UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO–USP
ESCOLA POLITÉCNICA

Bruno de Almeida

**Análise da Operação de Sistemas de
Potência Isolados para Plataformas
Flutuantes**

São Paulo
2019

Bruno de Almeida

**Análise da Operação de Sistemas de
Potência Isolados para Plataformas
Flutuantes**

Dissertação de mestrado apresentada à Escola Politécnica para a obtenção do título de Mestre em Ciências.

Área de concentração: Sistemas Elétricos de Potência

Orientador: Dr. Renato Machado Monaro

Coorientador: Dr. Maurício Barbosa de Camargo Salles

São Paulo

2019

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

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

São Paulo, _____ de _____ de _____

Assinatura do autor: _____

Assinatura do orientador: _____

Catálogo-na-publicação

de Almeida, Bruno

Análise da Operação de Sistemas de Potência Isolados para
Plataformas Flutuantes / B. de Almeida -- versão corr. -- São Paulo, 2019.
114 p.

Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São
Paulo. Departamento de Engenharia de Energia e Automação Elétricas.

1.Sistemas de Posicionamento Dinâmico 2.Sistemas Elétricos de
Potência 3.Equipamentos da Sonda de Perfuração I.Universidade de São
Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia de Energia e
Automação Elétricas II.t.

Este trabalho é dedicado aos meus pais Terezinha e José.

Agradecimentos

À Laura, pelo incentivo incondicional, pelo carinho e compreensão.

À minha mãe Terezinha e meu pai José, por serem meus exemplos de vida.

Aos meus irmãos Adriana, Fabiana e Evandro, pelo suporte em todos os momentos.

À Marli e Antonio, pelo constante incentivo e apoio.

À Universidade de São Paulo (USP), pela excelência de ensino.

Ao Prof. Dr. Renato Machado Monaro, pela excelente orientação, pela confiança, por todos os ensinamentos, pela disponibilidade e pela amizade.

Ao Prof. Dr. Maurício Barbosa de Camargo Salles, pela co-orientação e apoio.

Ao Laboratório de Redes Elétricas Avançadas (LGrid), pela disponibilidade de softwares e materiais utilizados neste trabalho.

Aos colegas do LGrid, especialmente a Guacira, Giovani e Nayara, por todas as contribuições nesta pesquisa e pela amizade.

À Petrobras e aos colegas de departamento, pelo material disponibilizado, pelo compartilhamento de conhecimento e pelas discussões que enriqueceram este trabalho.

Ao Bucky, pelo incentivo ao final de cada tarde.

*“Por vezes sentimos que aquilo que fazemos não é senão uma gota de água no mar.
Mas o mar seria menor se lhe faltasse uma gota.”
(Madre Teresa de Calcutá)*

Resumo

de Almeida, Bruno **Análise da Operação de Sistemas de Potência Isolados para Plataformas Flutuantes**. 114 p. Dissertação de mestrado – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, 2019.

Este trabalho apresenta a modelagem do sistema elétrico de potência de uma plataforma de perfuração dotada de sistema de posicionamento dinâmico. Para tanto, inicialmente são apresentados os conceitos fundamentais de tais unidades, servindo como base teórica e justificando a necessidade de tal estudo. Posteriormente, são apresentados de forma mais detalhada os sistemas de propulsão e geração com as respectivas estratégias de controle. Para a propulsão, estes são acionados por motores de indução trifásicos tendo velocidade controlada a partir da estratégia *Direct Torque Control* utilizando inversores de três níveis. Para a geração, são utilizados motores *diesel* como máquinas primárias acoplados a geradores síncronos trifásicos, juntamente com seus respectivos reguladores de velocidade e de tensão. Primeiramente, a operacionalidade destes modelos propostos é confirmada a partir de simulações no programa computacional MATLAB®, utilizando-se a ferramenta gráfica *Simulink*. Na sequência, a modelagem do sistema de potência completo é obtida no mesmo programa computacional, onde são incluídos os devidos cabamentos, transformadores e cargas dinâmicas representando os equipamentos de perfuração e de baixa tensão. Utilizando-se de patamares de carga e comandos de velocidade de propulsores obtidos de uma plataforma real em operação de perfuração são realizadas simulações neste sistema completo, tanto com os barramentos de alta tensão interligados quanto segregados. Dentre os resultados obtidos, observa-se que os controles de tensão e de frequência são adequados, além da correta divisão de carga entre geradores a partir do método *droop* compensado. Por fim, com o intuito de mostrar a potencialidade do sistema obtido, são realizadas análises de curto-circuito mantendo os barramentos de alta tensão interligados, onde é possível observar a propagação da queda de tensão quando a falta ocorre em um barramento de baixa tensão, além das consequências para todo o

sistema quando tais faltas são aplicadas no nível de alta tensão.

Palavras-chave: Sistemas de Posicionamento Dinâmico. Controle Direto de Torque. Sistemas Elétricos de Potência Isolados. Equipamentos de Sonda de Perfuração.

Abstract

de Almeida, Bruno **Analysis of Isolated Power Systems Operation for Floating Platforms.** 114 p. Master Thesis – Polytechnic School, University of São Paulo, 2019.

This work presents the electrical power system modeling of a drilling rig equipped with a dynamic positioning system. Initially, fundamental concepts of such units are presented, bringing a theoretical basis and justifying the need for this study. Subsequently, the propulsion and generation systems as well as their respective control strategies are presented in detail. In regard to the thrusters, they are driven by three-phase induction motors and their speed are controlled by Direct Torque Control strategy using three-level inverters. In respect of the generation system, the prime movers are modeled as diesel engines coupled to three-phase synchronous generators, in addition to their respective speed and voltage regulators. Firstly, the functionality of the proposed models is confirmed by simulations in MATLAB® using *Simulink* graphical tool. After, the modeling of the complete power system is obtained on the same software, which considers the inclusion of appropriate wiring, transformers and dynamic loads representing the drilling and low voltage equipment. By using load levels and thruster speed commands from an actual vessel during a drilling operation, simulations are carried out at the complete system, considering the high voltage busbars at either connected or segregated configuration. Among the obtained results, it is possible to observe suitable voltage and frequency controls, besides the correct generators load sharing in compensated droop mode. Lastly, to present the potentiality of the obtained system, a short-circuit analysis is performed with the high voltage busbars connected, where it is noticed the means of the voltage drop propagates through the system when the fault occurs at a low voltage busbar, besides the consequences when similar faults are applied at the high voltage level.

Keywords: Dynamic Positioning Systems. Direct Torque Control. Isolated Electrical Power Systems. Drilling Rig Equipment.

Lista de ilustrações

Figura 1 – Representação dos Movimentos de Embarcações	28
Figura 2 – Relação entre Subsistemas em Embarcações DP	29
Figura 3 – Diagrama do Sistema de Controle de Posicionamento Dinâmico	31
Figura 4 – Principais Tipos de Propulsores	32
Figura 5 – Diagrama Unifilar Simplificado de uma Sonda DP	34
Figura 6 – Localização dos Propulsores em uma Sonda DP	34
Figura 7 – Motor de Indução Trifásico (MIT) com 2 Pólos e Conexão em Y	39
Figura 8 – Transformação entre Sistemas de Coordenadas abc e $dq0$	41
Figura 9 – Transformação entre Sistemas de Coordenadas abc e $\alpha\beta0$	42
Figura 10 – Representação do Vetor Espacial $\bar{f}_s(t)$ nos Sistemas de Coordenadas .	43
Figura 11 – Diagrama Elétrico do Inversor Fonte de Tensão	46
Figura 12 – Vetores Espaciais de Tensão do Inversor Fonte de Tensão de Dois Níveis	46
Figura 13 – Trajetória do Vetor Espacial do Fluxo do Estator Obtida via Método de Controle <i>Direct Torque Control</i> (DTC)	47
Figura 14 – Diagrama de Blocos do Método de Controle DTC	48
Figura 15 – Diagrama Simplificado do Circuito de Alimentação do MIT com Inversor de Três Níveis	51
Figura 16 – Vetores Espaciais de Tensão do Inversor Fonte de Tensão de Três Níveis	52
Figura 17 – Comparador de Histerese de Três Níveis do Fluxo do Estator	52
Figura 18 – Comparador de Histerese de Cinco Níveis do Torque Eletromagnético .	53
Figura 19 – Retificador de 12 Pulsos	55
Figura 20 – Inversor de Três Níveis	55
Figura 21 – Curva de Torque Mecânico Utilizada na Simulação	57
Figura 22 – Resultados da Simulação de Controle de Motor via Método DTC com Inversor de Três Níveis	59
Figura 23 – Sistema de Gerenciamento de Energia	62
Figura 24 – Gerador Síncrono Trifásico (GST) com 2 Pólos, Conexão em Y e Rotor de Pólos Salientes	63

Figura 25 – Sistema de Excitação da Máquina Síncrona com <i>Permanent Magnet Generator</i> (PMG)	67
Figura 26 – Sistema de Excitação da Máquina Síncrona sem PMG	68
Figura 27 – Sistema de Controle de Velocidade de um Conjunto Moto-Gerador . . .	68
Figura 28 – Exemplo de Operação com Gerador Isolado em Modo <i>Droop</i> , com Regulação de Velocidade de 4 % e f_{fl} de 60 Hz	70
Figura 29 – Exemplo de Operação com Dois Geradores em Paralelo no Modo <i>Droop</i> , com Regulação de Velocidade de 4 % (Baseado em f_{fl} de 60 Hz), f_{nl1} de 62,4 Hz e f_{nl2} de 61,2 Hz	71
Figura 30 – Exemplo de Operação com Gerador Isolado em Modo Isócrono	72
Figura 31 – Exemplo de Operação com Gerador em Modo <i>Droop</i> em um Barramento Infinito (Regulação de Velocidade de 4% Baseado em f_{fl} de 60 Hz)	72
Figura 32 – Comunicação Digital entre Reguladores de Velocidade	73
Figura 33 – Comunicação Analógica entre Reguladores de Velocidade	73
Figura 34 – Modelo de Excitação AC8B	75
Figura 35 – Modelagem do Conjunto Motor <i>Diesel</i> e Regulador de Velocidade . . .	76
Figura 36 – Modelagem do Controle por <i>Droop</i> Compensado	77
Figura 37 – Caso 1: Degrau de 100 % de Carga em Moto-Gerador Isolado	79
Figura 38 – Caso 2: Degrau de 100 % de Carga com Dois Moto-Geradores em Paralelo	80
Figura 39 – Caso 3: Desconexão do Gerador 2 com Dois Moto-Geradores em Paralelo	82
Figura 40 – Caso 4: Operação do Gerador 1 em Modo Assimétrico	83
Figura 41 – Diagrama Unifilar do Sistema Teste	86
Figura 42 – Operação com Barramentos Interligados	88
Figura 43 – Medições do Propulsor 1 com Barramentos Interligados	89
Figura 44 – Operação com Barramentos Segregados	90
Figura 45 – Pontos de Aplicação dos Curtos-Circuitos	91
Figura 46 – Curto-Circuito Trifásico na Barra BT 1	92
Figura 47 – Curto-Circuito Fase-Terra na Barra BT 1	93
Figura 48 – Curto-Circuito Trifásico no Alimentador do Propulsor 3	95
Figura 49 – Curto-Circuito Fase-Terra no Alimentador do Propulsor 3	95
Figura 50 – Curto-Circuito Trifásico na Barra AT 2	97
Figura 51 – Curto-Circuito Fase-Terra na Barra AT 2	98
Figura 52 – Curva de Saturação do Gerador	111

Lista de tabelas

Tabela 1 – Tabela de Chaveamento Otimizada do Método DTC Tradicional	49
Tabela 2 – Tabela de Chaveamento Otimizada do Método DTC com Inversor de Três Níveis	54
Tabela 3 – Ajustes de Proteção para Análise da Variação de Frequência e Tensão .	78
Tabela 4 – Ajustes de Proteção para Análise de Curto-Circuito	91
Tabela 5 – Fonte de Tensão Trifásica	109
Tabela 6 – Transformador Trifásico de Três Enrolamentos	109
Tabela 7 – Motor de Indução Trifásico	109
Tabela 8 – Retificador	110
Tabela 9 – Sistema Corrente Contínua (CC)	110
Tabela 10 – Inversor	110
Tabela 11 – Parametrização do controle DTC	110
Tabela 12 – Controlador de Velocidade	110
Tabela 13 – Gerador Síncrono Trifásico	111
Tabela 14 – Regulador de Tensão	112
Tabela 15 – Excitatriz	112
Tabela 16 – Conjunto Regulador de Velocidade e Motor <i>Diesel</i>	112
Tabela 17 – Lista de Cabos	113
Tabela 18 – Transformador Trifásico de Dois Enrolamentos (Sistemas de Baixa Ten- são)	114
Tabela 19 – Transformador de Aterramento	114

Lista de siglas

CA Corrente Alternada

CC Corrente Contínua

DGPS *Differential Global Positioning System*

DP *Dynamic Positioning*

DSV *Diving Support Vessel*

DTC *Direct Torque Control*

FMEA *Failure Mode and Effect Analysis*

GLP Gás Liquefeito de Petróleo

GTO *Gate Turn-Off Thyristor*

GST Gerador Síncrono Trifásico

IACS *International Association of Classification Societies*

MRU *Motion Reference Unit*

MIT Motor de Indução Trifásico

PD Proporcional Derivativo

PI Proporcional Integral

PID Proporcional Integral Derivativo

PLSV *Pipelay Support Vessel*

PMG *Permanent Magnet Generator*

PSS *Power System Stabilizer*

SRP Sistema de Referência de Posição

SGE Sistema de Gerenciamento de Energia

TC Transformador de Corrente

TP Transformador de Potencial

VFD *Variable Frequency Drive*

Sumário

1	INTRODUÇÃO	21
1.1	Objetivos	23
1.2	Estrutura do Trabalho	24
2	SISTEMA DE POSICIONAMENTO DINÂMICO	27
2.1	Conceitos Básicos	28
2.1.1	Classes das Embarcações	29
2.2	Sistema de Controle de Posicionamento Dinâmico	30
2.3	Sistema de Propulsão	32
2.4	Sistema de Potência	33
2.4.1	Equipamentos de Perfuração	34
3	SISTEMA DE PROPULSÃO	37
3.1	Motor de Indução Trifásico	37
3.1.1	Modelagem Dinâmica do MIT no Referencial Natural	38
3.1.2	Transformação do Sistema de Coordenadas	40
3.1.3	Modelagem Dinâmica do MIT em Vetores Espaciais no Referencial Ge- nérico	42
3.2	Método DTC	45
3.2.1	Sistema de Controle do Método DTC Tradicional	48
3.2.2	Sistema de Controle do Método DTC com Inversor de Três Níveis	50
3.3	Modelagem do Sistema de Propulsão	54
3.3.1	Sistemas Retificador e Inversor	54
3.3.2	Obtenção do Torque Mecânico	56
3.3.3	Resultados da Simulação	57
4	SISTEMA DE POTÊNCIA	61
4.1	Sistema de Gerenciamento de Energia	61

4.2	Gerador Síncrono Trifásico	62
4.2.1	Modelagem Dinâmica do GST no Referencial Natural	62
4.2.2	Modelagem Dinâmica do GST no Referencial do Rotor	65
4.3	Excitação e Regulador de Tensão	66
4.4	Controle de Velocidade e Modos de Divisão de Carga	68
4.4.1	Modo <i>Droop</i>	69
4.4.2	Modo Isócrono	72
4.4.3	Modo <i>Droop</i> Compensado	74
4.5	Modelagem do Sistema de Geração	74
4.5.1	Sistema de Excitação	74
4.5.2	Conjunto Motor <i>Diesel</i> e Regulador de Velocidade	75
4.5.3	Metodologia de Divisão de Carga Ativa	77
4.5.4	Resultados das Simulações	78
5	SIMULAÇÕES DO SISTEMA ELÉTRICO DE UMA SONDA DE PERFURAÇÃO	85
5.1	Sistema Teste	85
5.2	Simulações Realizadas	87
5.2.1	Simulações com Sistema sob Condições Normais de Carga	87
5.2.2	Simulações de Curto-Circuito	90
6	CONSIDERAÇÕES FINAIS	99
6.1	Continuação da Pesquisa	100
6.2	Divulgação do Trabalho	101
	REFERÊNCIAS	103

APÊNDICES 107

APÊNDICE A	–	PARÂMETROS PARA SIMULAÇÃO DO SISTEMA DE PROPULSÃO E MÉTODO DE CONTROLE DTC	109
APÊNDICE B	–	PARÂMETROS PARA SIMULAÇÃO DO SISTEMA DE POTÊNCIA	111
APÊNDICE C	–	PARÂMETROS PARA SIMULAÇÃO DO SISTEMA COMPLETO	113

CAPÍTULO 1

Introdução

O petróleo é uma das mais importantes fontes energéticas da atualidade. Isso fica nítido ao analisar os produtos oriundos do mesmo, como gasolina, óleo *diesel*, parafina, Gás Liquefeito de Petróleo (GLP) e plásticos diversos. Desta forma, é difícil imaginar a sociedade moderna sem a utilização de petróleo.

Com o intuito de produzir petróleo deve ser realizada a perfuração de poços em áreas previamente identificadas como promissoras por especialistas diversos. Posteriormente ocorre a etapa chamada de completção, que se trata de um conjunto de operações destinadas a deixar os poços perfurados em condições de operar de forma segura e econômica durante toda sua vida produtiva (THOMAS, 2004). No âmbito marítimo tais atividades são realizadas por unidades móveis de perfuração, conhecidas também como plataformas de perfuração ou mais comumente como sondas de perfuração. A unidade móvel de perfuração é uma embarcação capaz de realizar operações de perfuração para explorar ou intensificar a produção de recursos abaixo do leito marinho como hidrocarbonetos líquidos ou gasosos, enxofre ou sal (INTERNATIONAL MARITIME ORGANIZATION, 1989).

As atividades em cada poço não perduram por grandes períodos, o que torna desejável que as sondas de perfuração tenham certa facilidade para se locomover entre poços. Além disso, nem sempre é possível instalar âncoras devido ao congestionamento do leito marinho ou da espessura da lâmina d'água, em especial quando se trabalha em águas ultra profundas. Estes são alguns dos motivos que têm provocado o aumento de interesse do mercado na operação com sondas dotadas de sistemas de posicionamento dinâmico em comparação a sondas ancoradas.

O sistema de posicionamento dinâmico, que é comumente representado pela sigla oriunda do termo em inglês *Dynamic Positioning* (DP) como será utilizado neste trabalho, permite que as plataformas de perfuração operem em coordenadas geográficas predeterminadas e de forma estável, contornando as dificuldades citadas previamente. Em contrapartida, falhas no sistema DP são graves pois podem culminar em deriva e consequentemente em acidentes de grandes proporções, podendo acarretar em tragédias como fatalidades, de caráter ambiental e material.

Com isso há uma busca constante para a obtenção de alternativas que minimizem a ocorrência de falhas que possam provocar perda de controle da posição. A experiência tem mostrado que muitas destas falhas ocorrem em equipamentos pertencentes ao sistema de potência das unidades, como exemplo (MARINE TECHNOLOGY SOCIETY, 2012):

- ❑ Defeito em sistemas de controle de velocidade ou de injeção de óleo combustível, que podem induzir a falhas na divisão de potência ativa, sobrecargas, ocorrência de potência reversa, subfrequências ou sobrefrequências;
- ❑ Defeitos em circuitos de excitação, que podem induzir subtensões e sobretensões;
- ❑ Ocorrências de curto-circuito;
- ❑ Falha em sensores de grupo moto-geradores;
- ❑ Perda de geração e propulsão devido a afundamentos de tensão e desligamento de auxiliares;
- ❑ Atuações inadequadas dos relés de proteção, seja por falha na elaboração de estudo ou erro de comissionamento.

Desta forma, buscam-se estratégias que visem o aumento da confiabilidade dos sistemas elétricos de tais unidades para mitigar as consequências destas falhas. Uma das técnicas observadas está relacionada a escolha da configuração dos barramentos de alta tensão. De fato, é possível operá-los de forma interligada (isto é, com os disjuntores de interligação de barras fechados) ou segregados (onde os disjuntores de interligação de barras são mantidos abertos).

De acordo com Lombardi (2016), a operação com os barramentos interligados permite que os moto-geradores fiquem em operação por intervalos de tempo mais curtos, o que induz a uma redução nos custos de manutenção e aumento da vida útil dos equipamentos. Além disso, também pode proporcionar que os mesmos passem a trabalhar em pontos de carga de maior eficiência, o que provoca uma redução no consumo de óleo combustível. Outra vantagem é um possível aumento na confiabilidade do sistema elétrico, pois com esta configuração os barramentos passam a trabalhar com maior quantidade de geradores em paralelo, e a falha individual destes equipamentos teria menor gravidade para todo o sistema.

Porém, nesta configuração existe a possibilidade de propagação de falhas de âmbito elétrico por todo o sistema, o que tem criticidade elevada, pois pode ser suficiente para provocar um desligamento completo da unidade e perda do controle do posicionamento. Para mitigar este efeito negativo há empresas que operam com os disjuntores de interligação de barramentos abertos, tanto para os níveis de alta quanto de baixa tensão. Sendo assim, mesmo que em uma das partes do sistema elétrico ocorram falhas graves como

àquelas citadas anteriormente (como curtos-circuitos, falhas nos sistemas de excitação e controle de velocidade dos moto-geradores), o sistema DP ainda teria condições de manter a plataforma na locação desejada a partir dos barramentos sadios, permitindo que as equipes de bordo trabalhassem na correção dos problemas em situação segura. Assim, deixam-se de lado as vantagens citadas previamente em busca da minimização do impacto de determinadas falhas.

