apresenta em seu modelo o limite de máxima potência em função da temperatura ambiente do ar e da velocidade do eixo, porém simplifica outras funções em relação ao modelo GGOV1. Como as turbinas estão instaladas em ambientes com pequena variação de temperatura, pode-se considerar que a potência das máquinas é constante. Então, optou-se por utilizar o modelo GGOV1 ao invés da Modelagem Simplificada.

Os Modelos Específicos do Fabricante têm mostrado uma boa correspondência nas respostas de potência da turbina a gás, temperatura de exaustão, razão de compressão do compressor e dinâmica das VIGVs [17]. Este modelo é, no entanto, bastante complexo para se implementar além da grande dependência de informações por parte dos fabricante. Dessa forma, optou-se por não utilizar tal modelo antes de



avaliar o desempenho do modelo GGOV1. Como será apresentado no Capítulo 4, o modelo GGOV1 foi satisfatório e tornou-se o modelo adotado neste trabalho.

3.4 MOTORES ELÉTRICOS DE MÉDIA TENSÃO E SUAS CARGAS

Os motores de indução podem ser modelados através de modelos de quinta, terceira ou primeira ordem [23]. As equações que definem o modelo de 5ª ordem estão apresentadas na Equação 3.16. Nesse modelo as variáveis de estado são: o fluxo do estator de eixo direto (λ_{ds}), o fluxo do estator de eixo em quadratura (λ_{qs}), o fluxo do rotor de eixo direto (λ_{dr}), o fluxo do rotor de eixo em quadratura (λ_{qr}) e a velocidade angular do rotor (ω_r).

$$\begin{aligned}
 v_{ds} &= r_s i_{ds} + \frac{d\lambda_{ds}}{dt} - \omega \lambda_{qs} \\
 v_{qs} &= r_s i_{qs} + \frac{d\lambda_{qs}}{dt} + \omega \lambda_{ds} \\
 v'_{dr} &= r'_r i'_{dr} + \frac{d\lambda'_{dr}}{dt} - (\omega - \omega_r) \lambda'_{qr} \\
 v'_{qr} &= r'_r i'_{qr} + \frac{d\lambda'_{qr}}{dt} + (\omega - \omega_r) \lambda'_{dr} \\
 2H \frac{d\omega_r}{dt} &= C_{em} - C_c
 \end{aligned} \tag{3.16}$$

Sendo,

H : a constante de inércia (motor-carga) [s].

ω_r : velocidade angular do rotor [rad/s].

C_{em} : conjugado eletromagnético do motor [N.m].

C_c : conjugado resistente de carga [N.m].

O modelo de 3ª ordem é obtido desprezando-se a dinâmica dos fluxos do estator ($\frac{d\lambda_{ds}}{dt} = \frac{d\lambda_{qs}}{dt} = 0$). Assim, as variáveis de estado são: o fluxo do rotor de eixo direto



(λ_{dr}), o fluxo do rotor de eixo em quadratura (λ_{qr}) e a velocidade angular do rotor (ω_r). Dessa forma, as equações do modelo do motor de indução estão apresentadas na Equação 3.17.

$$\begin{aligned}
 v_{ds} &= r_s i_{ds} - \omega \lambda_{qs} \\
 v_{qs} &= r_s i_{qs} + \omega \lambda_{ds} \\
 v'_{dr} &= r'_r i'_{dr} + \frac{d\lambda'_{dr}}{dt} - (\omega - \omega_r) \lambda'_{qr} \\
 v'_{qr} &= r'_r i'_{qr} + \frac{d\lambda'_{qr}}{dt} + (\omega - \omega_r) \lambda'_{dr} \\
 2H \frac{d\omega_r}{dt} &= C_{em} - C_c
 \end{aligned} \tag{3.17}$$

Já o modelo de 1ª ordem é obtido desprezando-se a dinâmica dos fluxos do estator e do rotor ($\frac{d\lambda_{ds}}{dt} = \frac{d\lambda_{qs}}{dt} = \frac{d\lambda'_{dr}}{dt} = \frac{d\lambda'_{qr}}{dt} = 0$). Dessa forma, a única variável de estado considerada é a velocidade angular do rotor (ω_r). Portanto as equações do modelo do motor de indução são as apresentadas na Equação 3.18.

$$\begin{aligned}
 v_{ds} &= r_s i_{ds} - \omega \lambda_{qs} \\
 v_{qs} &= r_s i_{qs} + \omega \lambda_{ds} \\
 v'_{dr} &= r'_r i'_{dr} - (\omega - \omega_r) \lambda'_{qr} \\
 v'_{qr} &= r'_r i'_{qr} + (\omega - \omega_r) \lambda'_{dr} \\
 2H \frac{d\omega_r}{dt} &= C_{em} - C_c
 \end{aligned} \tag{3.18}$$

No módulo ISIM® do *software* PTW, os motores de indução podem ser modelados como 1ª, 3ª e 5ª ordem [22].

A biblioteca do PTW disponibiliza três modelos de 1ª ordem, são eles:



- *Single Rotor*: esse modelo representa um motor de indução de gaiola simples. A Figura 33 apresenta o circuito equivalente e os parâmetros de entrada do modelo. Sendo,
 - R_a : resistência CA da armadura.
 - L_a : indutância de dispersão da armadura.
 - L_m : indutância de magnetização.
 - L_1 : indutância de dispersão do rotor.
 - R_1 : resistência do rotor.
 - s : escorregamento.

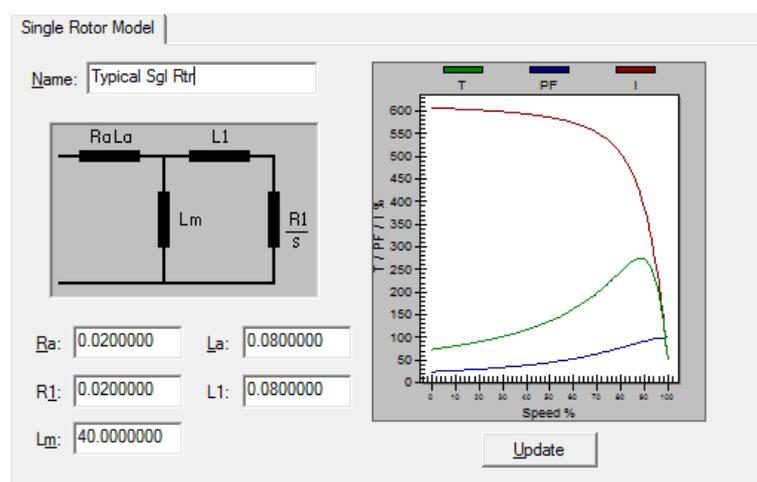


Figura 33: Modelo de 1ª Ordem para Motor de Gaiola Simples

Fonte: Próprio autor

- *Double Rotor*: esse modelo equivale a um motor de indução de dupla gaiola. A Figura 34 apresenta o circuito equivalente e os parâmetros de entrada do modelo. Sendo,
 - R_a : resistência CA da armadura.
 - L_a : indutância de dispersão da armadura.
 - L_m : indutância de magnetização.
 - L_1 : indutância de dispersão da primeira gaiola do rotor.
 - R_1 : resistência da primeira gaiola do rotor.
 - L_2 : indutância de dispersão da segunda gaiola do rotor.
 - R_2 : resistência da segunda gaiola do rotor.
 - s : escorregamento.



No modelo *Double Rotor*, o software disponibiliza uma ferramenta para estimar os parâmetros baseado em algumas características do motor.

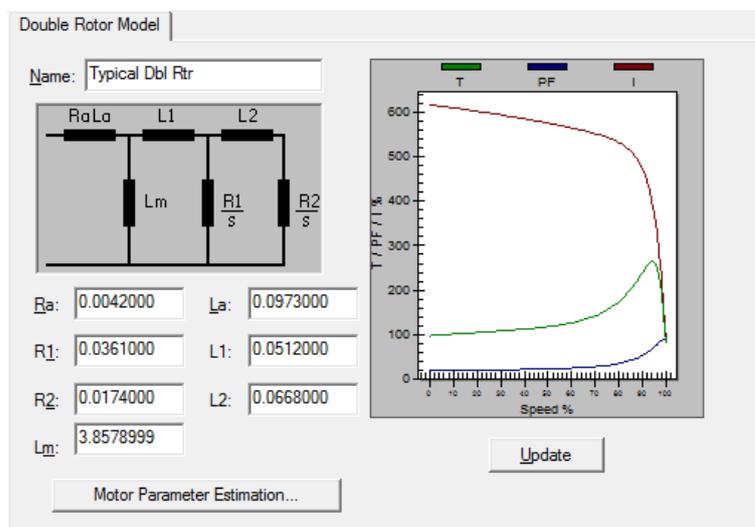


Figura 34: Modelo de 1ª Ordem para Motor de Dupla Gaiola

Fonte: Próprio autor

- *Gráfica Rotor*: esse modelo exige que o usuário insira os valores de conjugado, corrente e fator de potência em função da velocidade e crie, dessa forma, um modelo personalizado. A entrada de dados é feita através de uma tabela, conforme mostrado na Figura 35.

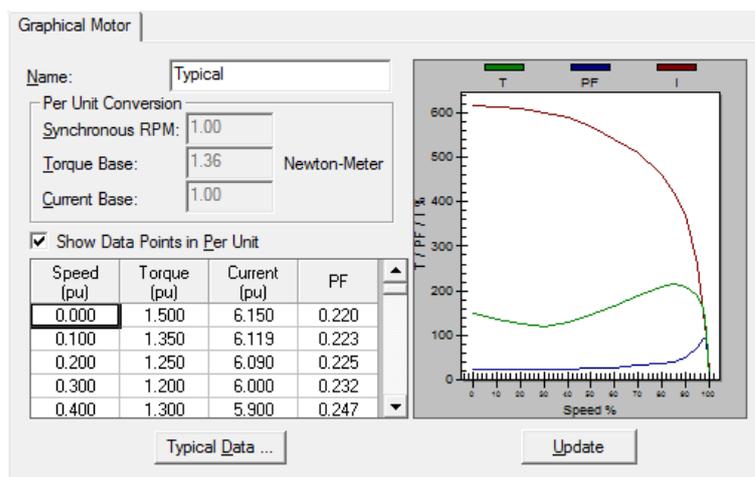


Figura 35: Modelo Gráfico de 1ª Ordem para Motor de Indução

Fonte: Próprio autor



Para representação do modelo de 3ª ordem, o PTW possui na biblioteca do ISIM® o modelo *Single Cage Flux Level Induction Motor*. Na Figura 36 são apresentados todos os parâmetros requeridos por esse modelo e a Tabela 1 descreve cada um desses parâmetros.

	Description	Value	Remark
1	R_a Armature resistance	0.0200	
2	T' Transient time constant	0.5400	
3	H Inertia constant	1.0000	
4	D Load damping factor	1.0000	see help
5	X Steady-state armature reactance	4.0800	$X > X'$
6	X' Transient motor reactance	0.1580	$X' > X_l$
7	X_l Leakage reactance	0.0800	
8	E_1 First sample voltage	1.0000	$E_1 < E_2$
9	$Se(E_1)$ Saturation factor at E_1	0.0300	$Se(E_1) < Se(E_2)$
10	E_2 Second sample voltage	1.2000	
11	$Se(E_2)$ Saturation factor at E_2	0.1200	
12	$T_{nominal}$ Nominal Torque	-1.0000	

Figura 36: Modelo de 3ª Ordem para Motor de Indução de Simples Gaiola

Fonte: Próprio autor

Tabela 1: Parâmetros do Modelo 3ª Ordem

Fonte: I*SIM Reference Manual (2008, p. 2-30), adaptado pelo autor

Parâmetro	Descrição	Unidade	Valores Típico
R_a	Resistência CA de armadura	p.u.	$0 < R_a < 0,01$
T'	Constante de tempo transitória	s	$0,2 < T' < 10$
H	Constante de inércia do conjunto motor-carga	s	$0,5 < H < 10$
D	Coefficiente de amortecimento da carga ²	adimensional	$1 < D < 4$
X	Reatância da armadura em regime permanente	p.u.	$0 < X < 2.5$
X'	Reatância transitória do motor	p.u.	$0 < X' < 2.5$
X_l	Reatância de dispersão	p.u.	$0 < X_l < 2.5$
E_1	Primeiro ponto de tensão utilizado pelo ISIM® para calcular o fator de saturação do motor.	p.u.	$E_1 > 0$
$Se(E_1)$	Fator de saturação referente à tensão terminal E_1	adimensional	$0 < Se(E_1) < 1$



E_2	Segundo ponto de tensão utilizado pelo ISIM® para calcular o fator de saturação do motor.	p.u.	$E_2 > 0$
$Se(E_2)$	Fator de saturação referente à tensão terminal E_2	adimensional	$Se(E_2) > 0$
T_{nom}	Conjugado nominal do motor	p.u.	-

²O coeficiente de amortecimento da carga simula o efeito, sobre o motor elétrico, da carga acionada por ele, obedecendo a Equação 3.19.

$$C_m = C_{nom}(1 + n)^{D-1} \quad (3.19)$$

Sendo,

C_m : conjugado mecânico da carga no eixo do motor

C_{nom} : conjugado nominal da carga

n : desvio da velocidade do eixo do rotor em relação à velocidade nominal.

D : Coeficiente de amortecimento da carga. Para bombas, normalmente é utilizado $D = 3$, já para compressores $D = 4$ [22].

O conjunto de equações que converte o modelo algébrico do motor de indução de gaiola simples no modelo *Single Cage Flux Level Induction Motor* é dado pela Equação 3.20 [22].

$$L = L_a + L_m$$

$$L' = L_a + \frac{1}{1/L_m + 1/L_1} \quad (3.20)$$

$$L_l = L_a$$

$$T' = \frac{L_m + L_1}{\omega_0 r_1}$$

Para representação do modelo de 5ª ordem, o PTW possui na biblioteca do ISIM® o modelo *Double Cage Flux Level Induction Motor*. Na Figura 36 e Figura 37



são apresentados todos os parâmetros requeridos por esse modelo. A Tabela 2 complementa os parâmetros já apresentados na Tabela 1.

	Description	Value	Remark
1	Ra Armature resistance	0.0090	
2	T' Transient time constant	0.3649	T' > T''
3	T'' Sub-transient time constant	0.0048	
4	H Inertia constant	1.0000	
5	D Load damping factor	1.0000	see help
6	X Steady-state armature reactance	3.8290	X > X'
7	X' Transient motor reactance	0.2750	X' > X''
8	X'' Sub-transient motor reactance	0.1750	X'' > XI
9	XI Leakage reactance	0.1120	
10	E1 First sample voltage	1.0000	E1 < E2
11	Se(E1) Saturation factor at E1	0.0300	Se(E1) < Se(E2)
12	E2 Second sample voltage	1.2000	
13	Se(E2) Saturation factor at E2	0.1200	
14	Tnominal Nominal Torque	-1.0000	

Figura 37: Modelo de 5ª Ordem para Motor de Indução de Dupla Gaiola

Fonte: Próprio autor

Tabela 2: Parâmetros Adicionais do Modelo de 5ª Ordem

Fonte: I*SIM Reference Manual (2008, p. 2-33), adaptado pelo autor

Parâmetro	Descrição	Unidade	Valores Típico
T''	Constante de tempo subtransitória	s	4 x (Passo de Integração no Tempo) < T'' < 0,2
X''	Reatância subtransitória do motor	p.u.	0 < X' < 2.5

O conjunto de equações que converte o modelo algébrico do motor de indução de dupla gaiola no modelo *Double Cage Flux Level Induction Motor* é dado pela Equação 3.21 [22].

$$L = L_a + L_m \quad (3.21)$$



$$L' = L_a + \frac{1}{\frac{1}{L_m} + \frac{1}{L_1 + L_2}}$$

$$L'' = L_a + \frac{1}{\frac{1}{L_m} + \frac{1}{L_1}}$$

$$L_l = L_a$$

$$T' = \frac{L_m + L_1 + L_2}{\omega_0 r_2}$$

$$T'' = \frac{\frac{1}{\frac{1}{L_m + L_1} + \frac{1}{L_2}}}{\omega_0 r_1}$$

No modelo *Double Cage Flux Level Induction Motor*, o *software* também disponibiliza uma ferramenta para estimar os parâmetros baseado em algumas características do motor.