Para permitir a operação com barramentos interligados há unidades recentemente construídas que foram submetidas a testes de curto-circuito trifásico e fase-terra francos no barramento de alta tensão com os mesmos interligados durante etapa de comissionamento, com o intuito de validar os modelos matemáticos utilizados nas simulações de projeto e principalmente para confirmar que nestas unidades, mesmo com a ocorrência de falhas de tamanha severidade, ainda serão capazes de manter posição (MARINE TECHNOLOGY SOCIETY, 2015).

Entretanto, há diversas unidades construídas e que não possuem condições de serem aplicados estes testes. Além disso, há uma preocupação dos operadores e proprietários de tais plataformas em torná-las mais seguras do ponto de vista do sistema DP sem ter que operá-las com os barramentos de alta tensão segregados. Em trabalhos como McCoy (2015), Lindtjørn et al. (2014) e Godjevac et al. (2017) são mostrados estudos para substituição de grupos moto-geradores por bancos de baterias ou outros sistemas de armazenamento, ou o acoplamento de tais equipamentos em pontos específicos da planta de geração com o propósito de minimizar o impacto de falhas de âmbito elétrico e obter uma redução na emissão de gases de efeito estufa.

Com o intuito de se analisar de forma aprofundada opções que tragam maior confiabilidade e menores custos na operação das plataformas atualmente construídas, primeiramente é necessário um detalhamento do sistema elétrico das mesmas. Este deve incluir as dinâmicas tanto do sistema de geração quanto de propulsão de tais unidades. O modelo deve permitir que a planta opere em diversas configurações operacionais e que atenda a solicitações variáveis de carga.

1.1 Objetivos

Este trabalho busca obter a implementação computacional do sistema elétrico de uma plataforma de perfuração dotada de sistema DP. Com o intuito de se alcançar este objetivo as seguintes metas serão cumpridas:

- Primeiramente, é necessário o entendimento do que se trata um sistema DP, incluindo conceitos inerentes a este ramo da engenharia, como as classificações das unidades e subsistemas contidos na mesma. Assim, será possível definir o arranjo da planta elétrica a ser analisada;

- ❑ Também é fundamental o entendimento teórico e posterior modelagem dos sistemas de propulsão e geração. Para a propulsão deve-se incluir o controle de empuxo, e para a geração os controles de frequência e tensão;
- ❑ Posteriormente, é possível reunir todos os equipamentos em um sistema único completo. Deverão ser incluídas as demais cargas, como as de perfuração e de baixa tensão;
- ❑ É indispensável confirmar que este sistema apresenta resultados aderentes àqueles observados nas unidades a partir de simulações sob condições normais de carga;
- ❑ Por fim, serão propostas simulações de falta no sistema obtido, com o intuito de mostrar algumas das possibilidades de estudo deste sistema.

1.2 Estrutura do Trabalho

O capítulo 2 apresenta as definições de um sistema de posicionamento dinâmico, isto é: quais movimentos da embarcação podem ser corrigidos por este sistema, como as unidades são classificadas, quais subsistemas compõem o sistema DP e como estes são constituídos. Também neste capítulo são apresentadas as cargas de perfuração, responsáveis pela atividade fim da embarcação.

Com o entendimento do sistema DP, busca-se a modelagem dinâmica dos propulsores, que figuram como as principais cargas de uma sonda por serem responsáveis pela manutenção da posição. O Capítulo 3 apresenta a modelagem matemática do Motor de Indução Trifásico (MIT) e como este pode ter sua velocidade controlada via método *Direct Torque Control* (DTC). Neste trabalho será utilizado o controle DTC com inversor de três níveis, porém para pleno entendimento do mesmo será previamente apresentado como funcionaria o mesmo método de controle a partir de um sistema inversor de dois níveis.

Na sequência, o Capítulo 4 apresenta a modelagem dinâmica do sistema de geração. Para tanto, além da apresentação da modelagem matemática do Gerador Síncrono Trifásico (GST) propriamente dito, é necessária a obtenção de um sistema que represente as máquinas primárias, neste caso motores *diesel*, e também a análise dos reguladores de velocidade e de tensão.

O Capítulo 5 apresenta a obtenção de um sistema único e completo, que inclui as modelagens previamente obtidas da propulsão e geração. Também são incluídas as demandas das cargas de baixa tensão e de perfuração de acordo com valores das potências ativa e reativa obtidas em campo. A interligação das cargas ao sistema é feita a partir de cabeados e transformadores do projeto de uma embarcação real. Com o modelo encontrado, primeiramente observa-se como este responde as demandas de carga em operação normal.

Posteriormente, curtos-circuitos são aplicados em determinados pontos para se observar como o sistema reage aos mesmos.

Sistema de Posicionamento Dinâmico

Com o intuito de realizar um estudo aprofundado no sistema elétrico de potência de plataformas de perfuração dotadas de sistema DP, que é o objetivo final deste trabalho, é necessário previamente apresentar do que se trata tal sistema. Por isso este capítulo será iniciado com as principais características, subsistemas que compõem e classificações deste modelo de embarcação.

As plataformas de perfuração dotadas de sistema DP possuem um sistema elétrico de potência operando isolado e que é responsável por manter em funcionamento uma grande quantidade de cargas. Neste sistema elétrico as cargas de propulsão, responsáveis por prover empuxo e momento na embarcação, podem se mostrar como os maiores consumidores quando seus motores são elétricos e em condições ambientais adversas. Em especial, na ocorrência de falhas o sistema de potência deve priorizar a operacionalidade das cargas de propulsão, com o intuito de minimizar uma possível deriva, o que poderá ser suficiente para impedir acidentes de grandes proporções.

Outras cargas de grande relevância são aquelas responsáveis pelas operações no poço, conhecidas como equipamentos de perfuração. Além de serem incubidas pela atividade fim da plataforma, também podem figurar como grandes consumidores. Por mais que estas cargas não pertençam ao sistema DP propriamente dito, são relevantes neste estudo por poderem impactar na plena operacionalidade do sistema de potência (e, em consequência, do sistema DP). Portanto, estas serão detalhadas também neste capítulo.

Por fim, deve-se esclarecer que o sistema elétrico de uma unidade DP possui outras cargas, responsáveis por diversas operações que ocorrem em paralelo a manutenção da posição e trabalhos no poço. Entre elas podemos citar: guindastes, bombas de incêndio e iluminação geral. Por possuírem baixo consumo (em comparação as cargas de propulsão e de perfuração) e não impactarem de forma significativa na operacionalidade do sistema de potência, tais cargas não serão abordadas neste capítulo.

2.1 Conceitos Básicos

Segundo Fossen (2002), sistema DP é aquele que permite o controle dos movimentos horizontais de forma automática exclusivamente através da força de propulsores. Para entendimento disto deve-se primeiramente conhecer todos os movimentos das embarcações, que estão representados na Figura 1. Dentre eles, o sistema DP permite o controle dos seguintes movimentos: avanço (*surge*), deriva (*sway*) e guinada (*yaw*). Os movimentos de arfagem (*heave*), jogo (*roll*) e caturro (*pitch*) não são corrigidos pelo sistema DP.

Figura 1 – Representação dos Movimentos de Embarcações

Fonte: Extraído de Tannuri (2009)

O sistema DP possui os seguintes subsistemas (INTERNATIONAL MARITIME ORGANIZATION, 1994):

- ❑ Sistema de controle de posicionamento dinâmico: são todos os componentes de controle (*hardware* e *software*) necessários para manter dinamicamente o posicionamento da unidade. Estes incluem computadores, sensores, painéis de monitoramento, sistemas de referência de posição, além de cabos e tubulações associados a estes circuitos;
- ❑ Sistema de propulsão: são todos os componentes necessários para prover empuxo com intensidade e direção desejadas, o que inclui os propulsores, lemes, respectivos controladores de velocidade, sistemas auxiliares e tubulações;
- ❑ Sistema de potência: são todos os componentes necessários para suprir energia para a unidade de posicionamento dinâmico, o que inclui os motores primários e respectivos sistemas auxiliares e tubulações, geradores, barramentos e sistema de distribuição.

De forma resumida, estes subsistemas se relacionam da seguinte forma: baseando-se no levantamento de condições ambientais, da atual locação e das características da

embarcação, o sistema de controle de posicionamento dinâmico define onde a unidade deveria estar localizada e comanda a propulsão para realizar a correção da posição. Isso é feito continuamente e permite que a plataforma se mantenha na locação desejável. O Sistema de Gerenciamento de Energia (SGE) deve continuamente monitorar a energia gerada e garantir seu fornecimento para todos os consumidores, dentre eles as cargas de propulsão. É possível observar a relação entre estes subsistemas no esquema mostrado na Figura 2.

Figura 2 – Relação entre Subsistemas em Embarcações DP

Fonte: Extraído de INTERNATIONAL MARINE CONTRACTORS ASSOCIATION (2007)

Deve-se salientar que há diversos tipos de embarcações dotadas de sistema DP, entre elas: *Diving Support Vessels* (DSVs) - utilizadas para operações com mergulhadores, *Pipelay Support Vessels* (PLSVs) - responsáveis pelo lançamento de dutos, linhas e umbilicais que conectam os poços as plataformas de produção e Flotéis - responsáveis por acomodar pessoas e equipamentos e dão suporte a outras unidades marítimas. Os conceitos a respeito dos sistemas DP são válidos para todos os tipos de embarcação, porém neste trabalho é maior o interesse de se estudar as sondas DP, isto é, plataformas de perfuração equipadas com sistema de posicionamento dinâmico.

2.1.1 Classes das Embarcações

As classes das embarcações DP são definidas baseado no cenário de pior simples falha (INTERNATIONAL MARITIME ORGANIZATION, 1994):

- ❑ Unidade Classe 1: embarcação passível de perda de posição na ocorrência de uma simples falha;
- ❑ Unidades Classe 2: a unidade não pode perder posição na ocorrência de uma simples falha em componentes ativos. São exemplos de componentes ativos: geradores,

propulsores, barramentos e válvulas remotamente controladas. Este critério não é válido para falha de componentes passivos, como tubulações, cabos e válvulas manuais;

- Unidades Classe 3: a unidade não pode perder posição na ocorrência de uma simples falha em componentes ativos ou passivos. Além disso, o critério de simples falha também inclui todos os equipamentos de compartimentos estanque (isto é, a prova de alagamentos) ou a prova de incêndio.

Assim, as unidades Classe 2 apresentam redundância em todos os componentes ativos. Quanto as unidades Classe 3, há necessidade de redundância em todos os componentes ativos, passivos e segregação física entre eles que impeçam a perda de posição devido à alagamento ou incêndio.

As embarcações DP devem ser projetadas para que, na medida do possível, não existam pontos de simples falha e para tanto são realizadas análises conhecidas como *Failure Mode and Effect Analysis* (FMEA) neste tipo de unidade (AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 2015). O FMEA, por sua vez, se trata de um processo sistemático de análise de um sistema que busca identificar potenciais modos de falha, suas causas e efeitos na operacionalidade do sistema (INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION, 2006).

Em unidades DP, o FMEA busca demonstrar que simples falhas não irão causar eventos indesejados. Em especial, esta análise permitirá a obtenção de qual é a pior simples falha da respectiva embarcação. Adicionalmente, o FMEA é requisito necessário para que posteriormente uma unidade DP possa receber sua certificação de Classe 2 ou 3 a partir de entidades chamadas Sociedades Classificadoras (INTERNATIONAL MARINE CONTRACTORS ASSOCIATION, 2002).

Por fim, é interessante apresentar o que são as Sociedades Classificadores. Conforme Patel (2011), o *International Association of Classification Societies* (IACS) estabelece e aplica os padrões relacionados ao projeto, construção e inspeção de instalações marítimas, como embarcações e estruturas. Tais padrões são emitidos como normas pelas Sociedades Classificadores. Uma embarcação projetada e construída seguindo as regras de uma Sociedade Classificadora deverá solicitar sua certificação de classe para a respectiva sociedade. No site do IACS (2019) são apresentadas as Sociedades Classificadoras membros atualmente.

2.2 Sistema de Controle de Posicionamento Dinâmico

Este subsistema é o responsável pelo levantamento da posição atual da unidade, das condições ambientais e do cálculo matemático para correção da posição. Com o intuito

de manter a embarcação na posição desejada é necessário prover sinais de entrada via sensores de referência de posição para o controlador principal, onde estes são comparados com a atual posição que a unidade deveria estar. O erro entre locação desejada e a posição atual produz um sinal de saída para os propulsores com o intuito de reduzir o erro para zero (LOUGH, 1986).

As unidades DP são providas dos chamados Sistema de Referência de Posições (SRPs), responsáveis pela determinação do aproamento e posição atual da unidade. Para a obtenção do aproamento são utilizadas bússolas giroscópicas, enquanto que para o levantamento da posição utilizam-se *Differential Global Positioning Systems* (DGPSs), sistemas relativos a outras embarcações e sensores acústicos. Cada tipo de embarcação possui um conjunto diferente de sensores. Com relação as condições ambientais o sistema DP recebe medições de sensores de vento.

Deve-se acrescentar que as unidades DP possuem sensores de movimentos verticais, isto é, arfagem (*heave*), jogo (*roll*) e caturro (*pitch*), como apresentados na Figura 1. Tais sensores são chamados *Motion Reference Units* (MRUs). Mesmo que estes movimentos não sejam controlados pelo sistema DP, sua medição é necessária para corrigir as localizações dos SRPs durante balanço da embarcação.

As medições da posição e aproamento provenientes de sensores passam pelo Filtro de Kalman Estendido. Os resultados do filtro são usados no algoritmo que faz o cálculo das forças resultantes e do momento necessários para correção da posição, o que é feito a partir de controladores do tipo Proporcional Derivativo (PD) para cada um dos três movimentos. Posteriormente há o algoritmo que busca realizar a correta alocação de forças entre os propulsores, com o intuito de providenciar a resultante adequada com menor consumo de energia e considerando as restrições dos propulsores (TANNURI, 2009). Este processo é apresentado no diagrama da Figura 3.

Figura 3 – Diagrama do Sistema de Controle de Posicionamento Dinâmico

Fonte: Adaptado de Tannuri (2009)

2.3 Sistema de Propulsão

Existem diversas topologias de propulsores em embarcações, porém de acordo com Bray (2003) há três modelos que podem ser observados na maioria das unidades DP. São estes:

- ❑ Propulsor azimutal: possui liberdade de giro de 360° e consequentemente permite direcionar o fluxo de água para qualquer ângulo desejado (Figura 4(a));
- ❑ Propulsor em túnel: localizado internamente a túneis transversais ao casco da embarcação, com a direção do fluxo de água fixa no sentido transversal (Figura 4(b));
- ❑ Propulsor principal e leme: localizado na popa da embarcação, o controle de direção do fluxo de água é obtido via ângulo do leme (Figura 4(c)).

Figura 4 – Principais Tipos de Propulsores

(a) Propulsor Azimutal

(b) Propulsor em Túnel

(c) Propulsor Principal e Leme

Fonte: Extraído de Wärtsilä (2018)

Os propulsores azimutais são os mais comumente encontrados nas plataformas de perfuração recentemente construídas.

Além da direção, é também necessário o controle de intensidade do fluxo de água, que será o responsável pela quantidade de empuxo. Nas unidades mais modernas o empuxo é obtido via controle da velocidade de giro das pás do propulsor. Sendo este acoplado a um motor de indução, é necessário realizar o controle de velocidade de giro do motor, o que é feito através de um *Variable Frequency Drive* (VFD). Há também unidades onde os propulsores operam acoplados a motores com velocidade constante, sendo o empuxo controlado via mudança de ângulo das pás. Estes são chamados de propulsores de *pitch* variável. Por fim, também há sistemas onde os motores são a *diesel*, sendo a velocidade dos mesmos controlada via injeção de combustível.

2.4 Sistema de Potência

Uma unidade de posicionamento dinâmico tem seu sistema de suprimento de energia tipicamente alimentado por quatro, seis ou oito grupos moto-geradores *diesel*, com potências popularmente variando de 2 a 7 MW (INTERNATIONAL MARINE CONTRACTORS ASSOCIATION, 2010). Tais moto-geradores são conectados a barramentos de alta tensão e são responsáveis pela alimentação de toda a planta elétrica da unidade.

Deve-se citar que neste trabalho as nomenclaturas de alta e baixa tensão respeitam as premissas da NR 10 (MINISTÉRIO DO TRABALHO E PREVIDÊNCIA SOCIAL, 2016):

- Alta tensão: tensão superior a 1000 V em Corrente Alternada (CA) ou 1500 V em Corrente Contínua (CC), entre fases ou entre fase e terra;
- Baixa tensão: tensão superior a 50 V em CA ou 120 V em CC e igual ou inferior a 1000 V em CA ou 1500 V em CC, entre fases ou entre fase e terra.

Há diversas topologias para o sistema elétrico de unidades DP para diferentes tipos de embarcação, sendo exemplos mostrados em Patel (2011), Lough (1986) e Bray (2003). Visto que o foco deste trabalho são as plataformas de perfuração, um diagrama unifilar simplificado para este tipo de embarcação é mostrado na Figura 5.

Este diagrama apresenta um projeto típico de sondas DP em operação no mercado. No exemplo temos seis grupos moto-geradores conectados a três barramentos de 11 kV. Cada barramento alimenta dois propulsores movidos por motores elétricos, sendo todos eles azimutais e de velocidade variável, isto é, possuem VFDs individuais para atender ao empuxo solicitado pelo sistema de controle. A Figura 6 apresenta a localização de cada propulsor na plataforma, onde observa-se que a perda completa de um barramento provocará o desligamento de dois propulsores distribuídos pela unidade, mitigando o impacto desta falha.

Figura 5 – Diagrama Unifilar Simplificado de uma Sonda DP

Fonte: Adaptado de INTERNATIONAL MARINE CONTRACTORS ASSOCIATION (2010) e MARINE TECHNOLOGY SOCIETY (2015)

Figura 6 – Localização dos Propulsores em uma Sonda DP

Fonte: Adaptado de INTERNATIONAL MARINE CONTRACTORS ASSOCIATION (2010)

Também no diagrama da Figura 5 são mostrados os barramentos que alimentam os equipamentos de perfuração. Pode-se notar que há dois retificadores, que a jusante irão alimentar dois barramentos CC. Nestes barramentos há conexões de inversores individuais para os motores dos equipamentos de perfuração, que permitirão o controle de suas velocidades e torques. Tais cargas são detalhadas na sequência.

2.4.1 Equipamentos de Perfuração

Na perfuração rotativa as rochas são perfuradas pela ação da rotação e peso aplicados a uma broca existente na extremidade de uma coluna de perfuração. Os fragmentos da rocha são removidos continuamente através de um fluido de perfuração. O fluido é injetado por bombas para o interior da coluna de perfuração e retorna pelo espaço anular formado pelas paredes do poço e a coluna. Ao atingir determinada profundidade, a coluna

de perfuração é retirada e uma coluna de revestimento de aço é descida no poço, que é cimentada no espaço anular entre os tubos de revestimento e as paredes do poço. Após a operação de cimentação desce-se novamente a coluna de perfuração, porém com uma broca de diâmetro menor, para prosseguimento da perfuração. Assim, conclui-se que um poço é perfurado em diversas fases, caracterizadas pelos diferentes diâmetros das brocas (THOMAS, 2004).

Para realização desta sequência de atividades uma plataforma de perfuração é dotada de diversos equipamentos. Neste trabalho serão apresentados os três equipamentos de maior importância, que são justamente aqueles que desempenham as operações citadas no parágrafo anterior. São eles:

Guincho: responsável pela subida e descida da coluna de perfuração e demais ferramentas no poço. Consiste de um tambor giratório em forma de carretel em torno do qual é envolvida uma corda de aço (chamada de cabo de perfuração). Quando o guincho está engatado o tambor gira e, a depender da direção do movimento, ocorre subida ou descida do cabo de perfuração e em consequência das ferramentas acopladas ao mesmo (BORK, 1995).

Nas unidades recentemente construídas ele é formado por um conjunto de motores de indução, ficando a cargo do operador decidir com quais operar. A quantidade de motores em operação dependerá da carga a ser suspensa, sendo que quanto maior a massa da mesma, maior o torque necessário e portanto maior a quantidade de motores em funcionamento.

No quesito de consumo de potência elétrica, o guincho costuma apresentar maiores demandas quando inicia a erguer ferramentas, pois é nesse instante que precisa vencer a inércia da carga. Visto que a subida deve ser constantemente interrompida para desconexão de colunas erguidas, esses picos de carga são frequentes.

Por fim, deve-se salientar que numa eventual perda de posição a operacionalidade deste equipamento é fundamental, pois permitirá que a coluna seja colocada em posição de segurança caso seja necessário efetuar uma desconexão de emergência do poço. Portanto, os motores do guincho são distribuídos entre barramentos distintos, o que permite a operação em situação de blecaute parcial, mesmo que com torque reduzido.

Top Drive: responsável por prover giro na coluna de perfuração, e em consequência na broca contida em sua parte inferior. Há sistemas onde este é constituído de um conjunto de motores de indução, também conectados em barramentos distintos para aumentar a probabilidade de operacionalidade do mesmo na ocorrência de eventos indesejados.

Bombas de Lama: responsáveis por prover pressão necessária para circulação de fluídos de perfuração pelo poço. Cada bomba de lama possui um único motor de indução, porém

há mais de uma bomba de lama, sendo a alimentação elétrica novamente distribuída entre barramentos. Com relação ao consumo elétrico das mesmas, isso dependerá da operação em andamento, variando de baixo consumo (com apenas uma bomba em operação com baixa vazão) até demandas elevadas (com várias bombas em operação em alta vazão).

Sistema de Propulsão

Os propulsores, quando acionados por motores elétricos, figuram como as maiores cargas do sistema elétrica de uma plataforma de perfuração DP. Nas unidades mais modernas, os propulsores têm MITs como máquinas primárias acionados por módulos controladores de velocidade. Há diversos métodos de controle de velocidade de motores de indução, sendo neste trabalho discutido o DTC. Para realizar a modelagem de tais cargas, o presente capítulo apresentará o equacionamento necessário para entendimento tanto de MITs quanto do controle DTC.

3.1 Motor de Indução Trifásico

No MIT as bobinas do estator estão espacialmente distribuídas em sua estrutura de forma que, quando excitadas por uma fonte balanceada trifásica, passam a ser percorridas por correntes alternadas trifásicas e consequentemente há a criação de um campo magnético girante no entreferro entre estator e rotor que gira na velocidade síncrona. Isso induz a correntes alternadas no rotor, utilizando o mesmo efeito de um transformador. Assim, o fluxo oriundo da corrente aplicada na armadura induz o fluxo no rotor e consequentemente o torque elétrico. Tanto os fluxos do estator quanto do rotor giram na velocidade síncrona, sendo o torque produzido relacionado a defasagem entre ambos os fluxos (FITZGERALD et al., 2003).

Há dois modelos de rotor: gaiola de esquilo e rotor bobinado. Para o MIT com gaiola de esquilo, o rotor é constituído de barras condutoras cravadas no ferro do rotor curto-circuitadas em suas extremidades por anéis condutores. Este é o modelo mais usado devido a sua simplicidade, baixo custo de produção e robustez. O MIT com rotor bobinado possui enrolamentos no rotor semelhantes aos do estator, em especial quanto ao número de polos. Os terminais dos enrolamentos do rotor são conectados a anéis coletores e são acessíveis via escovas (CHAPMAN, 2005; FITZGERALD et al., 2003).

O rotor do MIT gira em velocidade inferior a velocidade síncrona. Sendo f a frequência elétrica da fonte de alimentação equilibrada aplicada ao MIT em hertz e P o número de

polos é possível obter a velocidade síncrona em rotações por minuto dada em (1):

$$n_s = \frac{120f}{P} \quad (1)$$

Sendo n_r , em rotações por minuto, a velocidade de giro mecânica do rotor do MIT, define-se o valor o escorregamento s , dado em (2):

$$s = \frac{n_s - n_r}{n_s} \quad (2)$$

É possível obter as velocidades de giro do rotor mecânica n_r (rotações por minuto) e angular elétrica ω_r (radianos elétricos por segundo) a partir do escorregamento e da velocidade angular elétrica da tensão $\omega_s = 2\pi f$ (radianos elétricos por segundo):

$$n_r = (1 - s)n_s \quad (3)$$

$$\omega_r = (1 - s)\omega_s \quad (4)$$

Por fim, representa-se ω_{mr} como a velocidade angular mecânica de giro do rotor, em radianos por segundo, a partir de n_r , ω_r e P :

$$\omega_{mr} = \frac{\pi}{30}n_r = \frac{2}{P}\omega_r \quad (5)$$

3.1.1 Modelagem Dinâmica do MIT no Referencial Natural

A nomenclatura das grandezas trifásicas das tensões, correntes e fluxos concatenados será apresentada conforme variável genérica f dada em (6), sendo os subíndices s e r relacionados a variáveis do circuito do estator e rotor respectivamente:

$$\mathbf{f}_{abs} = \begin{bmatrix} f_{as}(t) \\ f_{bs}(t) \\ f_{cs}(t) \end{bmatrix} \quad \mathbf{f}_{abr} = \begin{bmatrix} f_{ar}(t) \\ f_{br}(t) \\ f_{cr}(t) \end{bmatrix} \quad (6)$$

Inicialmente será obtido um modelo dinâmico onde cada variável está relacionada a sua referência natural, ou seja, as equações do estator estão no referencial estacionário fixo no estator enquanto que as variáveis do rotor estão no referencial que gira junto ao rotor.

A obtenção do modelo dinâmico do MIT parte do pressuposto que este possui três enrolamentos idênticos, independentes e defasados espacialmente de 120° na estrutura do estator com resistência R_s e o equivalente a N_s bobinas. Similarmente, considera-se que o rotor (mesmo sendo em gaiola de esquilo) possui estrutura semelhante, isto é, três enrolamentos independentes e defasados espacialmente de 120° , com resistência R_r e o equivalente a N_r bobinas. A partir do diagrama apresentado na Figura 7 são obtidas

as equações dinâmicas de tensão e dos fluxos concatenados (KRAUSE; WASYNCZUK; SUDHOFF, 2002).

Figura 7 – MIT com 2 Pólos e Conexão em Y

Fonte: Extraído de Krause, Wasynczuk e Sudhoff (2002)

$$\mathbf{v}_{abcs} = \mathbf{R}_s \mathbf{i}_{abcs} + \frac{d\boldsymbol{\psi}_{abcs}}{dt} \quad (7)$$

$$\mathbf{v}_{abcr} = \mathbf{R}_r \mathbf{i}_{abcr} + \frac{d\boldsymbol{\psi}_{abcr}}{dt} \quad (8)$$

$$\boldsymbol{\psi}_{abcs} = \mathbf{L}_s \mathbf{i}_{abcs} + \mathbf{L}_{sr} \mathbf{i}_{abcr} \quad (9)$$

$$\boldsymbol{\psi}_{abcr} = (\mathbf{L}_{sr})^T \mathbf{i}_{abcs} + \mathbf{L}_r \mathbf{i}_{abcr} \quad (10)$$

onde:

$$\mathbf{R}_s = \begin{bmatrix} R_s & 0 & 0 \\ 0 & R_s & 0 \\ 0 & 0 & R_s \end{bmatrix} \quad \mathbf{R}_r = \begin{bmatrix} R_r & 0 & 0 \\ 0 & R_r & 0 \\ 0 & 0 & R_r \end{bmatrix} \quad (11)$$

$$\mathbf{L}_s = \begin{bmatrix} L_{ls} + L_{ms} & -\frac{1}{2}L_{ms} & -\frac{1}{2}L_{ms} \\ -\frac{1}{2}L_{ms} & L_{ls} + L_{ms} & -\frac{1}{2}L_{ms} \\ -\frac{1}{2}L_{ms} & -\frac{1}{2}L_{ms} & L_{ls} + L_{ms} \end{bmatrix} \quad (12)$$

$$\mathbf{L}_r = \begin{bmatrix} L_{lr} + L_{mr} & -\frac{1}{2}L_{mr} & -\frac{1}{2}L_{mr} \\ -\frac{1}{2}L_{mr} & L_{lr} + L_{mr} & -\frac{1}{2}L_{mr} \\ -\frac{1}{2}L_{mr} & -\frac{1}{2}L_{mr} & L_{lr} + L_{mr} \end{bmatrix} \quad (13)$$

$$\mathbf{L}_{sr} = L_{sr} \begin{bmatrix} \cos \theta_r & \cos(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) & \cos \theta_r & \cos(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) & \cos \theta_r \end{bmatrix} \quad (14)$$

Nestas equações, R_s representa a resistência das bobinas do estator, R_r a resistência das bobinas do rotor, L_{ls} a indutância de dispersão das bobinas do estator, L_{ms} a indutância de magnetização das bobinas do estator, L_{lr} a indutância de dispersão das bobinas do rotor, L_{mr} a indutância de magnetização das bobinas do rotor, L_{sr} a indutância mútua das bobinas do estator e rotor e θ_r o ângulo entre os enrolamentos do estator e rotor.

A modelagem previamente apresentada é válida tanto para os MITs com rotor bobinado quanto para gaiola de esquilo, sendo que para este último modelo deve-se considerar os terminais do rotor em curto-circuito, isto é, faz-se $\mathbf{v}_{abcr} = [0 \ 0 \ 0]^T$ em (8).

Visto que as tensões e correntes do estator estão representadas na referência fixa do próprio estator, tais quantidades podem ser medidas diretamente. Em contrapartida, as tensões e correntes do circuito do rotor estão representadas na referência fixa no rotor, e portanto devem ser monitoradas no eixo girante, o que é impraticável para o motor com gaiola de esquilo. Com o intuito de simplificar o modelo obtido, além de tornar factível a obtenção de todas as variáveis do motor a partir das medições feitas no estator, serão apresentados dois conceitos utilizados neste trabalho: transformação do sistema de coordenadas e utilização de vetores espaciais.

3.1.2 Transformação do Sistema de Coordenadas

Com o intuito de simplificar o modelo obtido, é possível representá-lo por um motor equivalente de duas fases nos eixos ortogonais. Esta aproximação é desejável pela

simplicidade obtida ao trabalhar com um motor equivalente que conserva as características dinâmicas do sistema original com um número reduzido de variáveis (GASPARETO; REGINATTO, 2006).

Para a obtenção destas simplificações, deve ser primeiramente apresentada a transformação do sistema de coordenadas abc para o sistema de coordenadas arbitrário, também conhecida como transformação $dq0$. Com esta transformação, permite-se a representação de valores como tensões, correntes e fluxos da máquina em eixos rotativos d e q que giram na velocidade ω . A representação desta transformação é dada na Figura 8.

Figura 8 – Transformação entre Sistemas de Coordenadas abc e $dq0$

A partir do que é apresentado em Kundur, Balu e Lauby (1994) obtém-se a transformação dq dada por (15):

$$\mathbf{f}_{dq0} = \mathbf{T}_{dq0} \mathbf{f}_{abc} \quad (15)$$

onde $\mathbf{f}_{dq0} = \begin{bmatrix} f_d & f_q & f_0 \end{bmatrix}^T$ representa um vetor de variáveis (como de tensão, corrente ou fluxo concatenado) nos eixos $dq0$, $\mathbf{f}_{abc} = \begin{bmatrix} f_a & f_b & f_c \end{bmatrix}^T$ representa um vetor de variáveis nos eixos abc e $\mathbf{T}_{dq0}$ é a matriz de transformação dada por (16):

$$\mathbf{T}_{dq0} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos(\theta) & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ -\sin(\theta) & -\sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) & -\sin(\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \quad (16)$$

Também é possível obter a relação inversa do sistema $dq0$ para o sistema abc a partir da matriz dada em (17):

$$\mathbf{T}_{dq0}^{-1} = \begin{bmatrix} \cos(\theta) & -\sin(\theta) & 1 \\ \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & -\sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) & 1 \\ \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) & -\sin(\theta + \frac{2\pi}{3}) & 1 \end{bmatrix} \quad (17)$$

Em especial, mantendo o novo sistema de coordenadas estacionário em relação aos eixos abc , com o eixo d alinhado à fase a , é possível obter uma nova transformação de

coordenadas conhecida como transformação $\alpha\beta 0$. Para tanto, basta fazer $\theta = 0$ em (16). Ela está representada na Figura 9 e é dada por (18).

Figura 9 – Transformação entre Sistemas de Coordenadas abc e $\alpha\beta 0$

$$\mathbf{f}_{\alpha\beta 0} = \mathbf{T}_{\alpha\beta 0} \mathbf{f}_{abc} \quad (18)$$

onde $\mathbf{f}_{\alpha\beta 0} = \begin{bmatrix} f_\alpha & f_\beta & f_0 \end{bmatrix}^T$ representa um vetor de variáveis nos eixos $\alpha\beta 0$ e $\mathbf{T}_{\alpha\beta 0}$ é a matriz de transformação dada por (19):

$$\mathbf{T}_{\alpha\beta 0} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \quad (19)$$

É possível obter a relação inversa do sistema $\alpha\beta 0$ para o sistema abc a partir da matriz dada em (20):

$$\mathbf{T}_{\alpha\beta 0}^{-1} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 1 \\ \frac{1}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} & 1 \\ -\frac{1}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} & 1 \end{bmatrix} \quad (20)$$

3.1.3 Modelagem Dinâmica do MIT em Vetores Espaciais no Referencial Genérico

A utilização de vetores espaciais resulta numa simplificação drástica nas equações de tensão em comparação àquela no referencial das fases da máquina. Os modelos utilizando vetores espaciais considerados neste trabalho são válidos para qualquer variação instantânea de tensões e correntes do motor e descrevem adequadamente o comportamento tanto em regime permanente quanto durante transitórios. A principal consideração a ser feita é que todas as forças magnemotrizas sejam senoidalmente distribuídas (VAS, 1993).

Definem-se os vetores espaciais de tensão, corrente e fluxo concatenado do estator do MIT na referência estacionária da seguinte forma (VAS, 1998):

$$\bar{v}_s = \frac{2}{3}[v_{as}(t) + av_{bs}(t) + a^2v_{cs}(t)] = v_{\alpha s} + jv_{\beta s} \quad (21)$$

$$\bar{i}_s = \frac{2}{3}[i_{as}(t) + ai_{bs}(t) + a^2i_{cs}(t)] = i_{\alpha s} + ji_{\beta s} \quad (22)$$

$$\bar{\psi}_s = \frac{2}{3}[\psi_{as}(t) + a\psi_{bs}(t) + a^2\psi_{cs}(t)] = \psi_{\alpha s} + j\psi_{\beta s} \quad (23)$$

onde $a = e^{j\frac{2\pi}{3}}$ e $a^2 = e^{j\frac{4\pi}{3}}$ são operadores de deslocamento espacial.

Quanto ao rotor, os vetores espaciais de tensão, corrente e fluxo são definidos na referência girante do próprio rotor como segue (VAS, 1998):

$$\bar{v}_r = \frac{2}{3}[v_{ar}(t) + av_{br}(t) + a^2v_{cr}(t)] = v_{xr} + jv_{yr} \quad (24)$$

$$\bar{i}_r = \frac{2}{3}[i_{ar}(t) + ai_{br}(t) + a^2i_{cr}(t)] = i_{xr} + ji_{yr} \quad (25)$$

$$\bar{\psi}_r = \frac{2}{3}[\psi_{ar}(t) + a\psi_{br}(t) + a^2\psi_{cr}(t)] = \psi_{xr} + j\psi_{yr} \quad (26)$$

sendo que os subscritos x e y indicam a parte real e imaginária das grandezas referenciadas no eixo girante do rotor.

As grandezas elétricas acima apresentadas se encontram em referenciais distintos, isto é, as grandezas do estator estão referenciadas no referencial estacionário enquanto que as do rotor se encontram no referencial girante do próprio rotor.

Na Figura 10 são apresentadas as possíveis representações de uma variável genérica do estator $\bar{f}_s(t)$ nos referenciais estacionário (eixos $\alpha\beta 0$), do rotor (aqui chamados de eixos xy) e no referencial que gira com velocidade genérica ω_g (eixos $dq0$). O mesmo pode ser feito para as variáveis do rotor.

Figura 10 – Representação do Vetor Espacial $\bar{f}_s(t)$ nos Sistemas de Coordenadas

A partir do conceito de transformação de coordenadas e utilizando vetores espaciais, Vas (1998) obtém um modelo final do MIT representado no referencial genérico único que gira com velocidade ω_g :

$$\bar{v}_{gs} = R_s \bar{i}_{gs} + \frac{d\bar{\psi}_{gs}}{dt} + j\omega_g \bar{\psi}_{gs} \quad (27)$$

$$\bar{v}_{gr} = R_r \bar{i}_{gr} + \frac{d\bar{\psi}_{gr}}{dt} + j(\omega_g - \omega_r) \bar{\psi}_{gr} \quad (28)$$

$$\bar{\psi}_{gs} = L_s \bar{i}_{gs} + L_m \bar{i}_{gr} \quad (29)$$

$$\bar{\psi}_{gr} = L_r \bar{i}_{gr} + L_m \bar{i}_{gs} \quad (30)$$

onde:

□ $L_s = L_{ls} + \frac{3}{2}L_{ms}$ é a indutância total do estator;

□ $L_r = L_{lr} + \frac{3}{2}L_{mr}$ é a indutância total do rotor;

□ $L_m = \frac{3}{2}\sqrt{L_{ms}L_{mr}}$ é a indutância principal.

Novamente, para o caso de MIT em gaiola de esquilo deve-se considerar um curto-circuito nos enrolamentos do rotor, portanto faz-se $\bar{v}_{gr} = 0$ em (28).

A modelagem fica completa ao se acrescentar a equação dinâmica do movimento mecânico do MIT:

$$T_e - T_L = J \frac{d\omega_{mr}}{dt} + F_{fric} \omega_{mr} \quad (31)$$

sendo T_L o torque mecânico da carga, J o momento de inércia do rotor, F_{fric} a constante de amortecimento e T_e o torque eletromagnético da máquina, que pode ser representado conforme as seguintes equações (VAS, 1998) (onde $\times$ representa o produto vetorial entre os vetores espaciais):

$$T_e = \frac{3}{2} \frac{P}{2} \bar{\psi}_{gs} \times \bar{i}_{gs} \quad (32)$$

$$T_e = -\frac{3}{2} \frac{P}{2} \bar{\psi}_{gr} \times \bar{i}_{gr} \quad (33)$$

$$T_e = -\frac{3}{2} \frac{P}{2} L_m \bar{i}_{gs} \times \bar{i}_{gr} \quad (34)$$

$$T_e = -\frac{3}{2} \frac{P}{2} \frac{L_m}{L_s} \bar{\psi}_{gs} \times \bar{i}_{gr} \quad (35)$$

$$T_e = \frac{3}{2} \frac{P}{2} \frac{L_m}{L_r} \bar{\psi}_{gr} \times \bar{i}_{gs} \quad (36)$$

3.2 Método DTC

Com o intuito de realizar o controle de velocidade do MIT para atender a demanda de empuxo oriunda do sistema de controle DP, este trabalho irá utilizar o método DTC, por ser observado em campo que este é largamente utilizado nos VFDs de plataformas de perfuração.

Este método de controle foi apresentado por Takahashi e Noguchi (1986) e tem como objetivo o controle direto do fluxo do estator e do torque eletromagnético a partir da seleção ótima de chaveamento do inversor. O chaveamento busca manter o erro da estimativa do fluxo do estator e do torque dentro de uma região chamada de banda de histerese.

Para entendimento do método, Bimal (2002) deduz uma nova relação para o torque eletromagnético no referencial estacionário a partir da manipulação de (32), utilizando-se as relações dos vetores espaciais de fluxo dadas por (29) e (30):

$$T_e = \frac{3}{2} \frac{P}{2} \frac{L_m}{L'_s L_r} \bar{\psi}'_r \times \bar{\psi}_s = \frac{3}{2} \frac{P}{2} \frac{L_m}{L'_s L_r} |\bar{\psi}'_r| |\bar{\psi}_s| \sin(\gamma) \quad (37)$$

com $L'_s = L_s - \frac{L_m^2}{L_r}$, $\bar{\psi}'_r$ sendo o vetor espacial do fluxo do rotor no referencial estacionário e γ sendo o ângulo entre os vetores espaciais dos fluxos do estator e rotor.

Vas (1998) apresenta que a constante de tempo do rotor de um MIT é grande (tipicamente superior a 0,1 s, aumentando com o tamanho do motor). Como consequência, o fluxo do rotor varia muito lentamente se comparado ao do estator, e portanto pode-se assumir que o fluxo do rotor permanece constante em curtos intervalos de tempo. Visto que o método DTC busca manter o módulo do vetor espacial do fluxo do estator também constante, observa-se em (37) que o torque elétrico pode ser rapidamente modificado com a variação do ângulo γ na direção desejada, ou seja: para obter aumento ou redução do torque controla-se o ângulo entre os vetores espaciais dos fluxos do rotor e estator.

O controle do vetor espacial do fluxo do estator é feito baseando-se na equação (27) no referencial estacionário (isto é, com $\omega_g = 0$). Para simplificar o entendimento, desconsidera-se a resistência do estator, obtendo-se $\bar{v}_s = \frac{d\bar{\psi}_s}{dt}$. Num curto intervalo de tempo Δt , com a aplicação do vetor espacial de tensão $\bar{v}_s$, o fluxo varia em $\Delta\bar{\psi}_s = \bar{v}_s \Delta t$. Portanto, consegue-se uma mudança incremental $\Delta\bar{\psi}_s$ no vetor espacial do fluxo do estator se a tensão $\bar{v}_s$ é aplicada pelo período Δt . Deve-se notar que o vetor espacial do fluxo do estator move-se na direção da tensão $\bar{v}_s$ (pois está sendo desconsiderada a resistência do estator) e com velocidade proporcional a magnitude da tensão aplicada.

Quanto ao controle de torque, Buja e Kazmierkowski (2004) apresentam a seguinte explicação: supondo que o fluxo do rotor se encontre em movimento lento no sentido anti-horário. Nesta situação, a aplicação do vetor espacial de tensão no mesmo sentido provoca um rápido movimento do fluxo do estator em relação ao do rotor, acarretando no aumento do torque eletromagnético. Em contrapartida, a aplicação do vetor espacial de tensão nulo provoca parada do movimento do fluxo do estator, porém o fluxo do rotor

permanece em movimento lento, induzindo a gradativa redução do torque em decorrência da redução do ângulo entre os fluxos. Em especial, se a tensão nula for aplicada por tempo demasiado, o fluxo do rotor irá ultrapassar o do estator, invertendo o sentido do torque.