Vale ressaltar que no modelo de 5ª ordem do PTW as variáveis de estado são: o fluxo do rotor de eixo direto relacionado à gaiola 1 (λ_{dr1}), o fluxo do rotor de eixo em quadratura relacionado à gaiola 1 (λ_{qr1}), o fluxo do rotor de eixo direto relacionado à gaiola 2 (λ_{dr2}), o fluxo do rotor de eixo em quadratura relacionado à gaiola 2 (λ_{qr2}) e a velocidade angular do rotor (ω_r). Os transitórios associados aos fluxos do estator foram desconsiderados [22, 23].

Conforme Dahal *et al.* [24], a estabilidade do sistema elétrico é afetada pela dinâmica das cargas motoras conectadas à rede e ao carregamento da rede. Isso significa que a escolha adequada do modelo do motor de indução é fundamental para a precisão da análise de estabilidade do sistema.

O modelo de 5ª ordem, que considera os transitórios associados aos fluxos do estator, é usado como um modelo completo para comparar o desempenho do modelo de ordem inferior [24]. A comparação entre os modelos de 3ª e 5ª ordens tem mostrado que eles possuem respostas muito semelhantes [24, 25]. Isso justifica o *software* PTW não disponibilizar em sua biblioteca um modelo que considera a dinâmica do fluxo de estator.



O modelo de terceira ordem vem sendo o mais indicado para o uso de estudos de estabilidade [24, 26, 27], principalmente em sistemas em que há predominância de cargas motoras.

Já o modelo de primeira ordem tem sido empregado em determinados estudos de estabilidade de tensão [24]. Sua utilização deve ser criteriosa, pois para determinados cenários esse modelo não é capaz de prever uma situação de colapso de tensão [26].

Conforme apresentado por Haque [28] e Pedra [29] o modelo de motor de indução de simples gaiola não é adequado para representar a dinâmica do motor em baixas velocidades. Isso ocorre devido ao efeito pelicular e fluxo entre ranhuras, especialmente para motores com barras rotóricas de seção transversal grandes [28, 29]. Assim, quando as características de corrente e torque de partida são de interesse, é necessário usar o modelo de rotor de dupla gaiola. Por outro lado, quando as características de corrente e torque próxima à velocidade nominal são de interesse, o modelo de rotor de gaiola simples é suficiente [28, 29]. Haque [28] e Pedra [29] apresentam métodos para determinação dos parâmetros do circuito equivalente de um motor de dupla gaiola a partir de alguns parâmetros, tais como: potência ativa nominal, fator de potência, conjugado de partida e corrente e torque de partida. Ambos os modelos de motores de dupla gaiola disponibilizados na biblioteca do ISIM® possuem estimadores dos parâmetros. O *software* PTW não indica o método que é utilizado para estimação desses parâmetros.

Considerando os aspectos apresentados, para o estudo de partida dos motores de média tensão foi utilizado o modelo *Double Cage Flux Level Induction Motor*. Para os demais motores de média tensão que estejam em regime permanente anterior a algum transitório, foi utilizado o modelo *Single Cage Flux Level Induction Motor*. As demais cargas, motoras e não motoras, foram modeladas como cargas estáticas de potência constante, dado que representam apenas uma pequena parcela do total das cargas elétricas e, portanto, não terão influência significativa para as análises de transitórios.

As curvas de carga típicas de compressores e bombas variam com o quadrado da velocidade de acionamento [21]. Os parâmetros de conjugado de partida,



conjugado nominal e momento de inércia das cargas foram obtidos na folha de dados do equipamento. O *software* já possui uma função exponencial na qual se insere diretamente os parâmetros acima citados, conforme ilustrado na Figura 38.

$T = A$ rpm = 0	
$T = B + C \times \text{rpm}^p$ rpm > 0	
Synchronous RPM:	1800.00
Rated Torque:	42770.00 Nm
Moment of Inertia:	813.70 J (kg-m ²)
A:	3300.00
B:	1650.00
Exp (p):	2.0
C = 0.00936162	
	Calculate ...
	Typical Data ...

Figura 38: Modelo de Carga do Tipo Exponencial

Fonte: Próprio autor



CAPÍTULO 4: RESULTADOS E VALIDAÇÃO DO MODELO

Para validação dos modelos dos componentes descritos no Capítulo 3, foram analisados seis cenários, cujos resultados foram comparados com oscilografias de casos reais. Nos Casos 1, 2 e 3 serão apresentados cenários de partida dos motores dos compressores LP e HP e bomba de injeção estando o sistema de geração em condições normais. O objetivo da escolha desses cenários é validar os modelos e parâmetros para as cargas supracitadas e os geradores, para a condição normal de operação do sistema elétrico. Para esses cenários serão apresentados os gráficos de tensão e frequência.

Nos Casos 4 e 5 serão apresentados o comportamento da frequência durante o desligamento de um turbogerador e de uma bomba de injeção, respectivamente. Nesses distúrbios há uma grande variação no fluxo de potência ativa entre os geradores, porém uma pequena variação no fluxo de potência reativa. Assim a principal variável a se observar é a frequência. Dessa forma, nas Seções 4.4 e 4.5 serão apresentados apenas os gráficos de frequência. A escolha desses cenários permite avaliar principalmente o modelo e parâmetros da turbina e regulador de velocidade.

Por fim, no Caso 6 é simulado a partida do segundo compressor HP tendo apenas dois geradores conectados à barra. O objetivo desse caso é verificar a possibilidade de partir um quarto motor de 13,8 kV em uma condição de contingência do sistema de geração da plataforma.

Todos os gráficos de tensão e frequência apresentam dados obtidos por simulação e também dados coletados em campo. Os dados de campo foram obtidos a partir do sistema de gerenciamento da geração de energia elétrica da plataforma (PMS – *Power Management System*) que realiza suas medições no painel principal de 13,8 kV da plataforma.

4.1 CASO 1: PARTIDA DA BOMBA DE INJEÇÃO

Durante o transitório de partida da bomba de injeção o sistema elétrico tinha a seguinte configuração: 3 geradores conectados ao sistema, despachando 4,7 MW e

2,8 Mvar cada, e apenas 1 motor de média tensão conectado ao painel de 13,8 kV. Vale ressaltar que nesse evento as turbinas estavam numa condição de carga baixa, em torno de 20%, ou seja, o sistema estava com baixa inércia. Analisando a Figura 39, percebe-se que o perfil de tensão encontrado na simulação de partida da bomba de injeção está aderente à oscilografia. Possui um erro menor que 1% tanto para o afundamento de tensão como para sobretensão que ocorre durante o final da partida do motor. O erro médio quadrático da tensão encontrado para esse caso foi de 0,31%.

O erro médio quadrático da frequência encontrado para esse caso foi de 0,35%. Analisando a Figura 40, nota-se que houve uma divergência significativa entre a frequência obtida via simulação e a frequência medida, apesar do erro médio quadrático apresentar um valor pequeno. Isso ocorre, pois, a frequência é uma variável que não apresenta grandes oscilações na sua amplitude durante transitórios. Observando as Figuras 39 e 40, percebe-se que percentualmente a frequência varia menos que a tensão. A maior oscilação na sua amplitude, no pior caso, gera uma variação menor que 2%. No mesmo cenário avaliado, a tensão chega a alcançar um afundamento da ordem de 10%. Porém, ao se calcular o erro médio quadrático para as duas curvas, observa-se que o erro médio quadrático cometido pelo modelo com a frequência é da mesma ordem de grandeza que o erro cometido pelo modelo com a tensão. Isso se justifica pelo fato deste ser o cenário de menor carregamento da geração, ou seja, menor inércia e o modelo responde, neste caso, com uma curva de frequência mais divergente do oscilograma real, inclusive esta observação será novamente discutida mais adiante neste capítulo após análise de outros cenários de carregamento.

Nos gráficos estão exibidos os limites máximos e mínimos de tensão e frequência admitidos nos transitórios do sistema elétrico da plataforma, estabelecidos nas diretrizes de projeto. Tais diretrizes são utilizadas como premissas do estudo de proteção do sistema elétrico e devem fazer parte das análises dos cenários.



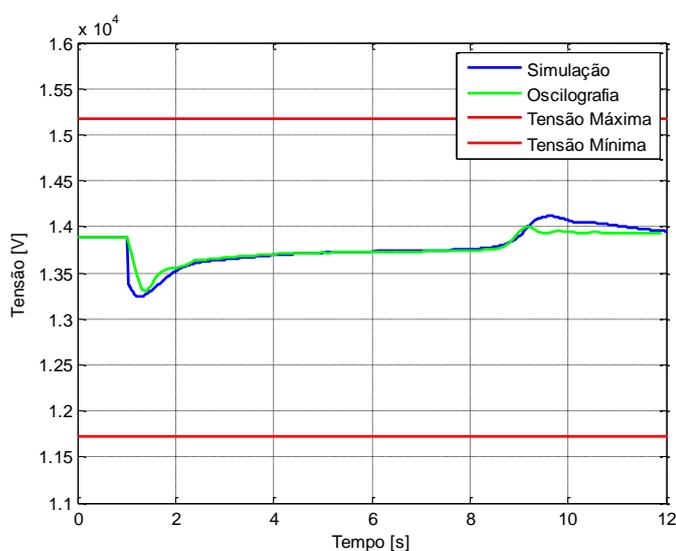


Figura 39: Tensão Durante Partida do Motor da Bomba de Injeção

Fonte: Próprio autor

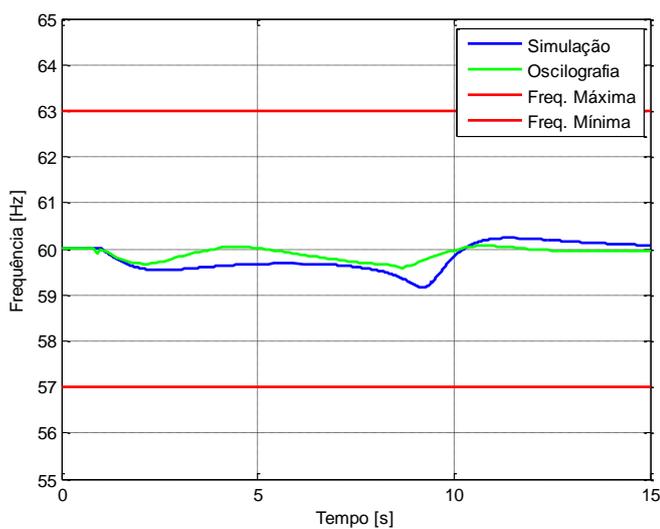


Figura 40: Frequência Durante Partida do Motor da Bomba de Injeção

Fonte: Próprio autor

4.2 CASO 2: PARTIDA DO COMPRESSOR LP

Durante o transitório de partida do compressor LP, o sistema elétrico tinha a seguinte configuração: 3 geradores conectados ao sistema, cada gerador despachando 7,0 MW e 3,6 Mvar, e 2 motores de média tensão conectados ao painel de 13,8 kV. Nesse evento as turbinas estavam numa condição de carga baixa, em



torno de 30%, ou seja, o sistema ainda estava com baixa inércia. A Figura 41 ilustra a tensão durante a partida do motor do compressor LP. Vale ressaltar que esse é o maior motor da unidade. O erro cometido é menor que 0,3% tanto para o afundamento de tensão como para sobretensão do final da partida do motor. O erro médio quadrático calculado para a tensão foi de 0,58%. Ainda analisando a Figura 41 percebe-se que entres os instantes 2 e 12 segundos as curvas de tensão apresentam pequenos desvios. Isso ocorre, pois, o AVR possui o controle de fator de potência, que limita o despacho de potência reativa em no máximo 20 Mvar. Esse controle não foi desenvolvido no PTW.

A Figura 42 apresenta a frequência durante a partida do motor do compressor LP. Percebe-se que a divergência entre a frequência obtida via simulação e a frequência medida ainda é relevante. O erro médio quadrático calculado para a frequência foi de 0,15%.

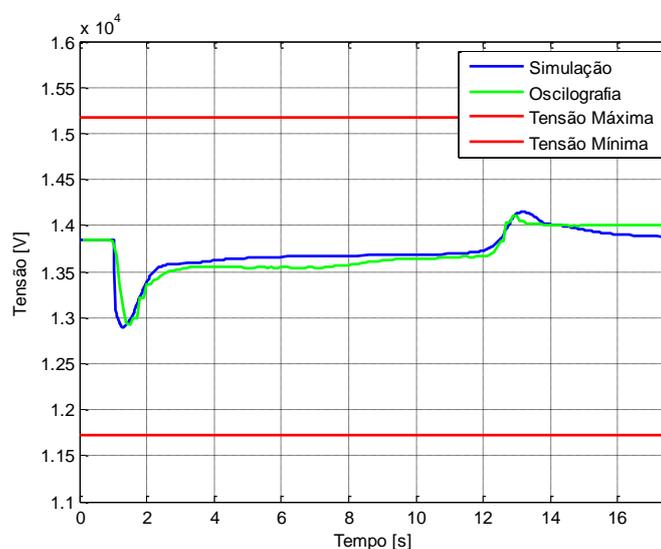


Figura 41: Tensão Durante Partida do Motor do LP

Fonte: Próprio autor



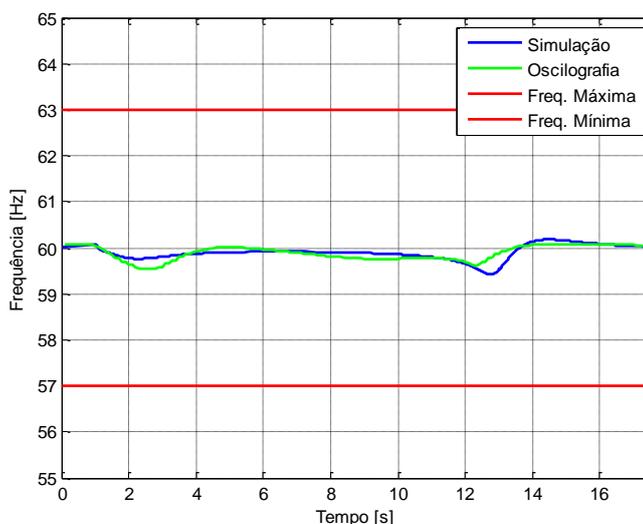


Figura 42: Frequência Durante Partida do Motor do LP

Fonte: Próprio autor

4.3 CASO 3: PARTIDA DO COMPRESSOR HP

Durante o transitório de partida do motor do compressor HP, o sistema elétrico tinha a seguinte configuração: 3 geradores conectados ao sistema, despachando 14,5 MW e 7,2 Mvar cada, e 5 motores de média tensão conectados ao painel de 13,8 kV. Nesse evento, as turbinas estavam uma condição de carga em torno de 60%, ou seja, o sistema estava com inércia elevada. A Figura 43 apresenta a tensão durante a partida do motor do compressor HP. O erro cometido é menor que 0,5% tanto para o afundamento de tensão como para sobretensão do final da partida do motor. O erro médio quadrático calculado para a tensão foi de 0,50%.