A aplicação de $\bar{v}_s$ é oriunda de um inversor fonte de tensão. Para facilitar o entendimento, inicialmente o método DTC será apresentado utilizando-se um inversor de dois níveis. A representação elétrica deste inversor é dada na Figura 11, sendo os possíveis vetores espaciais de tensão de saída dados na Figura 12. Nota-se que são possíveis oito diferentes vetores espaciais de tensão, sendo dois deles com valor nulo. Estes são distribuídos em seis setores de 60° , sendo o Setor 1 entre -30° e $+30^\circ$ e os demais setores respeitando-se o sentido anti-horário.

Figura 11 – Diagrama Elétrico do Inversor Fonte de Tensão

Fonte: Extraído de Vas (1998)

Figura 12 – Vetores Espaciais de Tensão do Inversor Fonte de Tensão de Dois Níveis

Fonte: Extraído de Vas (1998)

Bimal (2002) apresenta um exemplo de como funciona o controle via método DTC, mostrado na Figura 13. Seja $|\bar{\psi}_{sref}|$ o módulo do vetor espacial do fluxo de referência do estator a ser mantido e $2\Delta\psi_s$ sua banda de histerese. Neste exemplo considera-se que o movimento da máquina esteja no sentido anti-horário.

Figura 13 – Trajetória do Vetor Espacial do Fluxo do Estator Obtida via Método de Controle DTC

Fonte: Adaptado de Bimal (2002)

Se o vetor espacial do fluxo do estator inicialmente estiver representado por aquele dado entre a origem e o ponto A, ou seja, no limite da banda de histerese em $|\bar{\psi}_{sref}| + \Delta\psi_s$ e dentro do setor 1, é necessário aplicar tensão para que ocorra redução em seu módulo, com o intuito de mantê-lo dentro da banda de histerese. Se nesta situação deseja-se um aumento no torque da máquina, o vetor espacial de tensão aplicado deve provocar movimentação do fluxo do estator no sentido anti-horário. Portanto, para atender a essas exigências, deve-se aplicar o vetor espacial de tensão $\bar{v}_3$. Rapidamente o fluxo irá alcançar o ponto B, novamente no limite superior da banda de histerese, porém agora no setor 2. Se neste ponto ainda é necessário aumentar o torque da máquina deve-se escolher um vetor espacial de tensão que irá provocar nova redução no módulo do fluxo do estator no sentido anti-horário, no caso $\bar{v}_4$. A escolha do vetor espacial de tensão para obtenção dos percursos CD e DE é feita da mesma forma.

Supondo que no ponto B seja necessária uma redução no torque, a tensão a ser aplicada deve produzir redução do fluxo do estator no sentido contrário ao movimento. Dentro do setor 2 isso é obtido pelo vetor espacial de tensão $\bar{v}_6$.

3.2.1 Sistema de Controle do Método DTC Tradicional

O exemplo dado na seção anterior ilustra como funciona o método de controle DTC: a partir do setor no qual o fluxo do estator se encontra e da necessidade de aumento ou redução do fluxo do estator e do torque é possível escolher o vetor espacial de tensão que deverá ser aplicado para realizar a correção necessária. O diagrama de blocos representativo deste método é mostrado na Figura 14.

Figura 14 – Diagrama de Blocos do Método de Controle DTC

Fonte: Adaptado de Buja e Kazmierkowski (2004)

O diagrama mostra que os valores estimados de fluxo e torque são comparados com suas respectivas referências em comparadores de banda de histerese. Para o fluxo, a banda de histerese é dada por $2|\Delta\psi_s|$ e o comparador possui dois níveis com as seguintes saídas digitais:

- $d\psi_s = +1$ para comando de aumento do fluxo do estator;
- $d\psi_s = -1$ para comando de redução do fluxo do estator.

Para o torque, a banda de histerese é dada por $2|\Delta T_e|$, sendo o comparador de três níveis com as seguintes saídas digitais:

- $dT_e = +1$ para comando de aumento do torque;
- $dT_e = -1$ para comando de redução do torque;
- $dT_e = 0$ para comando de manutenção no valor atual do torque.

As saídas digitais dos comparadores de banda de histeresse permitem a escolha adequada do vetor espacial de tensão a ser aplicada baseando-se na tabela de chaveamento otimizada (Tabela 1):

Tabela 1 – Tabela de Chaveamento Otimizada do Método DTC Tradicional

$d\psi_s$	dT_e	Setor 1	Setor 2	Setor 3	Setor 4	Setor 5	Setor 6
+1	+1	$\bar{v}_2$	$\bar{v}_3$	$\bar{v}_4$	$\bar{v}_5$	$\bar{v}_6$	$\bar{v}_1$
	0	$\bar{v}_7$	$\bar{v}_8$	$\bar{v}_7$	$\bar{v}_8$	$\bar{v}_7$	$\bar{v}_8$
	-1	$\bar{v}_6$	$\bar{v}_1$	$\bar{v}_2$	$\bar{v}_3$	$\bar{v}_4$	$\bar{v}_5$
-1	+1	$\bar{v}_3$	$\bar{v}_4$	$\bar{v}_5$	$\bar{v}_6$	$\bar{v}_1$	$\bar{v}_2$
	0	$\bar{v}_8$	$\bar{v}_7$	$\bar{v}_8$	$\bar{v}_7$	$\bar{v}_8$	$\bar{v}_7$
	-1	$\bar{v}_5$	$\bar{v}_6$	$\bar{v}_1$	$\bar{v}_2$	$\bar{v}_3$	$\bar{v}_4$

Quanto as estimativas dos valores medidos de fluxo e torque, estas podem ser feitas utilizando-se equações apresentadas anteriormente e medições de corrente e tensão feitas no estator. Em especial, são necessárias medições de correntes e tensões em apenas duas fases para obtenção das representações das mesmas nos eixos $\alpha\beta 0$. Para as correntes, utilizando-se da transformação de coordenadas $\alpha\beta 0$ e alinhando-se a corrente da fase A ao eixo α é possível obter:

$$i_{\alpha s} = i_{as} \quad (38)$$

$$i_{\beta s} = \frac{i_{as} + 2i_{bs}}{\sqrt{3}} \quad (39)$$

Para as tensões, o mesmo processo poderá ser feito utilizando-se os valores de linha $v_{abs} = v_{as} - v_{bs}$ e $v_{cas} = v_{cs} - v_{as}$:

$$v_{\alpha s} = \frac{1}{3}(v_{abs} - v_{cas}) \quad (40)$$

$$v_{\beta s} = -\frac{v_{cas} + v_{abs}}{\sqrt{3}} \quad (41)$$

Em especial, é possível obter as tensões aplicadas na máquina monitorando a tensão no barramento CC na entrada do inversor e os respectivos status das chaves ao invés de realizar leitura das tensões de fase via transformadores de potencial.

Para o fluxo, suas componentes no sistema de coordenadas estacionário são obtidas a partir de (27):

$$\psi_{\alpha s} = \int (v_{\alpha s} - R_s i_{\alpha s}) dt \quad (42)$$

$$\psi_{\beta s} = \int (v_{\beta s} - R_s i_{\beta s}) dt \quad (43)$$

Portanto:

$$|\overline{\psi_s}| = \sqrt{\psi_{\alpha s}^2 + \psi_{\beta s}^2} \quad (44)$$

$$\rho_s = \text{tg}^{-1}(\psi_{\beta s}/\psi_{\alpha s}) = \cos^{-1}(\psi_{\alpha s}/|\overline{\psi_s}|) = \sin^{-1}(\psi_{\beta s}/|\overline{\psi_s}|) \quad (45)$$

sendo ρ_s o ângulo do vetor espacial de fluxo do estator.

Quanto a estimativa de torque, esta pode ser obtida a partir de (32) utilizando-se as medições do estator:

$$|T_e| = \frac{3}{2} \frac{P}{2} (\psi_{\alpha s} i_{\beta s} - \psi_{\beta s} i_{\alpha s}) \quad (46)$$

Tais estimativas de fluxo, setor do fluxo e torque são as entradas dos comparadores de histerese e da tabela de chaveamentos otimizada.

3.2.2 Sistema de Controle do Método DTC com Inversor de Três Níveis

A partir deste ponto será apresentado o controle via método DTC com inversor de três níveis, que será o utilizado neste trabalho por ser uma das configurações para o controle da propulsão encontrada em unidades DP. O entendimento do método de controle DTC tradicional previamente apresentado é necessário para a compreensão deste sistema, que é mais sofisticado.

A utilização do inversor do tipo fonte de tensão de três níveis se trata de um aprimoramento do sistema de dois níveis. Ele apresenta superioridade em termos de baixa distorção de tensão, menor fadiga nos elementos semicondutores, redução no conteúdo harmônico e menores taxas de chaveamento (ZHANG et al., 2012).

O circuito simplificado que será utilizado neste trabalho é mostrado na Figura 15. Resumidamente, nota-se neste diagrama a conexão de circuitos retificadores trifásicos de forma a obter-se três níveis de tensão de entrada no módulo inversor e que podem ser aplicados por fase: positivo U_{CC+} (chamado nível p), negativo U_{CC-} (chamado nível n) e o ponto neutro (chamado nível o). O retificador nesta configuração é conhecido como de 12 pulsos, sendo sua alimentação oriunda de um transformador trifásico de três enrolamentos. No lado CC há um conjunto de bancos de capacitores para filtragem e um conjunto de resistores em série com chaves semicondutores para dissipação de energia durante frenagem, auxiliando na manutenção da tensão CC. Neste diagrama as chaves semicondutoras são representadas por *Gate Turn-Off Thyristors* (GTOs), como será feito nas simulações a serem apresentadas posteriormente. Deve-se citar que neste trabalho não será incluído nas simulações o circuito de pré-carga dos capacitores de filtragem, como comumente encontrado em VFDs. Isso não trará impacto nos resultados obtidos pois

tal circuito é isolado após carga dos capacitores, portanto as simulações serão iniciadas partindo-se do pressuposto que o carregamento tenha ocorrido previamente e que o circuito de pré-carga se encontra desconectado do sistema.

Foi acrescentada na Figura 15 a interface existente entre o controle DTC e o sistema de potência, com devidas entradas e sendo a saída a sequência de chaveamentos do módulo inversor. Vale destacar a existência de um controlador de velocidade na malha de controle: este se trata de um controlador Proporcional Integral (PI) e permite, a partir da leitura atual de velocidade de giro da máquina e do comando de velocidade oriundo do sistema DP, obter o torque elétrico de referência, baseando-se na modelagem dinâmica do movimento mecânico da máquina como dado em (31). Quanto à velocidade de referência, esta primeiramente passa por um limitador de taxa de aceleração/desaceleração, que é uma proteção observada neste tipo de equipamento. Desta forma, mesmo que comande-se uma mudança em degrau na velocidade, para o controlador de velocidade a referência sofrerá alterações respeitando a rampa de aceleração/desaceleração.

Figura 15 – Diagrama Simplicado do Circuito de Alimentação do MIT com Inversor de Três Níveis

Por possuir mais níveis de tensão CC, permite-se a obtenção de uma maior quantidade de vetores espaciais de tensão que podem ser aplicadas nos terminais do motor. De fato, no controle de dois níveis são possíveis oito diferentes vetores espaciais, sendo dois deles nulos. No controle de três níveis há 27 vetores possíveis, sendo três nulos. Eles estão representados na Figura 16.

Com mais opções de vetores espaciais de tensão a metodologia de controle pode ser refinada. Neste trabalho será utilizada a mesma estratégia apresentada por Messaif, Berkouk e Saadia (2007), explicada na sequência.

Figura 16 – Vetores Espaciais de Tensão do Inversor Fonte de Tensão de Três Níveis

Fonte: Adaptado de Tan, Li e Li (2001) e Messaif, Berkouk e Saadia (2007)

Neste método serão utilizados controladores de histerese com mais níveis. Para o fluxo do estator, será empregado um controlador de histerese de três níveis projetado conforme esquema da Figura 17, sendo a banda de histerese dada por $2|\Delta\psi_s|$, onde:

- $d\psi_s = +1$ para comando de aumento do fluxo do estator;
- $d\psi_s = -1$ para comando de redução do fluxo do estator;
- $d\psi_s = 0$ para comando de manutenção no valor atual do fluxo do estator.

Figura 17 – Comparador de Histerese de Três Níveis do Fluxo do Estator

Fonte: Adaptado de Messaif, Berkouk e Saadia (2007)

Para o torque será utilizado um controlador de histerese de cinco níveis. Neste caso são definidas duas bandas de histerese: $2|\Delta T_{e1}|$ para quando o erro de torque é menor e $2|\Delta T_{e2}|$ para o erro de torque mais acentuado, isto é, $2|\Delta T_{e1}| < 2|\Delta T_{e2}|$. A operacionalidade deste controlador é representada na Figura 18, onde:

- $dT_e = +2$ para comando de aumento acentuado do torque;
- $dT_e = +1$ para comando de aumento do torque;
- $dT_e = 0$ para comando de manutenção no valor atual do torque;
- $dT_e = -1$ para comando de redução do torque;
- $dT_e = -2$ para comando de redução acentuada do torque.

Figura 18 – Comparador de Histerese de Cinco Níveis do Torque Eletromagnético

Fonte: Adaptado de Messaif, Berkouk e Saadia (2007)

Realizando-se a divisão de setores das estimativas de fluxo do estator da mesma forma dada anteriormente (sendo o setor 1 aquele dado entre -30° e $+30^\circ$, como mostrado na Figura 16), o trabalho de Messaif, Berkouk e Saadia (2007) propõe duas tabelas otimizadas de chaveamentos, sendo uma para quando a máquina está com rotação inferior à metade da nominal e outra para rotação acima da metade da nominal (Tabela 2).

Neste método de controle o diagrama de blocos permanece sendo o dado na Figura 14 (adequando-se a quantidade de níveis dos controladores de histerese). Similarmente, as estimativas do vetor espacial de fluxo do estator (módulo e ângulo) e de torque permanecem como dadas na seção anterior (equações (42), (43), (45) e (46)).

Tabela 2 – Tabela de Chaveamento Otimizada do Método DTC com Inversor de Três Níveis

		Caso 1						Caso 2					
		$\omega_r < \frac{\omega_{nom}}{2}$						$\omega_r > \frac{\omega_{nom}}{2}$					
$d\psi_s$	dT_e	1	2	3	4	5	6	1	2	3	4	5	6
+1	+2	$\bar{v}_{21}$	$\bar{v}_{22}$	$\bar{v}_{23}$	$\bar{v}_{24}$	$\bar{v}_{25}$	$\bar{v}_{26}$	$\bar{v}_{16}$	$\bar{v}_{17}$	$\bar{v}_{18}$	$\bar{v}_{19}$	$\bar{v}_{20}$	$\bar{v}_{15}$
	+1	$\bar{v}_2$	$\bar{v}_3$	$\bar{v}_4$	$\bar{v}_5$	$\bar{v}_6$	$\bar{v}_1$	$\bar{v}_{21}$	$\bar{v}_{22}$	$\bar{v}_{23}$	$\bar{v}_{24}$	$\bar{v}_{25}$	$\bar{v}_{26}$
	0	<i>Vetor Nulo</i>						<i>Vetor Nulo</i>					
	-1	$\bar{v}_6$	$\bar{v}_1$	$\bar{v}_2$	$\bar{v}_3$	$\bar{v}_4$	$\bar{v}_5$	$\bar{v}_{26}$	$\bar{v}_{21}$	$\bar{v}_{22}$	$\bar{v}_{23}$	$\bar{v}_{24}$	$\bar{v}_{25}$
	-2	$\bar{v}_{26}$	$\bar{v}_{21}$	$\bar{v}_{22}$	$\bar{v}_{23}$	$\bar{v}_{24}$	$\bar{v}_{25}$	$\bar{v}_{20}$	$\bar{v}_{15}$	$\bar{v}_{16}$	$\bar{v}_{17}$	$\bar{v}_{18}$	$\bar{v}_{19}$
0	+2	$\bar{v}_{22}$	$\bar{v}_{23}$	$\bar{v}_{24}$	$\bar{v}_{25}$	$\bar{v}_{26}$	$\bar{v}_{21}$	$\bar{v}_{22}$	$\bar{v}_{23}$	$\bar{v}_{24}$	$\bar{v}_{25}$	$\bar{v}_{26}$	$\bar{v}_{21}$
	+1	$\bar{v}_3$	$\bar{v}_4$	$\bar{v}_5$	$\bar{v}_6$	$\bar{v}_1$	$\bar{v}_2$	$\bar{v}_{17}$	$\bar{v}_{18}$	$\bar{v}_{19}$	$\bar{v}_{20}$	$\bar{v}_{15}$	$\bar{v}_{16}$
	0	<i>Vetor Nulo</i>						<i>Vetor Nulo</i>					
	-1	$\bar{v}_5$	$\bar{v}_6$	$\bar{v}_1$	$\bar{v}_2$	$\bar{v}_3$	$\bar{v}_4$	$\bar{v}_{19}$	$\bar{v}_{20}$	$\bar{v}_{15}$	$\bar{v}_{16}$	$\bar{v}_{17}$	$\bar{v}_{18}$
	-2	$\bar{v}_{25}$	$\bar{v}_{26}$	$\bar{v}_{21}$	$\bar{v}_{22}$	$\bar{v}_{23}$	$\bar{v}_{24}$	$\bar{v}_{25}$	$\bar{v}_{26}$	$\bar{v}_{21}$	$\bar{v}_{22}$	$\bar{v}_{23}$	$\bar{v}_{24}$
-1	+2	$\bar{v}_{23}$	$\bar{v}_{24}$	$\bar{v}_{25}$	$\bar{v}_{26}$	$\bar{v}_{21}$	$\bar{v}_{22}$	$\bar{v}_{17}$	$\bar{v}_{18}$	$\bar{v}_{19}$	$\bar{v}_{20}$	$\bar{v}_{15}$	$\bar{v}_{16}$
	+1	$\bar{v}_3$	$\bar{v}_4$	$\bar{v}_5$	$\bar{v}_6$	$\bar{v}_1$	$\bar{v}_2$	$\bar{v}_{23}$	$\bar{v}_{24}$	$\bar{v}_{25}$	$\bar{v}_{26}$	$\bar{v}_{21}$	$\bar{v}_{22}$
	0	<i>Vetor Nulo</i>						<i>Vetor Nulo</i>					
	-1	$\bar{v}_5$	$\bar{v}_6$	$\bar{v}_1$	$\bar{v}_2$	$\bar{v}_3$	$\bar{v}_4$	$\bar{v}_{24}$	$\bar{v}_{25}$	$\bar{v}_{26}$	$\bar{v}_{21}$	$\bar{v}_{22}$	$\bar{v}_{23}$
	-2	$\bar{v}_{24}$	$\bar{v}_{25}$	$\bar{v}_{26}$	$\bar{v}_{21}$	$\bar{v}_{22}$	$\bar{v}_{23}$	$\bar{v}_{19}$	$\bar{v}_{20}$	$\bar{v}_{15}$	$\bar{v}_{16}$	$\bar{v}_{17}$	$\bar{v}_{18}$

Fonte: Adaptado de Messaif, Berkouk e Saadia (2007)

3.3 Modelagem do Sistema de Propulsão

A implementação do sistema elétrico da Figura 15 foi feita no programa computacional MATLAB® R2015a (versão 8.5), utilizando a interface gráfica *Simulink* (*Simscape* 3.13 - *SimPowerSystems* 6.3 - *Specialized Technology*). Para tanto, utilizou-se um motor de 2900 V - 4500 kW alimentado por uma fonte de tensão de 11 kV e por um transformador trifásico de três enrolamentos 11/1,657/1,658 kV - 5200 kVA. Quanto ao controle DTC, este foi configurado com bandas de histerese $2|\Delta\psi_s| = 3\%$, $2|\Delta T_{e1}| = 1\%$ e $2|\Delta T_{e2}| = 3\%$ dos valores nominais de fluxo e torque, as mesmas adotadas por Messaif, Berkouk e Saadia (2007). A lista completa de parâmetros utilizados na simulação é apresentada no Apêndice A.

3.3.1 Sistemas Retificador e Inversor

Para o retificador, o diagrama é mostrado na Figura 19. Neste é vista a conexão de dois retificadores trifásicos de seis pulsos em cascata. Em paralelo a cada diodo há o circuito *snubber*, formado por um capacitor e um resistor e responsável em limitar a variação de tensão $\frac{dv}{dt}$ sobre os diodos.

Quanto ao inversor de três níveis, este é mostrado na Figura 20. É formado por 12 chaves semicondutoras de potência, neste caso do modelo GTO, cada uma delas com seu respectivo diodo de roda livre. Além disso, há seis diodos com a função de garantir a conexão das tensões de saída ao ponto neutro (nível *o*), além de evitar o fechamento inapropriado dos barramentos CC positivo e negativo ao ponto neutro.

Figura 19 – Retificador de 12 Pulsos

Previamente ao módulo inversor propriamente dito há dois circuitos formados por indutores, resistores, capacitores e diodos para prover proteção aos elementos semicondutores. O intuito dos indutores é de proteger os GTOs e diodos de variação excessiva de corrente $\frac{di}{dt}$. Quanto aos circuitos formados pelos resistores, capacitores e diodos, estes tem a função de descarregar a energia armazenada nos demais componentes (indutores, GTOs e diodos), buscando evitar tensão elevada nos mesmos quando há desligamento de GTO.

Figura 20 – Inversor de Três Níveis

Por fim, no lado CA os indutores, capacitores e resistores buscam a filtragem da tensão de saída.

3.3.2 Obtenção do Torque Mecânico

A modelagem do torque mecânico no eixo do motor foi feita a partir de dados obtidos em campo. Para tanto, de acordo com Carlton (2012), o torque produzido por um propulsor é dado por (47):

$$T_{mec,prop} = K_q \rho D^5 \omega^2 \quad (47)$$

onde:

- $T_{mec,prop}$: torque mecânico produzido pelo propulsor;
- K_q : constante de torque, sendo esta função de variáveis como coeficiente de avanço, número de *Reynolds* e número de cavitação;
- ρ : densidade do fluído;
- D : diâmetro do propulsor;
- ω : velocidade de giro do propulsor.

Portanto, observa-se que o torque produzido é proporcional ao quadrado da velocidade de giro. Baseado neste conhecimento teórico, buscou-se uma função que se ajustasse a dados de torque por velocidade obtidos de um propulsor em operação da seguinte forma: comandou-se giro do equipamento em diferentes velocidades, e em cada uma destas foram adquiridas as respectivas potência ativa consumida e o torque mecânico da máquina. Deve-se acrescentar que o equipamento em operação estaria sujeito a um torque de fricção proporcional a velocidade e também oposto ao sentido do movimento. Assim, buscou-se uma equação de segundo grau na forma dada por (48):

$$T_{prop} = K\omega^2 + F_{fric}\omega \quad (48)$$

onde a constante K representa a influência da constante de torque K_q , da densidade do fluído ρ e o diâmetro do propulsor D dados na equação 47.

Após interpolação dos pontos obtidos em campo foram obtidos os dados: $K = 10,2588 \text{ Nms}^2$ e $F_{fric} = 73,9612 \text{ Nms}$. Os pontos utilizados para interpolação juntamente com a curva final são dados na Figura 21.

Figura 21 – Curva de Torque Mecânico Utilizada na Simulação

3.3.3 Resultados da Simulação

Os resultados obtidos na simulação são mostrados na Figura 22. Com o motor inicialmente em repouso, simulou-se o comando em degrau para a velocidade nominal de $714,7 \text{ rpm}$ no instante de tempo $t = 0 \text{ s}$. Previamente ao início do giro ocorre a magnetização da máquina, o que é feito via aplicação do vetor espacial $\bar{v}_1$. Após o fluxo do estator atingir valor nominal, passa-se a corrigir torque e fluxo respeitando-se a estratégia DTC.

Mesmo com o comando em degrau para aumento da rotação, a referência a ser respeitada é aquela dada pela rampa de máxima aceleração/desaceleração, configurada com o valor de $\frac{714,7}{20} \text{ rpm/s}$, o que justifica o aumento suave de velocidade.

Após atingir velocidade nominal, comanda-se no instante de tempo $t = 35 \text{ s}$ redução da velocidade para 500 rpm e novamente observa-se que antes de atingir este patamar respeita-se a rampa de aceleração/desaceleração. Por fim, no instante de tempo $t = 50 \text{ s}$ nova redução de rotação é comandada para 200 rpm , onde mais uma vez a mesma é atingida a partir da devida desaceleração da máquina.

Outras conclusões podem ser obtidas das curvas resultantes da simulação:

- O início da simulação apresenta a energização da máquina, que dura aproximadamente 3 s e é feita com a aplicação chaveada do vetor espacial de tensão $\bar{v}_1$. Neste intervalo, observa-se que há aumento gradual do vetor espacial do fluxo do estator até o valor nominal. Visto que apenas há aplicação de um único vetor de tensão, o motor de indução está sob tensão contínua, o que justifica a característica obtida das correntes de cada fase. Por fim, neste intervalo mantém-se o torque de referência com valor nulo;

- ❑ Após magnetização inicia-se o controle do motor via estratégia DTC. Nota-se que neste instante as referências de velocidade e torque passam a aumentar gradativamente até que a máquina atinga velocidade comandada, enquanto que a corrente elétrica passa a ter uma característica oscilatória em cada uma das fases;
- ❑ As curvas de torque e fluxo possuem ondulação pouco superiores às bandas de histerese escolhidas neste trabalho. De fato, é necessário que tais grandezas ultrapassem estas bandas de histerese para que novos chaveamentos sejam comandados, buscando-se as correções dos mesmos;
- ❑ Quando a máquina atinge o regime permanente, o que é representado nesta simulação por três velocidades de giro (isto é, em 714,7 rpm, 500 rpm e 200 rpm), há uma diferença entre as curvas de torque eletromagnético e torque mecânico. Esta se trata das perdas por fricção, respeitando a dinâmica do movimento conforme (31). Tais perdas são maiores com aumento da velocidade de giro;
- ❑ Em patamares maiores de torque há aumento na corrente do estator e redução da tensão do barramento CC. Esta diminuição ocorre devido às impedâncias contidas na fonte de tensão, transformador e retificador. Deve-se atentar que o retificador é não controlado, sendo formado apenas por diodos, e portanto a tensão de saída será aquela da fonte subtraindo-se as quedas de tensão dos equipamentos a jusante.

Figura 22 – Resultados da Simulação de Controle de Motor via Método DTC com Inversor de Três Níveis

Sistema de Potência

As plataformas de perfuração marítimas operam com seu sistema elétrico isolado, isto é, sendo plenamente alimentado por sua própria planta de geração, não havendo conexão com o sistema elétrico de potência das respectivas regiões onde operam. A energia deste tipo de unidade é provida por GSTs tendo como máquinas primárias motores *diesel*. Há todo um sistema de controle individual por conjunto moto-gerador com o intuito de realizar os devidos ajustes de velocidade e tensão terminal, e em consequência, de fornecimento de potências ativa e reativa. Além disso, pode haver um sistema supervisório responsável pelo monitoramento do sistema elétrico como um todo, realizando tanto funções de controle como de proteção. Neste capítulo estes itens serão apresentados com o intuito de se realizar a modelagem computacional do sistema de potência de uma embarcação DP.

4.1 Sistema de Gerenciamento de Energia

Previamente a apresentação do sistema de geração propriamente dito deve-se introduzir o SGE, que foi brevemente mostrado na seção 2.1. O SGE desempenha funcionalidades como a partida e parada automática de geradores disponíveis durante mudanças abruptas de carga, a garantia de que geradores em operação não permanecerão em sobrecarga comandando a limitação de carga nos VFDs e outros consumidores se necessário, além de desempenhar outras proteções de prevenção de blecaute desconectando zonas em falta. Também é responsável pela recuperação da rede elétrica após ocorrência de blecaute e garantia de que há potência disponível na planta de geração previamente a partida de altas cargas (GEERTSMA et al., 2017).

Além destas funcionalidades, o SGE pode realizar um controle secundário de frequência elétrica e tensão, mantendo estes dentro de limites operacionais durante a dinâmica do sistema. Esta característica será utilizada neste trabalho. A Figura 23 apresenta a interligação entre o SGE e o controle primário dos grupos moto-geradores.

Figura 23 – Sistema de Gerenciamento de Energia

Fonte: Extraído de Geertsma et al. (2017)

4.2 Gerador Síncrono Trifásico

No GST os enrolamentos da armadura ficam no estator, que é a parte fixa do GST, enquanto que o enrolamento de campo fica no rotor e está acoplado ao eixo do gerador. O enrolamento de campo opera com corrente CC e produz o campo magnético que induz tensão CA nos enrolamentos da armadura (KUNDUR; BALU; LAUBY, 1994).

A obtenção da modelagem dinâmica do GST será feita de forma similar àquela apresentada para o MIT na seção 3.1, onde primeiramente será obtida a modelagem na referência natural da máquina e posteriormente em uma referência mais adequada (neste caso, a do rotor). A representação das variáveis também será similar, onde os subíndices s e r são relacionados a variáveis dos circuitos do estator e rotor respectivamente e a nomenclatura das grandezas trifásicas de tensões, correntes e fluxos concatenados são conforme variável genérica f dada em (49).

$$\mathbf{f}_{abcs} = \begin{bmatrix} f_{as}(t) \\ f_{bs}(t) \\ f_{cs}(t) \end{bmatrix} \quad \mathbf{f}_{qdr} = \begin{bmatrix} f_{kq1}(t) \\ f_{kq2}(t) \\ f_{fd}(t) \\ f_{kd}(t) \end{bmatrix} \quad (49)$$

4.2.1 Modelagem Dinâmica do GST no Referencial Natural

A obtenção do modelo dinâmico do GST considera que o estator possui três enrolamentos idênticos, senoidalmente distribuídos e defasados espacialmente de 120° na estrutura do estator com resistência R_s e o equivalente a N_s bobinas. Quanto ao rotor, este possui um enrolamento de campo e três enrolamentos de amortecimento. O enrolamento de campo fd tem o equivalente a N_{fd} bobinas e resistência R_{fd} . O enrolamento de amor-

tecimento kd tem mesmo eixo magnético do enrolamento de campo com o equivalente a N_{kd} bobinas e resistência R_{kd} . Os demais enrolamentos de amortecimento $kq1$ e $kq2$ estão localizados 90° a frente do eixo magnético de fd e possuem o equivalente a N_{kq1} e N_{kq2} espiras com resistências R_{kq1} e R_{kq2} respectivamente. Isso é apresentado na Figura 24, que considera a corrente saindo dos terminais do estator como a ação de um gerador. A partir do diagrama apresentado são obtidas as equações dinâmicas de tensão e dos fluxos concatenados (KRAUSE; WASYNCZUK; SUDHOFF, 2002).

Figura 24 – GST com 2 Pólos, Conexão em Y e Rotor de Pólos Salientes

Fonte: Extraído de Krause, Wasynczuk e Sudhoff (2002)

$$\mathbf{v}_{abcs} = -\mathbf{R}_s \mathbf{i}_{abcs} + \frac{d\psi_{abcs}}{dt} \quad (50)$$

$$\mathbf{v}_{qdr} = \mathbf{R}_r \mathbf{i}_{qdr} + \frac{d\psi_{qdr}}{dt} \quad (51)$$

$$\psi_{abcs} = -\mathbf{L}_s \mathbf{i}_{abcs} + \mathbf{L}_{sr} \mathbf{i}_{qdr} \quad (52)$$

$$\psi_{qdr} = -(\mathbf{L}_{sr})^T \mathbf{i}_{abcs} + \mathbf{L}_r \mathbf{i}_{qdr} \quad (53)$$

onde:

$$\mathbf{R}_s = \begin{bmatrix} R_s & 0 & 0 \\ 0 & R_s & 0 \\ 0 & 0 & R_s \end{bmatrix} \quad \mathbf{R}_r = \begin{bmatrix} R_{kq1} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & R_{kq2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & R_{fd} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & R_{kd} \end{bmatrix} \quad (54)$$

$$\mathbf{L}_s = \begin{bmatrix} L_{ls} + L_A - L_B \cos 2\theta_r & -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos 2(\theta_r - \frac{\pi}{3}) & -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos 2(\theta_r + \frac{\pi}{3}) \\ -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos 2(\theta_r - \frac{\pi}{3}) & L_{ls} + L_A - L_B \cos 2(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) & -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos 2(\theta_r + \pi) \\ -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos 2(\theta_r + \frac{\pi}{3}) & -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos 2(\theta_r + \pi) & L_{ls} + L_A - L_B \cos 2(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) \end{bmatrix} \quad (55)$$

$$\mathbf{L}_{sr} = \begin{bmatrix} L_{skq1} \cos \theta_r & L_{skq2} \cos \theta_r & L_{sfd} \sin \theta_r & L_{skd} \sin \theta_r \\ L_{skq1} \cos(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) & L_{skq2} \cos(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) & L_{sfd} \sin(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) & L_{skd} \sin(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) \\ L_{skq1} \cos(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) & L_{skq2} \cos(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) & L_{sfd} \sin(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) & L_{skd} \sin(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) \end{bmatrix} \quad (56)$$

$$\mathbf{L}_r = \begin{bmatrix} L_{lkq1} + L_{mkq1} & L_{kq1kq2} & 0 & 0 \\ L_{kq1kq2} & L_{lkq2} + L_{mkq2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & L_{lfd} + L_{mfd} & L_{fdkd} \\ 0 & 0 & L_{fdkd} & L_{lkd} + L_{mkd} \end{bmatrix} \quad (57)$$

Nestas equações, temos:

- R_s , R_{kq1} , R_{kq2} , R_{fd} e R_{kd} são respectivamente as resistências dos enrolamentos do estator, amortecimento $kq1$, amortecimento $kq2$, de campo fd e amortecimento kd ;
- L_{ls} , L_{lkq1} , L_{lkq2} , L_{lfd} e L_{lkd} são respectivamente as indutâncias de dispersão dos mesmos enrolamentos;
- L_A e L_B são as indutâncias de magnetização dos enrolamentos do estator dependentes das distâncias do entreferro ($L_B = 0$ para máquina de rotor cilíndrico). Em especial, definem-se as indutâncias de magnetização dos eixos d e q como sendo $L_{md} = \frac{3}{2}(L_A + L_B)$ e $L_{mq} = \frac{3}{2}(L_A - L_B)$;

- L_{skq1} , L_{skq2} , L_{sfd} e L_{skd} são as indutâncias mútuas entre o estator e respectivamente os enrolamentos de amortecimento $kq1$, amortecimento $kq2$, de campo fd e amortecimento kd ;
- L_{mkq1} , L_{mkq2} , L_{mfd} e L_{mkd} são respectivamente as indutâncias de magnetização dos enrolamentos de amortecimento $kq1$, amortecimento $kq2$, de campo fd e amortecimento kd ;
- L_{kq1kq2} e L_{fdkd} são respectivamente as indutâncias mútuas entre os enrolamentos $kq1$ - $kq2$ e fd - kd .

4.2.2 Modelagem Dinâmica do GST no Referencial do Rotor

Com o intuito de simplificar o modelo obtido, Krause, Wasynczuk e Sudhoff (2002) utilizam as transformações de coordenadas apresentadas na seção 3.1.2 das variáveis do estator para o referencial do rotor (eixos $dq0$) com o intuito de eliminar as indutâncias variantes no tempo. Desta forma, são obtidas as seguintes equações de tensão na forma expandida que representarão o GST neste trabalho, onde todas as variáveis estão referenciadas no estator:

$$v_{qs} = -R_s i_{qs} + \frac{d\psi_{qs}}{dt} + \omega_r \psi_{ds} \quad (58)$$

$$v_{ds} = -R_s i_{ds} + \frac{d\psi_{ds}}{dt} - \omega_r \psi_{qs} \quad (59)$$

$$v_{0s} = -R_s i_{0s} + \frac{d\psi_{0s}}{dt} \quad (60)$$

$$v'_{kq1} = R'_{kq1} i'_{kq1} + \frac{d\psi'_{kq1}}{dt} \quad (61)$$

$$v'_{kq2} = R'_{kq2} i'_{kq2} + \frac{d\psi'_{kq2}}{dt} \quad (62)$$

$$v'_{fd} = R'_{fd} i'_{fd} + \frac{d\psi'_{fd}}{dt} \quad (63)$$

$$v'_{kd} = R'_{kd} i'_{kd} + \frac{d\psi'_{kd}}{dt} \quad (64)$$

Para as equações expandidas de fluxo temos:

$$\psi_{qs} = -L_{ls} i_{qs} + L_{mq}(-i_{qs} + i'_{kq1} + i'_{kq2}) \quad (65)$$

$$\psi_{ds} = -L_{ls} i_{ds} + L_{md}(-i_{ds} + i'_{fd} + i'_{kd}) \quad (66)$$

$$\psi_{0s} = -L_{ls}i_{0s} \quad (67)$$

$$\psi'_{kq1} = L'_{lkq1}i'_{kq1} + L_{mq}(-i_{qs} + i'_{kq1} + i'_{kq2}) \quad (68)$$

$$\psi'_{kq2} = L'_{lkq2}i'_{kq2} + L_{mq}(-i_{qs} + i'_{kq1} + i'_{kq2}) \quad (69)$$

$$\psi'_{fd} = L'_{lfd}i'_{fd} + L_{md}(-i_{ds} + i'_{fd} + i'_{kd}) \quad (70)$$

$$\psi'_{kd} = L'_{lkd}i'_{kd} + L_{md}(-i_{ds} + i'_{fd} + i'_{kd}) \quad (71)$$

Tais equações representam o modelo matemático utilizado no programa computacional MATLAB® em sua ferramenta gráfica *Simulink*, que será utilizado neste trabalho. Acrescenta-se que a ferramenta realiza adequações de variáveis caso necessário, por exemplo: os dados dos geradores a serem simulados foram obtidos de folhas de dados, e ao invés de serem apresentadas as indutâncias dos enrolamentos são dadas as reatâncias e constantes de tempo. O programa realiza as devidas adequações para que estas representem o mesmo modelo dinâmico mostrado neste trabalho. Notar que o equacionamento necessário para estas conversões é deduzido por Krause, Wasynczuk e Sudhoff (2002).

4.3 Excitação e Regulador de Tensão

A função básica do sistema de excitação é prover corrente CC para o enrolamento de campo do gerador síncrono. Além disso, também possui funções de controle e proteção essenciais para a operação satisfatória do sistema de potência através do controle da tensão de campo, e em consequência, da corrente de campo. Quanto as funções de controle citam-se o controle de tensão, fluxo de potência reativa e o aprimoramento da estabilidade do sistema. Para as funções de proteção, estas asseguram que os limites de capacidade da máquina síncrona, do sistema de excitação e de outros equipamentos não serão excedidos (KUNDUR; BALU; LAUBY, 1994).

De acordo com Boldea (2015), o sistema de excitação contém o regulador de tensão, que através de medições de tensão e corrente coletadas nos terminais do GST ajusta a tensão CC entregue a excitatriz da máquina. A excitatriz, por sua vez, é a fonte responsável pela entrega da energia controlada pelo regulador ao enrolamento de campo. O sistema de excitação pode receber as seguintes classificações (INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS, 2006):

- Excitatriz CC: utiliza um gerador CC com um comutador como fonte de energia do sistema de excitação;

- ❑ Excitatriz CA: utiliza um gerador CA e um retificador (estacionário ou rotativo) para produzir a corrente CC necessária para o campo do gerador síncrono;
- ❑ Excitatriz Estática: o fornecimento da energia de excitação é feito através de transformadores ou enrolamentos auxiliares e retificadores.

Neste trabalho será utilizada a excitatriz CA, portanto os demais modelos não serão detalhados. A Figura 25 apresenta um exemplo de excitatriz CA com retificador rotativo no mesmo eixo do GST, não havendo portanto a necessidade de escovas. O regulador de tensão, a partir da monitoração das variáveis nos terminais da máquina, controla o chaveamento de tiristores que provê a corrente CC do enrolamento de campo da excitatriz. Esta se trata de outro gerador onde o campo é estático e a armadura está contida no mesmo eixo da máquina e que fornece uma corrente trifásica CA, que por sua vez é retificada e aplicada ao campo da máquina síncrona.

No diagrama há uma excitatriz piloto, que se trata de mais um gerador onde a excitação é rotórica e constituída por um ímã permanente chamado *Permanent Magnet Generator* (PMG). O intuito deste gerador é ser uma fonte de tensão independente do sistema elétrico e fornecer a corrente que será aplicada ao campo da excitatriz CA. Sendo esta fonte independente, não sofre oscilações oriundas do sistema elétrico.

Figura 25 – Sistema de Excitação da Máquina Síncrona com PMG

Fonte: Extraído de Kundur, Balu e Lauby (1994)

Porém, neste trabalho será considerado o esquema mostrado na Figura 26, que é frequentemente observado em unidades DP, onde o fornecimento de energia da excitatriz é diretamente oriundo dos terminais da máquina via Transformador de Potenciais (TPs), não havendo o PMG. Deve-se acrescentar que nesta situação a capacidade de fornecimento de corrente de campo depende das condições do terminal da máquina, não sendo portanto imune a falhas do sistema elétrico.

Figura 26 – Sistema de Excitação da Máquina Síncrona sem PMG

Fonte: Adaptado de Kundur, Balu e Lauby (1994)

4.4 Controle de Velocidade e Modos de Divisão de Carga

Cada conjunto moto-gerador possui seu próprio regulador de velocidade. Basicamente este utiliza a leitura de sensores de velocidade para realizar o comando de abertura ou fechamento da válvula de injeção de combustível do motor, com o intuito de acelerar ou desacelerar o equipamento. A Figura 27 mostra o diagrama simplificado de um sistema de controle de velocidade.

Neste diagrama temos o regulador obtendo a leitura de giro da máquina primária a partir de um sensor de velocidade. Além disso, utilizando-se um conjunto de Transformador de Correntes (TCs) e de TPs é possível obter a potência elétrica fornecida pelo GST. Com estas medições o regulador de velocidade controla a restrição da válvula de injeção de combustível na máquina primária, e em consequência a velocidade de giro e energia cinética a ser convertida em potência elétrica.

Figura 27 – Sistema de Controle de Velocidade de um Conjunto Moto-Gerador

Fonte: Adaptado de Cosse et al. (2011)

Assim, para um gerador operando isolado, o regulador de velocidade tem a capacidade de adequar a frequência elétrica do sistema. Por outro lado, para o caso onde há geradores operando em paralelo, além do ajuste da frequência elétrica o controle da injeção de combustível permite a escolha da divisão de potência ativa entre as máquinas. Tal característica é chamada de divisão de carga.