A Figura 44 apresenta a frequência durante a partida do motor do compressor HP. Percebe-se, nesse evento, que o perfil de frequência obtido via simulação está aderente à frequência medida. Perceba que o erro quadrático médio cometido nas curvas de frequência diminui à medida que a inércia do sistema aumenta. Para o Caso 1, onde tinha-se 20% de carregamento o erro quadrático médio (EQM) foi de 0,35%. Para o Caso 2, onde tinha-se 30% de carregamento o EQM foi de 0,15%. Já para o Caso 3, onde tinha-se 60% de carregamento o EQM foi de 0,11%. Neste caso, quando o sistema está bem carregado, o EMQ da frequência cai a 1/3 do Caso 1, enquanto que o EMQ da tensão nos Casos 1, 2 e 3 são próximos, e seriam mais próximos caso



fosse implementado controle de fator de potência do sistema de excitação. Pode-se concluir, portanto, que a inércia do sistema influencia no comportamento da frequência e, quanto maior for a condição de carga, mais assertivo tende a ser o modelo.

A Figura 45 mostra três curvas de tensão durante a partida do motor HP, sendo a curva azul a simulação feita no desenvolvimento deste trabalho, a preta, a simulação feita durante a fase de projeto da plataforma e a vermelha, a oscilografia de uma partida real. Nota-se que a simulação feita durante a fase de projeto, e que é utilizada como referência quando é necessária realizar manobra de cargas, apresenta um perfil de tensão muito divergente do real. O erro do afundamento de tensão é da ordem de 5%. Em uma situação de contingência, na qual houvesse limitação da geração, o comportamento registrado na simulação da fase de projeto poderia levar à decisão de não partir determinadas cargas, já que o limite mínimo admissível de tensão é 11,73 kV. Isso acarretaria perda produção e conseqüente lucro cessante durante esse período.

O erro cometido pela simulação durante a fase de projeto é devido ao uso de modelo e parâmetros inadequados. A Figura 46 apresenta a comparação entre a tensão obtida durante a fase do projeto e a tensão obtida utilizando um modelo de primeira ordem considerando um motor de simples gaiola. Percebe-se um comportamento muito semelhante entre os dois gráficos, sugerindo então que durante o projeto foi utilizado o modelo de primeira ordem para representar esse motor.



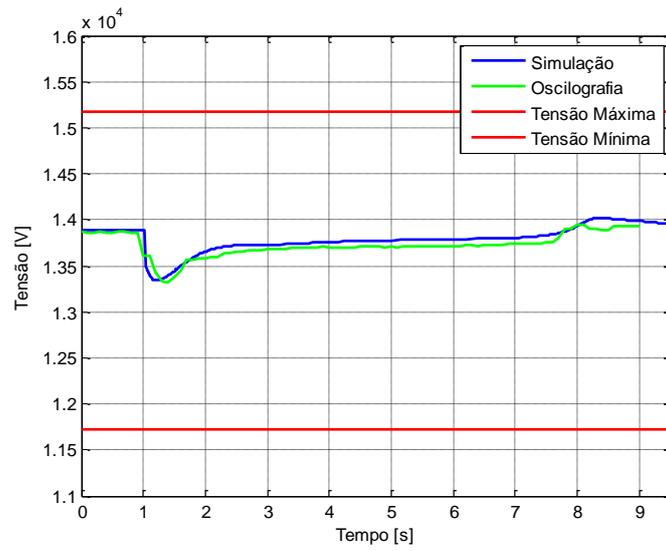


Figura 43: Tensão Durante Partida do Motor do HP

Fonte: Próprio autor

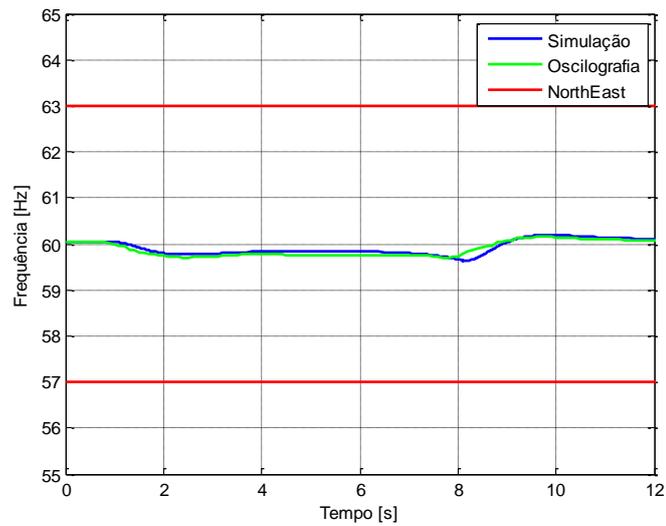


Figura 44: Frequência Durante Partida do Motor do HP

Fonte: Próprio autor



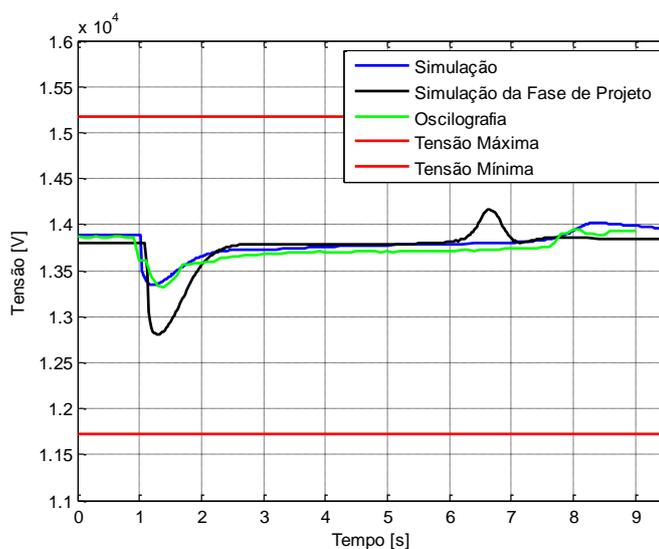


Figura 45: Tensão Durante Partida do Motor do HP

Fonte: Próprio autor

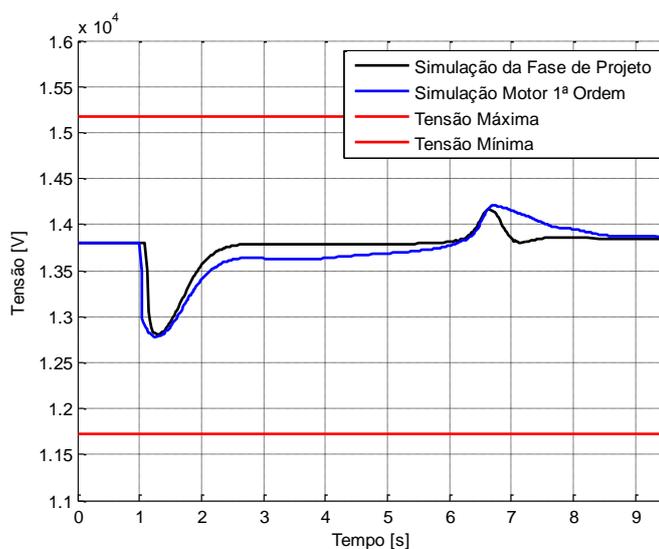


Figura 46: Tensão Durante Partida do Motor do HP

Fonte: Próprio autor

4.4 CASO 4: DESLIGAMENTO DE UM GERADOR

Durante o transitório de desligamento de um gerador, o sistema elétrico tinha a seguinte configuração: 4 geradores conectados ao sistema, cada gerador despachando 18,3 MW e 8,75 Mvar, e 9 motores de média tensão conectados ao



painel de 13,8 kV. A Figura 47 apresenta o comportamento da frequência durante a queda de um gerador.