Basicamente há quatro modos de divisão de carga encontrados em unidades DP (INTERNATIONAL MARINE CONTRACTORS ASSOCIATION, 2010):

- ❑ Modo *droop*;
- ❑ Modo *droop* compensado;
- ❑ Modo isócrono;
- ❑ Modo mestre escravo.

Os três primeiros modos serão detalhados a seguir (o modo mestre-escravo, por não ser utilizado em plataformas mais modernas, não será explicado).

4.4.1 Modo *Droop*

Todas as máquinas primárias do conjunto moto-gerador tendem a se comportar de maneira similar com variações de carga, isto é: conforme há aumento na demanda de potência ativa, a velocidade de giro do conjunto tende a reduzir. Essa queda na velocidade em geral não é linear, porém o mecanismo de controle via regulador de velocidade busca tornar linear a queda de velocidade quando há aumento de carga (CHAPMAN, 2005). Esse modo operacional é conhecido como modo *droop*.

Patel (2011) mostra que a regulação de velocidade é definida por (72), onde ω_{nl} representa a velocidade de giro com a máquina a vazio (sem carga) e ω_{fl} é a velocidade de giro quando a máquina está submetida a carga máxima nominal. Em especial, Chapman (2005) apresenta que muitos reguladores de velocidade permitem a realização de ajustes da velocidade a vazio.

$$\text{Regulação de Velocidade} = \frac{\omega_{nl} - \omega_{fl}}{\omega_{fl}} \quad (72)$$

Sendo a frequência elétrica provida por um gerador diretamente proporcional a velocidade mecânica de giro, pode-se reescrever (72) utilizando-se valores de frequência elétrica:

$$\text{Regulação de Velocidade} = \frac{f_{nl} - f_{fl}}{f_{fl}} \quad (73)$$

Recomenda-se trabalhar com a taxa de regulação de velocidade na faixa de 3 a 5 % (INTERNATIONAL MARINE CONTRACTORS ASSOCIATION, 2010; WOODWARD, 2004).

Visto que o modo *droop* faz uma relação linear entre frequência e potência, é possível analisar a reta obtida deste método. De acordo com Chapman (2005), define-se esta relação por (74):

$$P = T_{freq} \cdot (f_{nl} - f) \quad (74)$$

onde:

- P - potência ativa fornecida;
- f - frequência elétrica do sistema;
- f_{nl} - frequência elétrica da máquina operando sem carga;
- T_{freq} é a taxa de queda de frequência, que é dada por (75).

$$T_{freq} = \frac{\Delta P}{\Delta f} = \frac{P_{fl}}{f_{nl} - f_{fl}} \quad (75)$$

onde P_{fl} é a potência fornecida a plena carga.

Inicialmente será entendido o modo operacional *droop* para um gerador operando de forma isolada, isto é, sem a necessidade de divisão de carga. Para tanto serão utilizadas as equações previamente apresentadas juntamente com uma análise gráfica das mesmas.

A Figura 28 apresenta um exemplo de como seria a resposta de um gerador operando isolado com a regulação de velocidade em 4 %, frequência a plena carga de 60,0 Hz e potência a plena carga de 7,0 MW. A partir de (73) calcula-se a frequência a vazio de 62,4 Hz, isto é, com a máquina a vazio a frequência subirá 4 % do valor a plena carga. Também é possível a obtenção da taxa de queda de frequência utilizando (75), que será dada aproximadamente por 2,92 MW/Hz.

Figura 28 – Exemplo de Operação com Gerador Isolado em Modo *Droop*, com Regulação de Velocidade de 4 % e f_{fl} de 60 Hz

Na sequência será apresentada como ocorre a divisão de carga entre dois geradores operando em paralelo no modo *droop*. As seguintes regras serão observadas mesmo que

os reguladores de velocidade estejam trabalhando com características *droop* diferentes (PATEL, 2011):

- A frequência elétrica do sistema será única: $f = f_1 = f_2$;
- A soma das potências fornecidas por cada máquina será igual a potência total consumida: $P_t = P_1 + P_2 = T_{freq1} \cdot (f_{nl1} - f_1) + T_{freq2} \cdot (f_{nl2} - f_2)$.

onde os índices 1 e 2 estão relacionados aos respectivos geradores.

Para obtenção da frequência final de operação e respectiva divisão de carga basta resolver o conjunto de equações obtido.

Também é possível observar graficamente a solução deste conjunto de equações. Para tanto será utilizado o exemplo dado na Figura 29. Neste caso ambas curvas tem inicialmente regulação de velocidade de 4 % (para frequência a plena carga de 60 Hz), porém posteriormente reduziu-se o valor da frequência a vazio do Gerador 2 para 61,2 Hz. Deve-se atentar que ao se utilizar a relação dada em (73) para a nova curva obtida será encontrada uma regulação de velocidade diferente (cerca de 4,08 %). O que é mantido em ambos os casos é a taxa de queda de frequência de aproximadamente 2,92 MW/Hz, oriunda de (75).

Figura 29 – Exemplo de Operação com Dois Geradores em Paralelo no Modo *Droop*, com Regulação de Velocidade de 4 % (Baseado em f_{fl} de 60 Hz), f_{nl1} de 62,4 Hz e f_{nl2} de 61,2 Hz

É necessário descobrir para qual frequência a soma das potências dos Geradores 1 e 2 proverá a quantidade total desejada. Supondo, por exemplo, que a carga total do sistema em certo momento seja de 7,0 MW, obtém-se operação na frequência de 60,6 Hz, com o Gerador 1 fornecendo 5,25 MW e o Gerador 2 em 1,75 MW. Caso a carga total seja aumentada para 10,5 MW, o sistema passará a trabalhar em 60,0 Hz, com o Gerador 1 fornecendo 7,0 MW e o Gerador 2 em 3,5 MW.

4.4.2 Modo Isócrono

A estratégia de controle no modo isócrono busca manter a frequência fixa independente da carga fornecida pela máquina. Isso é mostrado na Figura 30 para o caso de um gerador, onde independente do patamar de carga entre 0 e 100 % a frequência será mantida em 60 Hz.

Figura 30 – Exemplo de Operação com Gerador Isolado em Modo Isócrono

Para este modo operacional será apresentada uma análise em duas situações distintas:

Conexão de Gerador em Modo *Droop* a um Grande Sistema Elétrico: nesta situação a frequência do sistema elétrico tende a ser constante, mesmo na ocorrência de faltas (conceito de barramento infinito). Assim, pode-se considerar que o mesmo opera em modo isócrono.

Caso deseje-se conectar um GST em modo *droop* ao barramento infinito, é possível realizar ajustes da curva *droop* com a intenção de escolher qual a potência elétrica que será suprida pelo gerador. Um exemplo é dado graficamente na Figura 31, onde com o Ajuste 1 o gerador irá suprir 7,0 MW de carga e com o Ajuste 2 suprirá 3,5 MW.

Figura 31 – Exemplo de Operação com Gerador em Modo *Droop* em um Barramento Infinito (Regulação de Velocidade de 4% Baseado em f_{fl} de 60 Hz)

Operação de Geradores em Paralelo de Mesmo Porte em Modo Isócrono: esta operação necessita de um sistema de comunicação entre os reguladores de velocidade para que haja a correta divisão de carga entre geradores mantendo-se a frequência desejada. Assim, os reguladores de velocidade estão conectados via uma linha de divisão de carga, que pode ser nas formas digital ou analógica, para o envio de informação de carga consumida na respectiva máquina. Um exemplo de linha de divisão de carga digital é dado na Figura 32, onde a informação é transmitida via uma rede de comunicação. Quanto a linha de divisão de carga analógica, esta pode ser constituída por pontes de resistores que permitem representar eletricamente a desigualdade de carga entre geradores, como mostrado na Figura 33 (INTERNATIONAL MARINE CONTRACTORS ASSOCIATION, 2010).

Figura 32 – Comunicação Digital entre Reguladores de Velocidade

Fonte: Adaptado de INTERNATIONAL MARINE CONTRACTORS ASSOCIATION (2010)

Figura 33 – Comunicação Analógica entre Reguladores de Velocidade

Fonte: Adaptado de INTERNATIONAL MARINE CONTRACTORS ASSOCIATION (2010)

4.4.3 Modo *Droop* Compensado

O modo *droop* compensado utiliza o SGE para monitorar os geradores conectados e a carga total do sistema, adequando constantemente as características da curva *droop* de cada gerador. Isto é, neste método o SGE está constantemente movimentando as curvas *droop* para cima e para baixo com a intenção de manter uma divisão de carga igual entre geradores e mantendo constante a frequência do sistema com as mudanças de carga (INTERNATIONAL MARINE CONTRACTORS ASSOCIATION, 2010).

Este método também é utilizado quando deseja-se que um gerador assuma quantidade de carga diferente aos demais. Isso é frequentemente chamado de operação em modo assimétrico ou em alvo fixo.

4.5 Modelagem do Sistema de Geração

Baseado no conhecimento teórico previamente mostrado, nesta seção serão apresentadas as premissas adotadas para a obtenção da modelagem computacional da planta de geração de uma unidade DP. Posteriormente serão realizadas simulações com um conjunto moto-gerador operando isolado e também com dois moto-geradores operando em paralelo e dividindo carga. Novamente, as simulações foram implementadas no programa computacional MATLAB® R2015a (versão 8.5) a partir da interface gráfica *Simulink* (*Simscape 3.13 - SimPowerSystems 6.3 - Specialized Technology*).

4.5.1 Sistema de Excitação

Neste trabalho o sistema de excitação dos geradores terá as seguintes características: excitatriz CA com fornecimento da corrente de excitação oriunda dos terminais da máquina, sem escovas e retificador não controlado no eixo da máquina síncrona. Isso foi previamente apresentado na seção 4.3. Quanto ao regulador de tensão, este fará o controle da tensão terminal da máquina através de um controlador Proporcional Integral Derivativo (PID).

Assim, a modelagem do conjunto excitatriz e regulador de tensão será feita utilizando-se o modelo AC8B (INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS, 2006). O diagrama de blocos deste sistema é mostrado na Figura 34.

Detalhamentos deste modelo podem ser encontrados em INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS (2006) e Boldea (2015), como os que seguem: o erro de tensão é oriundo da diferença entre a tensão de referência V_{REF} e da tensão medida V_C . A esta é somada a tensão V_S , oriunda da conexão de um estabilizador, chamado de *Power System Stabilizer* (PSS), caso este seja utilizado no sistema. A resultante é aplicada a um controlador PID e posteriormente há uma função de transferência de ganho K_A e constante de tempo T_A representando a dinâmica do regulador. Os limites

Figura 34 – Modelo de Excitação AC8B

Fonte: Extraído de INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS (2006)

de saída do regulador são função do terminal da máquina V_t , onde $V_{RMIN} = V'_{RMIN} \cdot V_t$ e $V_{AMAX} = V'_{RMAX} \cdot V_t$. A tensão de saída do regulador V_R é aplicada ao sistema que modela a excitatriz CA propriamente dita.

É possível observar a dedução do diagrama de blocos da excitatriz CA em Boldea (2015), onde considera-se que esta se trata de um gerador síncrono atrelado a um retificador não controlado. Resumidamente: na entrada da excitatriz subtrai-se de V_R a tensão V_{FE} , que é dada pela soma de uma parcela proporcional a corrente de campo I_{FD} (multiplicada pelo fator desmagnetizante K_D) e outra parcela proporcional a tensão da excitatriz V_E (multiplicada pelo fator $K_E + S_E(V_E)$, sendo K_E a constante da excitatriz e $S_E(V_E)$ a saturação da excitatriz). A tensão de saída da excitatriz E_{FD} a ser aplicada ao campo do gerador será dada pela multiplicação entre a tensão V_E e o fator de regulação do retificador F_{EX} , que é função da corrente de campo I_{FD} (sendo esta normalizada a partir do fator de carregamento do retificador K_C e da tensão V_E).

4.5.2 Conjunto Motor *Diesel* e Regulador de Velocidade

A modelagem dinâmica do conjunto motor *diesel* e regulador de velocidade foi implementada baseando-se no exposto em Hannett et al. (1982), Yeager e Willis (1993), Luo, Gao e Fu (2011), Grama et al. (2015) e Cuculić, Čelić e Prenc (2016). Ela é apresentada no esquema da Figura 35 e busca representar matematicamente o sistema mostrado previamente na Figura 27, sendo constituída das seguintes partes:

- O conjunto de blocos na entrada do regulador representa o erro obtido da reta de operação em modo *droop*: a partir de determinada velocidade para operação da máquina a vazio ω_{nl} subtrai-se a velocidade medida ω_r e a queda de velocidade proporcionada pela carga no eixo. Isso é mostrado na sequência ao manipular-

se (74), considerando que os valores de frequência, potência e taxa de queda de frequência são dados em pu:

$$P_{ger} = T_{freq} \cdot (f_{nl} - f) \implies f_{nl} - f - P_{ger} \frac{1}{T_{freq}} = 0 \implies \omega_{nl} - \omega_r - P_{ger} \frac{1}{T_{freq}} = 0 \quad (76)$$

- Regulador de velocidade: representado pela função de transferência dada em (77) com ganho K_p e constantes de tempo T_{1r} , T_{2r} e T_{3r} . Sua saída representa o ajuste que deve ser dado no atuador para injeção adequada de combustível;

$$\frac{K_p(1 + T_{3r}s)}{1 + T_{1r}s + T_{1r}T_{2r}s^2} \quad (77)$$

- Atuador: representado pela função de transferência dada em (78) com constantes de tempo T_{1a} , T_{2a} e T_{3a} . A saída do atuador é o fluxo de combustível injetado no motor *diesel* relacionado ao torque a ser fornecido. Notar que neste bloco ocorre a limitação de torque nos valores T_{min} e T_{max} ;

$$\frac{(1 + T_{1a}s)}{s(1 + T_{2a}s)(1 + T_{3a}s)} \quad (78)$$

- Motor *diesel*: representado neste trabalho por um atraso T_d , isto é: o torque solicitado para a máquina térmica levará o intervalo de tempo T_d para ser fornecido no eixo. Para simular a dinâmica completa de um motor *diesel* um modelo de ordem elevada seria necessário, porém quando o propósito é o estudo do transitório de velocidade modelos de ordem muito menor são suficientes (ROY; MALIK; HOPE, 1991).

Figura 35 – Modelagem do Conjunto Motor *Diesel* e Regulador de Velocidade

Fonte: Adaptado de Hannett et al. (1982), Yeager e Willis (1993) e Cuculić, Čelić e Prenc (2016)

4.5.3 Metodologia de Divisão de Carga Ativa

Também implementou-se o controle de divisão de carga ativa simulando o modo *droop* compensado, isto é, entende-se que há um SGE monitorando a potência ativa fornecida por cada gerador em paralelo com o intuito de fazer correções e manter a divisão conforme desejado. Para tanto este ajusta a frequência a vazio de operação do modo *droop* de cada um dos geradores continuamente, como previamente apresentado na seção 4.4.3. A implementação foi realizada da seguinte forma:

- ❑ Monitora-se a potência ativa P_{ger} fornecida individualmente por cada gerador a partir das medições de tensão e corrente e calcula-se a potência ativa total;
- ❑ Com este valor, é obtida a potência ativa que deveria ser fornecida por cada unidade geradora;
- ❑ Sabendo-se a frequência elétrica desejada para o sistema f_{ref} , a potência a ser fornecida P_{ref} e a taxa de queda de frequência T_{freq} utilizada pelo modo *droop*, manipulou-se (74) com o intuito de se obter a velocidade a vazio w_{nl} a ser entrada no regulador de velocidade (dado anteriormente na Figura 35). O equacionamento utilizado é apresentado a seguir (novamente todas as variáveis estão em pu):

$$P_{ref} = T_{freq} \cdot (f_{nl} - f_{ref}) \implies f_{nl} = f_{ref} + P_{ref} \frac{1}{T_{freq}} \implies w_{nl} = f_{ref} + P_{ref} \frac{1}{T_{freq}} \quad (79)$$

A representação deste equacionamento para o caso de dois moto-geradores é dada na Figura 36.

4.5.4 Resultados das Simulações

As simulações foram realizadas utilizando um GST de 11000 V - 7778 kVA. Os parâmetros utilizados na modelagem do sistema de geração foram obtidos em sua maioria de folhas de dados de equipamentos utilizados nestas embarcações e são mostrados no Apêndice B. Para os ganhos e constantes de tempo do sistema de controle de velocidade (regulador, atuador e motor *diesel*), os dados foram obtidos de Hannett et al. (1982). Quanto ao sistema de excitação, foram utilizados os parâmetros apresentados em INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS (2006), com exceção da tensão mínima de saída do regulador de tensão, que foi considerada com valor $V_{RMIN} = 0 \text{ pu}$, como feito em outros trabalhos como em Hannett et al. (1982), Yeager e Willis (1993) e Cuculic, Celić e Prenc (2016). Para as leituras de tensão e corrente foram utilizados filtros passa-baixa com constante de tempo de 20 ms. As cargas utilizadas são de impedância constante, buscando certos patamares de carregamento dos geradores baseando-se em tensão e frequência nominal. Por fim, considera-se nas apresentações gráficas a seguir que a frequência base é 60 Hz e que a tensão base é 11000 kV.

As simulações foram feitas para dois métodos de controle de velocidade e divisão de potência ativa: *droop* e *droop* compensado. Não implementou-se método para divisão de reativos.

As análises de queda e aumento de frequência e tensão serão feitas utilizando-se os ajustes de proteção dados na Tabela 3, oriundos de um estudo de proteção típico para estas unidades. São também mostrados os ajustes para o disjuntor de interligação de barras, com o intuito de se analisar se ocorreria segregação de barramentos.

Tabela 3 – Ajustes de Proteção para Análise da Variação de Frequência e Tensão

Disjuntor de Gerador	
Subfrequência	51 Hz (0,85 pu) - 3,0 s
Sobrefrequência	Não Ajustado
Subtensão	8,8 kV (0,80 pu) - 6,0 s
Sobretensão (Apenas Alarme)	13,2 kV (1,20 pu) - 5,0 s
Disjuntor de Interligação de Barras	
Subfrequência	54 Hz (0,90 pu) - 3,0 s
Sobrefrequência	Não Ajustado
Subtensão	8,8 kV (0,80 pu) - 2,0 s
Sobretensão (Apenas Alarme)	13,2 kV (1,20 pu) - 1,0 s

Caso 1: Degrau de Carga em Moto-Gerador Isolado em Modo *Droop*

Com apenas um GST conectado a barra operando em modo *droop* aplica-se um degrau de 100 % de carga no instante de tempo $t = 1 \text{ s}$. Após estabilização de velocidade e tensão, remove-se 50 % da carga quando $t = 8 \text{ s}$. Os resultados obtidos são dados na Figura 37.

Figura 37 – Caso 1: Degrau de 100 % de Carga em Moto-Gerador Isolado

Pode-se observar que:

- ❑ Quando ocorre o degrau de carga há queda da velocidade para aproximadamente 0,87 pu. A queda de tensão é mais acentuada, para valor pouco superior a 0,80 pu. Ambas as grandezas retornam para dentro de patamares adequados em período inferior a 2 s. Assim, não ocorreria abertura de disjuntor nesta condição;
- ❑ Com o aumento da carga a velocidade de referência passa a ser menor, pois o equipamento se encontra em operação no modo *droop*. O motor se estabiliza nesta nova frequência de referência, dada por 0,96 pu;
- ❑ Após a remoção de carga ocorre aceleração da máquina e aumento da tensão. A velocidade alcança patamar próximo de 1,04 pu enquanto a tensão em 1,11 pu. Para ambos os casos há estabilização em cerca de 1,0 s. Não há ocorrência de alarme por sobretensão;

- Mais uma vez há mudança da velocidade de referência, passando a máquina a operar em 0,98 pu.

Caso 2: Degrau de Carga com Dois Moto-Geradores em Paralelo em Modo *Droop* Compensado

A mesma simulação foi repetida considerando dois conjuntos moto-geradores operando em paralelo. Neste caso passou-se a trabalhar no modo *droop* compensado, isto é, partindo-se do pressuposto que há um SGE verificando a carga total do sistema e corrigindo a velocidade de referência para o controle de cada motor *diesel*. Os resultados desta simulação são dados na Figura 38.

Figura 38 – Caso 2: Degrau de 100 % de Carga com Dois Moto-Geradores em Paralelo

Algumas considerações:

- ❑ Ambos os geradores apresentaram mesmos resultados por serem iguais, com sistemas de controle idênticos;
- ❑ Com o degrau de carga as velocidades atingem um valor mínimo de aproximadamente 0,90 pu. A queda de tensão é novamente mais acentuada, alcançando cerca de 0,83 pu. Ambas as grandezas retornam para dentro de patamares adequados em período inferior a 2 s, portanto não ocorreria abertura de nenhum disjuntor;
- ❑ Nota-se que neste caso as máquinas tem suas velocidades estabilizadas em 1,0 pu, em decorrência da operação em modo *droop* compensado;
- ❑ Após a remoção de carga ocorre aceleração das máquinas e aumento das tensões. As velocidades alcançam patamares próximos de 1,06 pu e as tensões de 1,10 pu. Para ambos os casos há estabilização em cerca de 1,0 s. Nesta situação novamente não ocorreria abertura de disjuntor.