Após a queda de um dos geradores, os demais tiveram que absorver essa carga. Fazendo a redistribuição da potência ativa, cada gerador conectado ao painel de 13,8 kV ficou despachando 24,4 MW. Se as turbinas estivessem com a capacidade nominal, de aproximadamente 25,3 MW, a recuperação de frequência deveria ser muito rápida. No entanto, as turbinas estavam com baixa eficiência, que ocorre devido ao acúmulo de resíduos nas palhetas do compressor de ar, e por isso a frequência recuperou-se lentamente para o valor nominal. Apesar da perda de eficiência não estar representada no modelo da turbina, ela foi modelada através da limitação da potência da turbina feita por meio do parâmetro K_{turb} , apresentado na Figura 31.

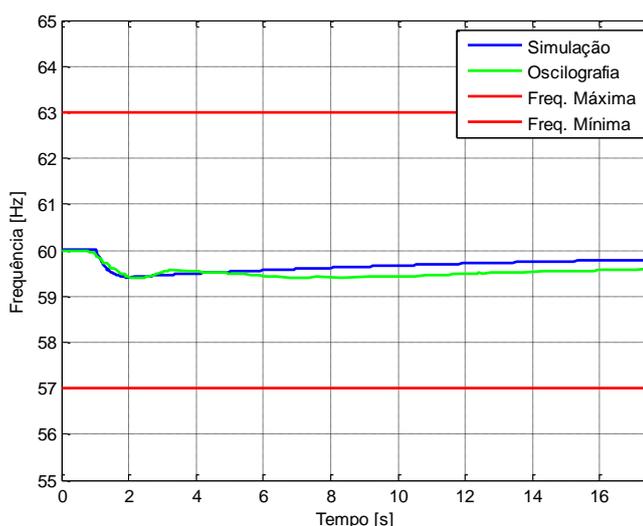


Figura 47: Frequência Durante Parada de Um Gerador

Fonte: Próprio autor

4.5 CASO 5: DESLIGAMENTO DE UMA BOMBA DE INJEÇÃO

Durante o transitório de desligamento de uma bomba de injeção, o sistema elétrico tinha a seguinte configuração: 4 geradores conectados ao sistema, cada gerador despachando 15 MW e 7,8 Mvar, e 7 motores de média tensão conectado painel de 13,8 kV. A Figura 48 apresenta o comportamento da frequência durante a queda da bomba de injeção. A resposta da frequência obtida pela modelagem do sistema durante um descarte de carga está muito próximo da frequência medida,



validando, mais uma vez, os modelos e parâmetros implementados. O erro médio quadrático calculado para a frequência foi de 0,05%.

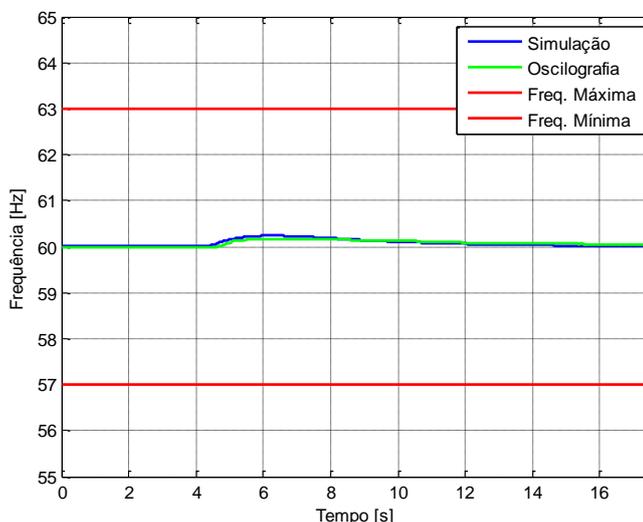


Figura 48: Frequência Durante Parada de Uma Bomba de Injeção

Fonte: Próprio autor

4.6 CASO 6: PARTIDA DO SEGUNDO COMPRESSOR HP EM CENÁRIO HIPOTÉTICO DE CONTINGÊNCIA DA GERAÇÃO

Nesse caso, foi gerado um cenário no qual havia apenas 2 geradores conectados ao sistema, despachando 18,3 MW e 9,2 Mvar cada, e 3 motores de média tensão conectados ao painel de 13,8 kV. Nesse evento, as turbinas estavam uma condição de carga em torno de 70%, ou seja, o sistema estava com alta inércia.

A Figura 49 apresenta a tensão durante a partida do motor do compressor HP. Analisando esta figura, pode-se perceber que o afundamento de tensão e a sobretensão do final da partida estão situados com segurança dentro dos limites mínimo e máximo de tensão respectivamente. Assim, considerando que o modelo tem cometido um erro médio na tensão de 0,46% nos casos analisados anteriormente, esse cenário de partida é possível de ser realizado do ponto de vista da tensão.

A Figura 50 apresenta a curva de frequência durante a partida do motor do compressor HP. Analisando esta figura, pode-se perceber que o afundamento de frequência está situado com segurança dentro dos limites mínimo e máximo de



frequência. Assim, considerando o erro médio na frequência de 0,20% cometido pelo modelo nos casos analisados anteriormente, esse cenário de partida é possível de ser realizado do ponto de vista da frequência.

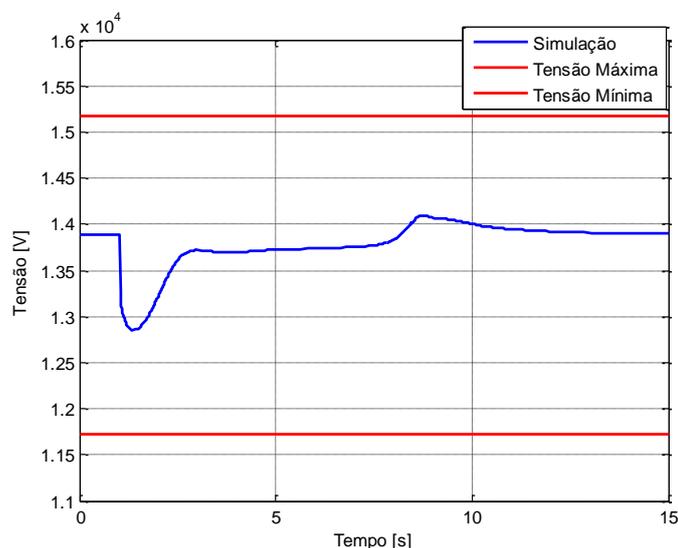


Figura 49: Tensão Durante Partida do Motor do HP

Fonte: Próprio autor

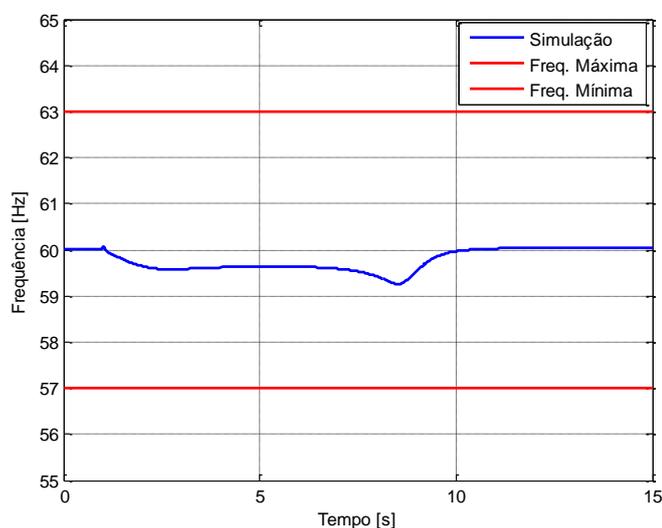


Figura 50: Frequência Durante Partida do Compressor HP

Fonte: Próprio autor

Dessa forma, pode-se concluir que os modelos obtidos para o sistema de geração e para as cargas elétricas da plataforma representam de forma satisfatória o



sistema elétrico. O Caso 6 ilustra como um modelo confiável pode ser usado para corretamente decidir-se por partir uma carga e aumentar, dessa forma, a eficiência operacional de uma planta industrial.



CAPÍTULO 5: CONCLUSÕES

Neste trabalho foi desenvolvida uma plataforma de simulação do sistema elétrico de uma plataforma de petróleo visando a realização de estudos de transitórios eletromecânicos da unidade. A simulação dinâmica foi desenvolvida no módulo ISIM® do *software* PTW. A escolha de modelos e parâmetros adequados para os principais elementos do sistema elétrico foi essencial para se obter uma modelagem confiável do sistema elétrico.

O modelo GGOV1 da turbina a gás e regulador de velocidade recomendado pelo PES-TR1 do IEEE representou muito bem a dinâmica das máquinas motrizes, em especial para as condições de maior carregamento das turbinas. Vale ressaltar que a inércia do sistema possui influencia no comportamento da frequência. Assim, o modelo foi mais assertivo quando as turbinas estavam com maiores cargas. A imprecisão nos resultados de frequência obtidos, especialmente na condição de baixa carga, se explica pela falta de modelagem de alguns elementos mecânicos da turbina, como por exemplo, as *guide vanes*, que são responsáveis pelo controle do fluxo de ar no compressor axial da turbina [16]. O erro cometido pelo modelo da turbina para as condições de baixa carga não trás impacto para a aplicação dessa plataforma de simulação para a tomada de decisão de partida de um grande motor, uma vez que em nos cenários de contingência o sistema estará trabalhando próximo ao seu limite.

O modelo do sistema de excitação do tipo AC7B proposto pelo IEEE, Std 421.5™-2005 [18], apresentou uma resposta bem aderente ao comportamento da tensão frente aos transitórios elétricos analisados. Esse modelo representa o regulador automático de tensão apenas com a função de regulador de tensão e, portanto, não é capaz de atuar como regulador de fator de potência.

Alguns motores de indução de média tensão representam uma grande parcela da carga elétrica da plataforma. Portanto, a dinâmica do sistema é muito dependente dessas cargas. Esses motores de grande porte, apesar dos fabricantes os caracterizarem como rotor de simples gaiola, apresentam em seu rotor o efeito de gaiola profunda, devido as suas características construtivas. Dessa forma, os parâmetros fornecidos pelo fabricante a partir dos ensaios padrões (ensaio a vazio, de rotor bloqueado e a plena carga) são ineficazes para representar as características



transitórias reais dos motores. Portanto, como alternativa, os parâmetros de circuito dos motores foram estimados a partir das informações de corrente e conjugado de partida, conjugado máximo, fator de potência de partida e nominal. Além disso, os motores de média tensão foram modelados como dupla gaiola, para representar o efeito da gaiola profunda. Os resultados obtidos pelos modelos e parâmetros obtidos estão aderentes aos resultados reais.

Por fim, os modelos obtidos para o gerador síncrono, o regulador de tensão, a turbina a gás, o regulador de velocidade e os principais motores de média tensão foram validados com as oscilografias de casos reais. Dessa forma, o modelo obtido representa satisfatoriamente o sistema em regime transitório, podendo ser usado para estudos de transitórios de eletromecânicos.

5.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A seguir são apresentadas algumas sugestões para trabalhos futuros:

- Obtenção do modelo e parâmetros adequados para representar os moto-geradores diesel da geração de emergência da plataforma.
- Introduzir no modelo do sistema de excitação o modo de controle de fator de potência.
- Aprimoramento do modelo da turbina incluindo a dinâmica das VIGV.
- Aprimoramento do modelo da turbina incluindo a influência do ambiente na potência máxima da turbina.



REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

[1] OPEDAL, J. F.; **Electrical Grid Study of Using Offshore Wind Power for Oil & Gas Offshore Installations**. 2017. 126f. Dissertação (Master of Energy and Environmental Engineering) - Norwegian University of Science and Technology – NTNU. Noruega, 2017.

[2] SHELDRAKE, A. L.; **Handbook of Electrical Engineering For Practitioners in the Oil, Gas and Petrochemical Industry**. Chichester: John Wiley & Sons, ISBN 0-471-49631-6, 2003.

[3] MARTINS, M. O. P.; **Simulação Computacional do Comportamento Transitório do Sistema Elétrico de Plataformas de Petróleo**. 1995. 121f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Petróleo) – Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP. São Paulo, 1995.

[4] PORTAL PETRÓLEO E ENERGIA. Turbinas – Energia nas plataformas depende de modelos aeroderivados e movidos a gás. Disponível em: <<http://www.petroleoenergia.com.br/turbinas-energia-nas-plataformas-depende-de-modelos-aeroderivados-e-movidos-a-gas/>>. Acesso em: 01 mar. 2019.

[5] BRASIL. Decreto nº 7.246, de 28 de julho de 2010. Regulamenta a Lei no 12.111, de 9 de dezembro de 2009. Brasília, DF: Presidência da República. Disponível em: http://www.planalto.gov.br/ccivil_03/_Ato2007-2010/2010/Decreto/D7246.htm. Acesso em: 26 jun. 2019.



[6] IEEE **Guide for Design, Operation, and Integration of Distributed Resource Island Systems with Electric Power Systems**, IEEE Std 1547.4-2011, vol., no., pp.0_1,42, 2011.

[7] HADIYA, M.; **Case study of offshore wind farm integration to offshore oil and gas platforms as an isolated system - System Topologies, Steady State and Dynamic Aspects**. 2011. 139f. Dissertação (Master of Science in Electric Power Engineering) - Norwegian University of Science and Technology – NTNU. Noruega, 2011.

[8] MATHISEN, E. R.; **Application of Virtual Synchronous Machines for Integration of Offshore Wind Turbines into the Power System of Offshore Oil and Gas Platforms**. 2016. 79f. Dissertação (Master of Energy and Environmental Engineering) - Norwegian University of Science and Technology – NTNU. Noruega, 2016.

[9] SU, C. L.; CHEN, C. J.; LEE, C. C. **Fast Evaluation Methods for Voltage Sags in Ship Electrical Power Systems**. IEEE Transactions on Industry Applications, vol.49, no.1, pp.233,241, Jan/Feb., 2013.

[10] ÅRDALA, A. R.; UNDELANDB, T.; SHARIFABADIC K.; **Voltage and Frequency Control in Offshore Wind Turbines Connected to Isolated Oil Platform Power Systems**. Energy Procedia, vol.24, no., pp.229,236, Dec., 2012.

[11] MCFADDEN, R. H.; **Power-System Analysis: What It Can Do for Industrial Plants**. IEEE Transactions on Industry and General Applications, vol. IGA-7, no.2, pp.181,188, Mar./Apr., 1971.



- [12] SILVA, A. M. B.; **Análise Do Desempenho De Geradores Síncronos Distribuídos Com Controladores Dotados De Modos De Operação Comutáveis**. 2016. 231f. Tese (Doutorado em Ciências) – Faculdade de Engenharia Elétrica, UFU. Uberlândia, 2016.
- [13] THOMAS, R. J.; TIRANUCHIT, A. **Dynamic voltage instability**. 26th IEEE Conference on Decision and Control. Los Angeles: [s.n.]. pp.53,58, 1987.
- [14] KUNDUR, P.; **Power System Stability And Control**; New York: Mc- Graw-Hill Inc., 1994.
- [15] MACHOWSKI J.; BIALEK J.; MUMBY J.; **Power System Dynamics: Stability and Control**. Chichester: John Wiley & Sons, ISBN 978-0-470-72558-0, 2008.
- [16] CIGRE **Modeling of Gas Turbines and Steam Turbines in Combined-Cycle Power Plants**, CIGRE Technical Brochure 238, Dec., 2003.
- [17] IEEE **Dynamic Models for Turbine-Governors in Power System Studies** PES-TR1, IEEE PES Technical Report 1, Jan., 2013.
- [18] IEEE **Recommended Practice for Excitation System Models for Power System Stability Studies**, IEEE Std 421.5-2005 (Revision of IEEE Std 421.5-1992) , vol., no., pp.0_1,85, 2006.
- [19] DUTRA, Kaio. Máquinas Térmicas e Processos Contínuos: Compressores. 2017. 40 p. Disponível em: https://kaiohdutra.files.wordpress.com/2017/01/mt_aula-14-compressores.pdf. Acesso em: 29 jun. 2019.