Caso 3: Desligamento de Moto-Gerador

A próxima simulação foi feita considerando-se dois moto-geradores operando em paralelo, em modo *droop* compensado, com 55 % de carga cada. No instante de tempo $t = 1,0$ s ocorre abertura do disjuntor do Gerador 2, simulando uma falha neste equipamento, fazendo com que o Gerador 1 passe a suprir toda a carga solicitada pelo sistema instantaneamente. Os resultados obtidos são mostrados na Figura 39. A análise dos gráficos obtidos permite as seguintes conclusões:

- ❑ Com a desconexão do Gerador 2, a velocidade do Gerador 1 atingiu patamar mínimo de aproximadamente 0,95 pu, enquanto que sua tensão alcançou cerca de 0,90 pu. A estabilização levou menos de 2 s e portanto não ocorre sensibilização das proteções;
- ❑ Novamente a estabilização ocorreu com velocidade e tensão próximos de 1 pu;
- ❑ Quanto ao Gerador 2, há aumento em sua velocidade para cerca de 1,08 pu, com a tensão alcançando 1,12 pu. A análise destes valores não é necessária pois o equipamento está desconectado. Em especial, a redução de velocidade é vagarosa pois não há frenagem na máquina, e esta passa a desacelerar apenas devido à carga mecânica acoplada ao eixo, o que leva cerca de 15 s;
- ❑ O controle de velocidade do Gerador 2 permanece ativo após desconexão desta máquina, o que justifica a manutenção da velocidade em 1 pu após a desaceleração.

Figura 39 – Caso 3: Desconexão do Gerador 2 com Dois Moto-Geradores em Paralelo

Caso 4: Operação em Modo Assimétrico

O último caso a ser analisado é a operação de um gerador em modo assimétrico, isto é: escolhe-se em qual patamar de carga, daquela total sendo suprida, o Gerador 1 passará a operar. Evidente que o Gerador 2 terá que assumir a carga restante. Inicialmente cada moto-gerador, novamente operando em modo *droop* compensado, fornece uma carga de 50 % (totalizando 7 MW). No instante de tempo $t = 1$ s solicita-se que o Gerador 1 passe a operar com 1 MW. O restante da carga é suprida pelo Gerador 2. Os resultados são mostrados na Figura 40 e permitem as seguintes conclusões:

- Tanto a velocidade das máquinas quanto as tensões terminais permanecem estáveis nos valores nominais de 1 pu. De fato, não há ocorrência de degrau de carga, portanto não são esperadas oscilações acentuadas nestas grandezas;

- ❑ Após requisição de operação em modo assimétrico há certa oscilação de carga em ambos os geradores em decorrência da solicitação em degrau. Em todo caso, este efeito não impacta na estabilidade do sistema;
- ❑ A estabilização das potências ativas ocorre em período de aproximadamente 6 s, com o Gerador 1 fornecendo 1 MW e o Gerador 2 com 6 MW;
- ❑ Há um comportamento inverso na divisão de potência reativa, com o Gerador 1 suprindo valor maior que o Gerador 2. De fato não foi implementado nenhum sistema de divisão de reativos, portanto o comportamento não é inadequado.

Figura 40 – Caso 4: Operação do Gerador 1 em Modo Assimétrico

Simulações do Sistema Elétrico de uma Sonda de Perfuração

Com o entendimento e validação dos sistemas de propulsão e de geração de uma plataforma de perfuração é possível realizar simulações do sistema integrado. Para tanto, primeiramente é necessário o acréscimo de outros elementos fundamentais, como transformadores de aterramento e os cabos de interligação dos equipamentos. Além disso, deve-se incluir a dinâmica das demais cargas instaladas, como os sistemas de baixa tensão e de perfuração.

Não será escopo deste trabalho um detalhamento do sistema de controle de posicionamento dinâmico, que trabalha praticamente de forma isolada (informações deste sistema são mostradas na Seção 2.2). Portanto, parte-se do pressuposto que há um sistema de controle solicitando determinadas demandas da propulsão, e os sistemas de propulsão e de potência modelados buscarão atender a tais exigências de carga.

Nas simulações serão utilizados níveis de carga e velocidades dos propulsores obtidos de uma plataforma em operação. Quanto a configuração operacional dos barramentos de alta tensão, as simulações contemplam ambos os modos, isto é, tanto com os barramentos interligados quanto segregados.

Após validação do sistema proposto serão realizadas simulações de falta, aplicando-se curtos-circuitos no sistema teste com o intuito de se observar a reação do mesmo nestas situações.

5.1 Sistema Teste

A modelagem proposta busca representar o diagrama da Figura 41, onde estão destacados três subsistemas:

- Sistema de propulsão: a modelagem dos equipamentos de propulsão segue aquela apresentada no Capítulo 3. Os dados técnicos dos VFDs (que trabalham com a

5.2 Simulações Realizadas

As simulações deste trabalho serão divididas em dois grupos:

- ❑ Sistema sob condições normais de carga: será observado como o sistema completo se comporta sob demandas de carga obtidas em campo. Isso será feito para duas configurações operacionais distintas:
 - Barramentos de alta tensão interligados;
 - Barramentos de alta tensão segregados.
- ❑ Análises de falhas: serão aplicados curtos-circuitos em determinados pontos do sistema elétrico com o objetivo de se analisar como o mesmo reage. Serão feitas as seguintes análises:
 - Curtos-circuitos trifásico e fase-terra na Barra BT 1;
 - Curtos-circuitos trifásico e fase-terra no alimentador do Propulsor 3;
 - Curtos-circuitos trifásico e fase-terra na Barra AT 2;

Como feito previamente, as simulações foram implementadas no programa computacional MATLAB® R2015a (versão 8.5), utilizando a interface gráfica *Simulink* (*Simscape* 3.13 - *SimPowerSystems* 6.3 - *Specialized Technology*).

5.2.1 Simulações com Sistema sob Condições Normais de Carga

Primeiramente serão apresentados os resultados das simulações onde são solicitadas as condições de carga obtidas em campo. Nesta etapa tem-se como principais objetivos confirmar que:

- ❑ Os controles de tensão e de frequência elétrica buscam se adequar aos valores nominais do sistema, tanto com geradores operando isolados quanto em paralelo;
- ❑ A divisão de carga entre os geradores deve ser adequada;
- ❑ Deve-se garantir que os propulsores estão respondendo as solicitações de velocidade comandadas pelo sistema DP.

Caso 1: Operação com Barramentos Interligados

Seguindo as premissas apresentadas na seção 5.1, será observado como reage o sistema completo considerando três geradores conectados aos barramentos de alta tensão, cada um deles utilizando seus respectivos sistemas de controle de tensão e velocidade. Isso

será feito pelo período de 60 s. Considera-se que os barramentos de alta tensão estão interligados (anel aberto), portanto os três moto-geradores trabalham em paralelo, e a divisão de carga ativa é feita via método *droop* compensado, previamente apresentado na seção 4.4.3. Os resultados obtidos da simulação proposta são mostrados na Figura 42.

Figura 42 – Operação com Barramentos Interligados

Observa-se que as tensões e frequências terminais dos geradores oscilam próximas aos valores nominais de 11 kV e 60 Hz e são muito similares, pelo fato de serem utilizados parâmetros elétricos idênticos para os equipamentos. O modo *droop* compensado permite

a divisão de carga ativa aproximadamente igual entre os geradores, mesmo que as cargas sejam distintas entre barramentos.

Além disso, nota-se que os propulsores buscam atender as demandas de velocidade oriundas do sistema de controle DP. Com o intuito de se analisar o comportamento da estratégia DTC, a Figura 43 apresenta os parâmetros de controle do Propulsor 1, isto é, velocidades comandada e obtida, fluxo do estator, torque eletromagnético e tensão do respectivo barramento CC. O comportamento é similar àquele observado na seção 3.3.3.

Figura 43 – Medições do Propulsor 1 com Barramentos Interligados

Caso 2: Operação com Barramentos Segregados

Será apresentada simulação similar àquela mostrada previamente, porém considerando os barramentos de alta tensão segregados, isto é, operando em três sistemas isolados. As solicitações de velocidade dos propulsores e de demanda das demais cargas são as mesmas. Os resultados são mostrados na Figura 44.

Neste caso há diferenças nos valores de tensão e frequência entre cada gerador. De fato, os patamares de carga são distintos dentre os barramentos. Em especial, o nível de carga da Barra AT 2 é inferior aos demais, pois neste barramento não há equipamentos de perfuração instalados. Visto que tanto os patamares quanto as oscilações de carga são mais evidentes nas Barras AT1 e AT3, nota-se que há também maior variação da tensão e frequência nestes sistemas. Em todo caso, estas permanecem oscilando ao redor dos

valores nominais de 11 kV e 60 Hz. Por fim, novamente os propulsores conseguem atender as solicitações de velocidade do sistema de controle de DP.

Figura 44 – Operação com Barramentos Segregados

5.2.2 Simulações de Curto-Circuito

Nesta seção será mostrada a reação do sistema quando há a aplicação de curtos-circuitos em determinados pontos da planta elétrica. Isso permite observar como a falta

se propagará pelo sistema e as consequências após atuação da devida proteção. Para tanto, todas as simulações foram realizadas considerando-se os barramentos de alta tensão Barra AT 1, Barra AT 2 e Barra AT 3 interligados (anel aberto).

As análises desta seção se basearão nos ajustes de proteção mostrados na Tabela 4, oriundos de um estudo de seletividade típico deste tipo de embarcação. São apresentados apenas os ajustes relacionados às faltas analisadas (outros exemplos de ajustes foram mostrados previamente na Tabela 3). Em especial, acrescenta-se que algumas das proteções para faltas fase-terra no barramento de alta tensão são implementadas por relés de proteção nos alimentadores dos transformadores de aterramento. Nestes pontos monitoram-se as correntes de sequência zero e a tensão residual, onde um aumento nestas grandezas é indício do curto-circuito, que comandará abertura dos devidos disjuntores de interligação de barras ou geradores para isolamento da falta.

Tabela 4 – Ajustes de Proteção para Análise de Curto-Circuito

Disjuntor de Gerador	
Sobrecorrente de Fase (Tempo Definido)	673,2 A - 1,0 s
Sobretensão Residual (Tempo Definido)	1588,0 V - 0,7 s
Disjuntor de Interligação de Barras	
Sobrecorrente de Fase (Tempo Definido)	673,2 A - 0,8 s
Sobrecorrente de Sequência Zero (Tempo Definido)	7,0 A - 0,5 s
Disjuntor de Alimentador de Propulsor	
Sobrecorrente de Fase (Tempo Definido)	1010,1 A - 0,2 s
Sobrecorrente de Sequência Zero (Tempo Definido)	0,98 A - 0,1 s

A localização de cada curto-circuito simulado e a configuração dos disjuntores previamente a tais faltas são dadas na Figura 45.

Figura 45 – Pontos de Aplicação dos Curtos-Circuitos

Caso 1: Curto-Circuito Trifásico no Barramento de Baixa Tensão

Nesta simulação aplica-se um curto-circuito trifásico franco na Barra BT 1 no instante de tempo $t = 0,1 \text{ s}$. A Figura 46 apresenta os resultados obtidos.

Figura 46 – Curto-Circuito Trifásico na Barra BT 1

Nota-se que ao aplicar-se a falta a tensão deste barramento é reduzida para zero. Quanto a corrente, alcança-se o valor de pico de 75 kA no primeiro ciclo.

Além disso, esta simulação permite avaliar como a falha se propaga pelo sistema elétrico da unidade. De fato, na Barra AT a tensão de linha V_{ab} cai para $7,93 \text{ kV}$ ($0,72 \text{ pu}$) após $0,1 \text{ s}$ de aplicação da falta. Quanto a Barra BT 3, ocorre queda da tensão de linha V_{ab} para 323 V ($0,73 \text{ pu}$). Esta redução na baixa tensão poderia ser suficiente para desligamento de equipamentos, em especial devido à desenergização de contadoras

de bombas auxiliares dos propulsores. Isso induz a desseleção dos mesmos do controle do sistema DP e, portanto, prejudica a manutenção do posicionamento, o que é uma situação inaceitável com a unidade em operação.

Caso 2: Curto-Circuito Fase-Terra no Barramento de Baixa Tensão

Simulação similar é apresentada nesta seção, porém com a aplicação de um curto-circuito fase-terra franco na Barra BT 1 no instante de tempo $t = 0,1 \text{ s}$. Novamente considera-se a interligação entre os barramentos de alta tensão Barra AT 1, Barra AT 2 e Barra AT 3, e será avaliado como esta falha se propaga pelo sistema elétrico. Os resultados obtidos são mostrados na Figura 47.

Figura 47 – Curto-Circuito Fase-Terra na Barra BT 1

Quanto a Barra BT 1, logo após aplicação da falta há redução significativa das tensões V_{ab} e V_{ca} , visto que o curto-circuito foi aplicado na Fase A. A corrente de pico atinge patamar de 82 kA no primeiro ciclo.

Após $0,1 \text{ s}$ de aplicação da falta, observa-se uma queda da tensão de linha V_{ab} nos barramentos de alta tensão para $9,18 \text{ kV}$ ($0,83 \text{ pu}$), sendo que na Barra BT 3 a tensão de linha V_{ab} reduz para 390 V ($0,89 \text{ pu}$). Portanto, nesta situação as consequências desta falta são de menor gravidade para o restante do sistema elétrico em comparação à situação apresentada anteriormente.

Caso 3: Curto-Circuito Trifásico no Alimentador do Propulsor 3

Desta vez buscou-se analisar o comportamento do sistema na ocorrência de um curto-circuito trifásico franco no alimentador do Propulsor 3 no instante de tempo $t = 0,1 \text{ s}$. De acordo com estudo de seletividade, a proteção de sobrecorrente de fase (tempo definido) atuará após $0,2 \text{ s}$ de sensibilização da falta. Desta forma, a simulação dada na Figura 48 é interrompida previamente a atuação da proteção e desligamento do equipamento.

Nota-se que com a ocorrência da falta a corrente de contribuição de cada GST tem valor de pico de aproximadamente $5,5 \text{ kA}$ no primeiro ciclo. Além disso, a tensão do barramento de alta tensão é reduzida para zero, mantendo-se assim durante toda a falta. Isso induziria ao desligamento de diversos equipamentos, como auxiliares da propulsão (cargas de baixa tensão), e assim as consequências de uma ocorrência deste tipo seriam catastróficas, provocando perda de posição e deriva da embarcação.

Caso 4: Curto-Circuito Fase-Terra no Alimentador do Propulsor 3

Simulação similar a anterior foi realizada, porém considerando-se que o curto-circuito é fase-terra franco no instante de tempo $t = 0,1 \text{ s}$. Nesta situação o estudo de proteção indica atuação da proteção de sobrecorrente de neutro (tempo definido) após $0,1 \text{ s}$ da sensibilização do relé, isolando a falta do barramento de alta tensão.

Os resultados desta simulação são mostrados na Figura 49. A corrente mostrada é a de sequência zero, que será aquela monitorada pelo relé de proteção. Nota-se que esta não possui valor elevado, pois é limitada pelo resistor conectado ao secundário do transformador de aterramento. Mesmo assim, a leitura obtida é suficiente para sensibilização da proteção.

Além disso, são mostradas as tensões de fase neste evento, onde V_a é reduzida a zero logo após aplicação da falta, enquanto que as fases V_b e V_c sofrem aumento. Este comportamento implica que as tensões de linha V_{ab} , V_{bc} e V_{ca} permanecem próximas ao valor nominal de 11 kV . Entretanto, isso pode ser prejudicial a integridade do sistema devido às sobrentensões observadas em algumas das fases e aplicadas aos equipamentos.

Figura 48 – Curto-Circuito Trifásico no Alimentador do Propulsor 3

Figura 49 – Curto-Circuito Fase-Terra no Alimentador do Propulsor 3

Caso 5: Curto-Circuito Trifásico no Barramento de Alta Tensão 2

Previamente neste capítulo observou-se que um curto-circuito trifásico franco em alimentador conectado no barramento de alta tensão culmina em uma situação catastrófica. Assim, nesta seção considera-se que o curto-circuito trifásico aplicado na Barra AT2 no instante de tempo $t = 0,1$ s possui resistência de falta de 3Ω . Após $0,8$ s de início da falta ocorre abertura dos disjuntores de interligação de barras devido a proteção de sobre-corrente de fase (tempo definido). A simulação é encerrada no instante de tempo prévio ao desligamento do Gerador 3 via proteção de sobre-corrente de fase (tempo definido) e início do blecaute, isto é, após $1,0$ s da aplicação do curto-circuito. A Figura 50 sumariza os principais resultados obtidos.

Nota-se que com o início do curto-circuito há um aumento expressivo das correntes de cada gerador, com valor de pico de aproximadamente 1 kA no primeiro ciclo. Quanto a tensão, esta permanece em queda em todo o sistema até o momento de abertura dos disjuntores de interligação de barras (instante de tempo $t = 0,9$ s). De fato, neste ponto o valor rms da tensão Vac medida na Barra AT1 é de 3 kV ($0,27$ pu).

Com a abertura dos disjuntores de interligação há uma tendência de melhora nos níveis de tensão das Barras AT1 e AT3, porém esta não é tão nítida no intervalo de tempo desta análise. Em contrapartida, a Barra AT2 passa por uma perda dos controle de tensão e frequência a partir deste momento, sendo que no instante de tempo prévio ao blecaute ($t = 1,1$ s) os patamares de tensão já se encontram significativamente reduzidos.

Estes resultados mostram que mesmo nesta situação de curto-circuito com resistência de falta de 3Ω os resultados seriam catastróficos, em especial pelo fato de que previamente a abertura dos disjuntores de interligação de barras a tensão do sistema é baixa o suficiente para desligamento de diversos equipamentos substanciais para manutenção do posicionamento da embarcação.

Caso 6: Curto-Circuito Fase-Terra no Barramento de Alta Tensão 2

Desta vez simula-se o curto-circuito franco fase-terra na Barra AT 2 no instante de tempo $t = 0,1$ s. Conforme estudo de proteção, nesta situação comanda-se primeiramente a abertura dos disjuntores de interligação de barras após $0,5$ s do início da falta via proteção de sobre-corrente de neutro (tempo definido), e o desligamento dos respectivos geradores conectados ao barramento em falta após $0,7$ s oriundo da proteção de sobre-tensão residual (tempo definido), sendo ambas as funções monitoradas nos alimentadores dos transformadores de aterramento. A Figura 51 apresenta os resultados da simulação até o instante de tempo previamente ao desligamento do moto-gerador e início do blecaute parcial na Barra AT 2.

Novamente observa-se o baixo nível de corrente de curto-circuito de sequência zero,

Figura 50 – Curto-Circuito Trifásico na Barra AT 2

devido à limitação pela resistência de isolamento. Nota-se que com a abertura dos disjuntores de interligamento de barras há uma redução nesta corrente, visto que menos geradores passam a contribuir para a falta.

Quanto a tensão residual, esta passa a ter valor elevado durante o curto-circuito, garantindo-se a sensibilização da proteção de sobretensão residual. Por fim, nota-se no-

vamente que as tensões das fases sadias B e C no barramento de alta tensão se tornam elevadas durante a falta, de forma similar àquela vista para o curto-circuito fase-terra no alimentador do Propulsor 3.

Figura 51 – Curto-Circuito Fase-Terra na Barra AT 2

Considerações Finais

As plataformas de perfuração figuram como elemento primordial para a exploração de petróleo marítimo. Dentre os tipos de embarcações, há um aumento pela necessidade de unidades dotadas de sistema DP por trazerem grande flexibilidade operacional.

Atualmente neste mercado busca-se obter aumento de eficiência atrelado a redução de custos na operação deste tipo de unidade. Nesta discussão são consideradas questões como a necessidade de redução de consumo de combustível, da emissão de gases de efeito estufa e aumento de confiabilidade operacional.

O primeiro passo para obtenção de tais objetivos é o entendimento de quais equipamentos constituem uma plataforma de perfuração e como estes trabalham. Para tanto, deve-se entender tais plantas elétricas e a reação das mesmas a falhas.

Este trabalho apresentou detalhamentos para a modelagem do sistema elétrico de potência de uma plataforma de perfuração dotada de sistema DP. Inicialmente foi apresentado do que se trata tal sistema, suas classificações, topologias típicas e consumidores contidos no mesmo.

Na sequência aprofundou-se o conhecimento de dois dos principais subsistemas contidos neste tipo de embarcação, isto é: sistemas de propulsão e de potência. Para o primeiro, o controle de velocidade de MITs foi feito a partir da estratégia DTC de três níveis. Com relação ao sistema de potência, entendeu-se o funcionamento dos controles de moto-geradores e do SGE.

Para o sistema de propulsão, a metodologia DTC de três níveis foi implementada computacionalmente e os resultados obtidos mostraram que o modelo proposto responde satisfatoriamente a comandos de velocidade oriundos do sistema de controle de DP.

Quanto ao sistema de potência, as simulações apresentadas neste trabalho refletem situações de *stress* muitas vezes superiores às encontradas em campo, como por exemplo a aplicação de degrau de 100 % de carga de forma instantânea, o que seria difícil a ocorrência em uma situação real. Mesmo assim, o sistema de controle implementado respondeu de forma satisfatória, e portanto isso traz credibilidade ao modelo proposto e que atenderá as futuras simulações de falhas a serem analisadas.

Desta forma, concluiu-se que os principais elementos necessários para a continuidade dos estudos se encontravam bem entendidos, modelados computacionalmente e respondendo de forma esperada e na sequência buscou-se a integração dos mesmos. Foi modelado um sistema completo com a adição dos devidos cabeamentos e transformadores. Também incluiu-se a dinâmica das cargas de baixa tensão e de perfuração, exigindo-se consumo observado em campo. Para os propulsores foram utilizadas as solicitações de velocidade oriundas do sistema DP, também obtidos da mesma unidade durante operação de perfuração. O sistema respondeu conforme esperado, provendo as demandas de potência ativa e reativa, mantendo controle de tensão e frequência e com a devida divisão de cargas entre geradores.