[20] NOVOTNY, D. W.; LIPO, T. A.; **Vector Control And Dynamics Of Ac Drives**. Madison: Oxford University, ISBN 978-0198564393, 1996.

[21] DIAS, L. P. C.; LOBOSCO, O. S.; **Motores Elétricos: Seleção e Aplicação**. São Paulo: McGraw – Hill, 1988.

[22] MARCHON, R. A. S.; **Desempenho Dinâmico de Sistemas Industriais Frente a Modelagem dos Motores Elétricos de Indução**. 2014. 246f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) – Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós Graduação (COPPE), UFRJ. Rio de Janeiro, 2014.

[23] SKM Systems Analysis, Inc.; **Power*Tools® for Windows™ User's Guide**. Manhattan Beach: PIXymbols™ Extended Character Set, 2006.

[24] DAHAL, S. *et al*; **Effects of Induction Machines Dynamics on Power System Stability**. Power Engineering Conference, 2009. AUPEC 2009. vol., no., pp.1,6. Australasian Universities. Adelaide: [s.n.]. 2009.

[25] EKANAYAKE, J. B.; HOLDSWORTH, L.; JENKINS, N.; **Comparison Of 5th Order and 3rd Order Machine Models for Doubly Fed Induction Generator (DFIG) Wind Turbines**. Electric Power Systems Research. vol. 67, no., pp.207,215, Apr., 2003.

[26] BORGHETTI, A. *et al*.; **On Dynamic Load Models for Voltage Stability Studies**. IEEE Transactions on Power Systems, vol. 12, no. 1, Feb., 1997.



[27] LESIEUTRE, B. C.; SAUER, P. W.; PAI, M. A.; **Development And Comparative Study Of Induction Machine Based Dynamic P, Q Load Models**. IEEE Transactions on Power Systems, vol. 10, no. 1. Feb., 1995.

[28] HAQUE, M. H.; **Determination of NEMA Design Induction Motor Parameters From Manufacturer Data**. IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 23, no. 4, Dec., 2008.

[29] PEDRA, J.; **Estimation of Induction Motor Double-Cage Model Parameters From Manufacturer Data**. IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 19, no. 2, Jun., 2004.



APÊNDICE A: PARÂMETROS UTILIZADOS NO PTW

As Tabelas A.1 a A.5 contém os parâmetros de simulação utilizados nos modelos. Eles foram obtidos a partir das folhas de dados dos equipamentos. Para os parâmetros cujos valores não foram explicitados nas folhas de dados, foram utilizados valores típicos encontrados normas IEEE e trabalhos acadêmicos.

Tabela A.1 - Parâmetros do gerador síncrono

DESCRIÇÃO	VALOR	UNIDADE
Resistência de armadura	0,0020	[p.u.]
Reatância de armadura de eixo d	1,6500	[p.u.]
Reatância de armadura de eixo q	0,8300	[p.u.]
Reatância transitória de eixo d	0,1740	[p.u.]
Reatância subtransitória	0,1668	[p.u.]
Reatância de dispersão	0,1000	[p.u.]
Constante de inércia	1,7600	[kW.s/kVA]
Constante de tempo transitória de eixo d	10,0000	[s]
Constante de tempo subtransitória de eixo d	0,0150	[s]
Constante de tempo subtransitória de eixo q	0,0380	[s]
Fator de saturação a $V=1.0$ p.u.	0,48	
Fator de saturação a $V=1.2$ p.u.	0,52	



Tabela A.2 - Parâmetros dos modelos de 5ª ordem dos motores dos compressores LP, HP e das bombas de injeção

PARÂMETRO	MOTOR DO LP	MOTOR DO HP	MOTOR DA BOMBA DE INJEÇÃO
R_a	0,0005	0,0040	0,0060
T'	0,9000	0,4000	0,2445
T''	0,0750	0,0025	0,0600
H	2,1100	2,8500	2,7500
D	4,0000	4,0000	3,0000
X	5,1495	5,1515	4,7875
X'	0,6776	0,2473	0,6417
X''	0,2388	0,2042	0,2064
X_l	0,1495	0,1915	0,1375
E_1	1,0000	1,0000	1,0000
$Se(E_1)$	0,0300	0,0300	0,0300
E_2	1,2000	1,2000	1,2000
$Se(E_2)$	0,1200	0,1200	0,1200
T_{nom}	-1,0000	-0,8000	-1,0000

Tabela A.3 - Parâmetros dos modelos de 3ª ordem dos motores dos compressores LP, HP e das bombas de injeção

PARÂMETRO	MOTOR DO LP	MOTOR DO HP	MOTOR DA BOMBA DE INJEÇÃO
R_a	0,0060	0,0040	0,0055
T'	0,9000	0,4000	1,1720
H	2,1100	2,8500	2,7500
D	4,0000	4,0000	3,0000
X	5,5000	5,4950	5,5000
X'	0,2897	0,2037	0,2764
X_l	0,1210	0,1674	0,1798
E_1	1,0000	1,0000	1,0000
$Se(E_1)$	0,0300	0,0300	0,0300
E_2	1,2000	1,2000	1,2000
$Se(E_2)$	0,1200	0,1200	0,1200
T_{nom}	-1,0000	-0,8000	-1,0000



Tabela A.4 - Resumo dos parâmetros do sistema de excitação

PARÂMETRO	VALOR	PARÂMETRO	VALOR	PARÂMETRO	VALOR
K_{PR}	150	V_{AMAX}	1,0	K_E	1,0
K_{IR}	4,55	V_{AMIN}	0,0	K_{F1}	0,20
K_{DR}	5,0	K_P	1,0	K_{F2}	0,212
T_{DR}	0,1	K_L	0,0	S_{EMAX}	0,0017
V_{RMAX}	10,0	T_E	1,1	V_{EMAX}	6,7
V_{RMIN}	-10,0	V_{FEMAX}	5,0	$S_{E0,75MAX}$	0,0006
K_{PA}	1,0	K_C	0,55	$V_{E0,75MAX}$	5
K_{IA}	0,0	K_D	1,20		

Tabela A.5 - Resumo dos parâmetros da turbina e regulador de velocidade

PARÂMETRO	VALOR	PARÂMETRO	VALOR	PARÂMETRO	VALOR
MW_{CAP}	1,0	T_{ACT}	0,25	R_{OPEN}	0,1
r	0,004	K_{TURB}	1	R_{CLOSE}	-0,1
r_{SELECT}	1	W_{FNL}	0,18	K_{IMW}	0
T_{pelec}	1	T_B	0,1	P_{MWSET}	-
Max_{ERR}	0	T_C	0	A_{SET}	0,01
Min_{ERR}	0	$flag$	1	K_A	10
K_{PGOV}	5	T_{ENG}	0	T_A	0,1
K_{IGOV}	2	T_{FLOAD}	-	db	0
K_{DGOV}	0	K_{PLOAD}	2	T_{SA}	-
T_{DGOV}	-	K_{ILOAD}	0,67	T_{SB}	-
V_{MAX}	1	L_{DREF}	1	R_{UP}	-
V_{MIN}	0,15	D_M	0	R_{DOWN}	-



APÊNDICE B: PRODUÇÃO CIENTÍFICA

Durante a realização deste trabalho, um artigo foi aprovado em congresso científico:

- Artigo: Modelagem Do Sistema Elétrico De Uma Plataforma De Petróleo: Análise Do Comportamento Dinâmico
- Situação: Artigo apresentado no 13th IEEE/IAS International Conference on Industry Applications (13th INDUSCON) no dia 12 de Novembro de 2018, em São Paulo / SP.