Com o intuito de se obter maiores conhecimentos da planta elétrica de tais unidades e observar o comportamento do modelo proposto, foram simulados curtos-circuitos tanto nos níveis de baixa quanto de alta tensão e mais uma vez as simulações apresentaram resultados dentro daqueles esperados. Estes foram todos realizados com os barramentos de alta tensão operando interligados, com o intuito de se observar a propagação de tais faltas pelo sistema. Tal característica ficou nítida ao se analisar curtos-circuitos trifásico ou fase-terra aplicados aos níveis de baixa tensão. Também avaliou-se as consequências de curtos-circuitos trifásicos nos níveis de alta tensão, que podem culminar na perda de posição da unidade. Por fim, ainda neste mesmo nível de tensão os curtos-circuitos fase-terra possuem corrente de sequência zero com valor baixo em decorrência das resistências de aterramento, porém há como contrapartida a ocorrência de sobretensões nas fases sadias, ou seja, naquelas onde o curto-circuito não é aplicado.

Assim, entende-se que este trabalho apresenta uma modelagem satisfatória da planta elétrica de sondas DP e que esta pode ser utilizada para diversos estudos futuros.

6.1 Continuação da Pesquisa

A modelagem proposta neste trabalho permite a continuação dos estudos a partir das seguintes linhas de pesquisa:

- ❑ Utilizando-se a operação da planta elétrica sob condições de carga operacional é possível obter patamares de consumo de combustível dos conjuntos moto-geradores e as perdas através do sistema. De fato, a preocupação em se reduzir a emissão de gases de efeito estufa é uma realidade para tais embarcações e precisa ser mais detalhadamente estudada;
- ❑ Há o interesse em permitir que as unidades atualmente em operação trabalhem com os barramentos de alta tensão conectados. A modelagem obtida permite entender melhor como as plantas elétricas destas embarcações respondem tanto em patamares

normais de carga quanto sob faltas, e portanto poderá ser utilizado para análises neste sentido;

- Além disso, existem estudos em andamento que buscam a inclusão de bancos de baterias ou outros elementos armazenadores na planta elétrica destas unidades, em especial nos sistemas de alta tensão. Dentre os objetivos há o interesse em observar se estes trazem maior confiabilidade com as unidades operando com barramentos conectados, além de outros efeitos positivos como redução de consumo de combustível e da emissão de gases de efeito estufa. Certamente o modelo apresentado neste trabalho pode servir como insumo para este tipo de estudo;
- Outra linha de estudo futuro é relacionada a operacionalidade dos equipamentos de perfuração. É possível incluir no modelo proposto tais equipamentos de forma mais detalhada e avaliar diversas condições, como a análise da reação do sistema de perfuração quando há faltas na planta elétrica e a possibilidade de instalação de elementos armazenadores nos barramentos de tais equipamentos.

6.2 Divulgação do Trabalho

Ao decorrer deste projeto de pesquisa foi feita a análise de consumo de óleo combustível atendendo determinados perfis de carga de uma unidade em operação no Brasil, utilizando o sistema de alimentação em operação com barramentos segregados ou interligados. Este trabalho gerou um artigo publicado no XII Latin-American Congress on Electricity, Generation and Transmission (ALMEIDA et al., 2017).

Além disso, alguns dos resultados do capítulo final foram apresentados em artigo aprovado para o 2019 IEEE ELECTRIC SHIP TECHNOLOGIES SYMPOSIUM. Neste artigo foram apresentados os resultados com o sistema operando sob condição de carga normal tanto com barramentos segregados quanto interligados, e posteriormente foram apresentadas as simulações de curto-circuito no barramento de baixa tensão e como esta se propaga pelo sistema elétrico (ALMEIDA; MONARO; SALLES, 2019).

Referências

- ALMEIDA, B. de; MONARO, R. M.; SALLES, M. B. Electrical power system modeling of a dynamic positioning drillship. In: IEEE. **IEEE Electric Ship Technologies Symposium, 2019**. [S.l.], 2019.
- ALMEIDA, B. de et al. Análise da eficiência de grupos diesel geradores em uma plataforma de perfuração equipada com sistema de posicionamento dinâmico. 2017.
- AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **Design and analysis of stationkeeping systems for floating structures: API recommended practice 2SK**. [S.l.], 2015.
- BIMAL, K. Bose. **Modern power electronics and AC drives**, 2002.
- BOLDEA, I. **Synchronous generators**. [S.l.]: CRC Press, 2015.
- BORK, K. R. **The rotary rig and its components**. [S.l.]: University of Texas at Austin, 1995.
- BRAY, D. **Dynamic positioning**. [S.l.]: Oilfield Publications Limited, 2003. v. 9.
- BUJA, G. S.; KAZMIERKOWSKI, M. P. Direct torque control of pwm inverter-fed ac motors - a survey. **IEEE Transactions on industrial electronics**, IEEE, v. 51, n. 4, p. 744-757, 2004.
- CARLTON, J. **Marine propellers and propulsion**. [S.l.]: Butterworth-Heinemann, 2012.
- CHAPMAN, S. **Electric machinery fundamentals**. [S.l.]: Tata McGraw-Hill Education, 2005.
- COSSE, R. E. et al. Turbine/generator governor droop/isochronous fundamentals - a graphical approach. In: IEEE. **Petroleum and Chemical Industry Conference (PCIC), 2011 Record of Conference Papers Industry Applications Society 58th Annual IEEE**. [S.l.], 2011. p. 1-8.
- CUCULIĆ, A.; ĆELIĆ, J.; PRENC, R. Marine diesel-generator model for voltage and frequency variation analysis during fault scenarios. **Pomorski zbornik**, Društvo za proučavanje i unapređenje pomorstva Republike Hrvatske, v. 51, n. 1, p. 11-24, 2016.
- FITZGERALD, A. E. et al. **Electric machinery**. [S.l.]: McGraw-Hill New York, 2003. v. 5.

- FOSSSEN, T. I. **Marine control systems: guidance, navigation and control of ships, rigs and underwater vehicles**. [S.l.: s.n.], 2002.
- GASPARETO, R.; REGINATTO, R. Refinamento dos modelos do gerador de indução. **UFRS, Maio de**, 2006.
- GEERTSMA, R. et al. Design and control of hybrid power and propulsion systems for smart ships: A review of developments. **Applied Energy**, Elsevier, v. 194, p. 30–54, 2017.
- GODJEVAC, M. et al. Electrical energy storage for dynamic positioning operations: investigation of three application case. In: IEEE. **Electric Ship Technologies Symposium (ESTS), 2017 IEEE**. [S.l.], 2017. p. 182–186.
- GRAMA, A. et al. Fuel consumption reduction of a diesel-electric power generator. In: IEEE. **Electronics Technology (ISSE), 2015 38th International Spring Seminar on**. [S.l.], 2015. p. 381–384.
- HANNETT, L. et al. Validation of nuclear plant auxiliary power supply by test. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, IEEE, n. 9, p. 3068–3074, 1982.
- IACS. **About IACS > Members**. 2019. Disponível em: <<http://www.iacs.org.uk/about/members/>>.
- INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. **IEEE recommended practice for excitation system models for power system stability studies: IEEE Std 421.5-2005**. [S.l.], 2006.
- INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION. **Analysis techniques for system reliability procedure for failure mode and effects analysis (FMEA): IEC 60812**. [S.l.], 2006.
- INTERNATIONAL MARINE CONTRACTORS ASSOCIATION. **Guidance on failure modes & effects analyses (FMEAs): IMCA M 166**. [S.l.], 2002.
- _____. **Guidelines for the design and operation of dynamically positioned vessels: IMCA M 103 Rev. I**. [S.l.], 2007.
- _____. **A guide to DP electrical power and control systems: IMCA M 206**. 2010.
- INTERNATIONAL MARITIME ORGANIZATION. **Code for the construction and equipment of mobile offshore drilling units, 1989 (1989 MODU CODE)**. [S.l.], 1989.
- _____. **Guidelines for vessel with dynamic positioning systems: MSC/Circ.645**. [S.l.], 1994.
- KRAUSE, P. C.; WASYNCHUK, O.; SUDHOFF, S. D. Analysis of electrical machines and drive systems. **IEEE Wiley**, 2002.
- KUNDUR, P.; BALU, N. J.; LAUBY, M. G. **Power system stability and control**. [S.l.]: McGraw-hill New York, 1994. v. 7.

- LINDTJØRN, J. O. et al. Demonstrating the benefits of advanced power systems and energy storage for dp vessels. In: **Proc. Dyn. Positioning Conf.** [S.l.: s.n.], 2014. p. 1–23.
- LOMBARDI, A. Regulatory frameworks for dynamically positioned vessels operating in closed bustie mode: the grey zone. In: GLOBAL MARITIME. **Marine Operations Specialty Symposium (MOSS), 2016.** [S.l.], 2016. p. 109–119.
- LOUGH, A. Dynamic positioning. 1986.
- LUO, L.; GAO, L.; FU, H. The control and modeling of diesel generator set in electric propulsion ship. **IJ Information Technology and Computer Science**, v. 2, p. 31–37, 2011.
- MARINE TECHNOLOGY SOCIETY. **Technical and operational guidance (TECHOP) TECHOP_GEN_01_(power plant common case failures).** [S.l.], 2012.
- _____. **Technical and operational guidance (TECHOP) TECHOP_ODP_09_(D)(a method for proving the fault ride-through capability of DP vessels with HV power plant.** [S.l.], 2015.
- MCCOY, T. J. Electric ships past, present, and future [technology leaders]. **IEEE Electrification Magazine**, IEEE, v. 3, n. 2, p. 4–11, 2015.
- MESSAIF, I.; BERKOUK, E. M.; SAADIA, N. Ripple reduction in dtc drives by using a three-level npc vsi. In: IEEE. **Electronics, Circuits and Systems, 2007. ICECS 2007. 14th IEEE International Conference on.** [S.l.], 2007. p. 1179–1182.
- MINISTÉRIO DO TRABALHO E PREVIDÊNCIA SOCIAL. **NR 10 - Segurança em instalações e serviços em eletricidade.** [S.l.], 2016.
- PATEL, M. R. **Shipboard electrical power systems.** [S.l.]: CRC Press, 2011.
- ROY, S.; MALIK, O.; HOPE, G. An adaptive control scheme for speed control of diesel driven power-plants. **IEEE Transactions on Energy conversion**, IEEE, v. 6, n. 4, p. 605–611, 1991.
- TAKAHASHI, I.; NOGUCHI, T. A new quick-response and high-efficiency control strategy of an induction motor. **IEEE Transactions on Industry applications**, IEEE, n. 5, p. 820–827, 1986.
- TAN, Z.; LI, Y.; LI, M. A direct torque control of induction motor based on three-level npc inverter. In: IEEE. **Power Electronics Specialists Conference, 2001. PESC. 2001 IEEE 32nd Annual.** [S.l.], 2001. v. 3, p. 1435–1439.
- TANNURI, E. A. **Sistemas de Posicionamento Dinâmico: projeto, análise e novos desenvolvimentos.** Tese (Doutorado) — Universidade de São Paulo, 2009.
- THOMAS, J. E. **Fundamentos de engenharia de petróleo.** [S.l.]: Interciência, 2004.
- VAS, P. **Parameter estimation, condition monitoring, and diagnosis of electrical machines.** [S.l.]: Oxford University Press, 1993. v. 27.

_____. **Sensorless vector and direct torque control**. [S.l.]: Oxford Univ. Press, 1998.

WÄRTSILÄ. 2018. Disponível em: <www.wartsila.com>.

WOODWARD. **Governing fundamentals and power management**. 2004.

YEAGER, K.; WILLIS, J. Modeling of emergency diesel generators in an 800 megawatt nuclear power plant. **IEEE Transactions on Energy Conversion**, IEEE, v. 8, n. 3, p. 433–441, 1993.

ZHANG, Y. et al. An improved direct torque control for three-level inverter-fed induction motor sensorless drive. **IEEE transactions on power electronics**, IEEE, v. 27, n. 3, p. 1502–1513, 2012.

Apêndices

Parâmetros para Simulação do Sistema de Propulsão e Método de Controle DTC

Tabela 5 – Fonte de Tensão Trifásica

Parâmetro	Valor
Tensão	11 <i>kV</i>
Frequência	60 <i>Hz</i>
Resistência	$10^{-9} \Omega$
Indutância	$10^{-9} H$

Tabela 6 – Transformador Trifásico de Três Enrolamentos

Parâmetro	Valor
Tensão	11/1,657/1,658 <i>kV</i>
Potência	5200 <i>kVA</i>
Frequência	60 <i>Hz</i>
Conexão	D(+7,5°)yn11d0 ou D(-7,5°)yn11d0
Resistências	$R_1 = 0,0032 pu, R_2 = 0,0067 pu, R_3 = 0,0020 pu$
Reatâncias de Curto-Circuito	$X_{12} = 0,1056 pu, X_{13} = 0,1069 pu, X_{23} = 0,1525 pu$
Perdas a Vazio	7970 <i>W</i>
Corrente de Excitação a Vazio	0,51 %

Tabela 7 – Motor de Indução Trifásico

Parâmetro	Valor
Tensão	2900 <i>V</i>
Potência	4500 <i>kW</i>
Frequência	48 <i>Hz</i>
Fator de Potência	0,86
Número de pares de pólos	4
Torque Nominal	60129 <i>N.m</i>
Velocidade Nominal	714,7 <i>rpm</i>
Momento de Inércia	380 <i>kg.m²</i>
Fator de Fricção	73,9612 <i>N.m.s</i>
Resistências	$R_s = 0,0142 \Omega, R'_r = 0,0123 \Omega$
Reatâncias Indutivas	$X_s = 0,2560 \Omega, X'_r = 0,2436 \Omega, X_m = 6,27 \Omega$

Tabela 8 – Retificador

Parâmetro	Valor
Modelo dos Diodos	D273-2500-50
Resistência <i>snubber</i>	3,75 Ω
Capacitor <i>snubber</i>	6,67 μF

Tabela 9 – Sistema CC

Parâmetro	Valor
Capacitor de Filtragem	6,4 mF
Resistor de Descarga	6 Ω
Modelo da Chave de Descarga	5SHX 26L4520
Resistência <i>snubber</i>	4 Ω
Capacitor <i>snubber</i>	2 μF
Tensão de Ativação da Chave	5440 V
Tensão de Desativação da Chave	5220 V
Período de Chave Fechada	2 ms
Período de Chave Aberta	7 ms

Tabela 10 – Inversor

Parâmetro	Valor
Indutor (lado CC)	5 μH
Resistor (lado CC)	0,2083 Ω
Capacitor (lado CC)	12 μF
Indutor (lado CA)	1,2 μH
Resistor (lado CA)	12 Ω
Capacitor (lado CA)	250 nF
Modelo das Chaves de Força	5SHY 35L4520
Modelo dos Diodos	D 1031 SH 45T

Tabela 11 – Parametrização do controle DTC

Parâmetro	Valor
Banda de Histere de Torque 1	1 % do Torque Nominal
Banda de Histere de Torque 2	3 % do Torque Nominal
Banda de Histere de Fluxo	3 % do Fluxo Nominal
Frequência Máxima de Chaveamento	20000 Hz
Período de Amostragem	25 μs

Tabela 12 – Controlador de Velocidade

Parâmetro	Valor
Taxa de Aceleração/Desaceleração	714,7 rpm em 20 s
Ganho Proporcional	250
Ganho Integrativo	180 s^{-1}
Período de Amostragem	25 μs

Parâmetros para Simulação do Sistema de Potência

Tabela 13 – Gerador Síncrono Trifásico

Parâmetro	Valor
Tensão	11000 V
Potência Aparente	7778 kVA
Potência Ativa	7000 kW
Frequência	60 Hz
Número de pares de pólos	5
Momento de Inércia	1290 kg.m ²
Fator de Fricção	3,9579 N.m.s
Resistência do Estator	$R_s = 0,0046 \text{ pu}$
Reatâncias Indutivas (Eixo d)	$X_d = 1,708 \text{ pu}, X'_d = 0,278 \text{ pu}, X''_d = 0,171 \text{ pu}$
Reatâncias Indutivas (Eixo q)	$X_q = 0,919 \text{ pu}, X'_q = 0,193 \text{ pu}$
Reatância de Dispersão	$X_l = 0,137 \text{ pu}$
Constantes de Tempo (Curto-Circuito)	$T'_d = 0,983 \text{ s}, T''_d = 0,01216 \text{ pu}, T'_q = 0,0222 \text{ pu}$

Figura 52 – Curva de Saturação do Gerador

Tabela 14 – Regulador de Tensão

Parâmetro	Valor
Ganho Proporcional	$K_P = 20 \text{ pu}$
Ganho Integral	$K_I = K_P/T_d' \text{ s}^{-1}$
Ganho Derivativo	$K_D = 4 \text{ pu.s}$
Constante de Tempo do Controlador	$T_D = 0,2 \text{ s}$
Ganho do Regulador	$K_A = 1 \text{ pu}$
Constante de Tempo do Regulador	$T_A = 0,01 \text{ s}$
Limites do Regulador de Tensão	$V'_{RMIN} = 0 \text{ pu}$ e $V'_{RMAX} = 35 \text{ pu}$

Tabela 15 – Excitatriz

Parâmetro	Valor
Ganho da Excitatriz	$K_E = 1 \text{ pu}$
Constante de Tempo da Excitatriz	$T_E = 1,2 \text{ s}$
Tensão de Saída da Excitatriz Mínima	$V_{EMIN} = 0 \text{ pu}$
Corrente de Campo da Excitatriz Máxima	$V_{FEMAX} = 6,0 \text{ pu}$
Valores da Tensão da Excitatriz	$V_{E1} = 9,0 \text{ pu}$ e $V_{E2} = 6,5 \text{ pu}$
Fator de Saturação	$S_E(V_{E1}) = 3,0 \text{ pu}$ e $S_E(V_{E2}) = 0,3 \text{ pu}$
Fator de Carregamento do Retificador	$K_C = 0,55 \text{ pu}$
Fator Desmagnetizante	$K_D = 1,1 \text{ pu}$

Tabela 16 – Conjunto Regulador de Velocidade e Motor *Diesel*

Parâmetro	Valor
Taxa de Queda de Frequência	$T_{freq} = 25 \text{ pu}$
Regulação de Velocidade	4 % para $f_{fl} = 60 \text{ Hz}$
Ganho do Regulador de Velocidade	$K_p = 18 \text{ pu}$
Constantes de Tempo do Regulador de Velocidade	$T_{1c} = 0,022 \text{ s}$, $T_{2c} = 0,02 \text{ s}$ e $T_{3c} = 0,1 \text{ s}$
Constantes de Tempo do Atuador	$T_{1c} = 0,25 \text{ s}$, $T_{2c} = 0,039 \text{ s}$ e $T_{3c} = 0,009 \text{ s}$
Limitação de Torque	$T_{min} = 0 \text{ pu}$ e $T_{max} = 1,1 \text{ pu}$
Constante de Tempo do Motor <i>Diesel</i>	$T_d = 0,05 \text{ s}$

Parâmetros para Simulação do Sistema Completo

Tabela 17 – Lista de Cabos

Dimensão do Cabo	Impedâncias Z_1 e Z_0		
Modelo 1 - $70mm^2$	$0.2700 + j0.1140 \Omega/km$		
Modelo 2 - $95mm^2$	$0.1950 + j0.1090 \Omega/km$		
Modelo 3 - $120mm^2$	$0.1540 + j0.1060 \Omega/km$		
Modelo 4 - $150mm^2$	$0.1260 + j0.1040 \Omega/km$		
Modelo 5 - $150mm^2$ (BT)	$0.1260 + j0.0850 \Omega/km$		
Equipamento	Modelo do Cabo	Quantidade por Fase	Comprimento
Gerador 1	Modelo 4	2	26 m
Gerador 2			26 m
Gerador 3			29 m
Gerador 4			30 m
Gerador 5			30 m
Gerador 6			28 m
Propulsor 1 (Linha 1)	Modelo 1	2	239 m
Propulsor 1 (Linha 2)	Modelo 2		22 m
Propulsor 2 (Linha 1)	Modelo 4		209 m
Propulsor 2 (Linha 2)	Modelo 2		14 m
Propulsor 3 (Linha 1)	Modelo 4		187 m
Propulsor 3 (Linha 2)	Modelo 2		12 m
Propulsor 4	Modelo 3	1	45 m
Propulsor 5	Modelo 2		42 m
Propulsor 6	Modelo 2		59 m
Transformador BT 1 (Prim)	Modelo 2	1	9 m
Transformador BT 1 (Sec)	Modelo 5	10	17 m
Transformador BT 3 (Prim)	Modelo 2	1	13 m
Transformador BT 3 (Sec)	Modelo 5	10	11 m
Transformador de Aterramento 1	Modelo 1	1	19 m
Transformador de Aterramento 2			21 m
Transformador de Aterramento 3			18 m

Tabela 18 – Transformador Trifásico de Dois Enrolamentos (Sistemas de Baixa Tensão)

Parâmetro	Valor
Tensão	11/0, 45 kV
Potência	2000 kVA
Frequência	60 Hz
Conexão	Dyn11
Resistências	$R_1 = 0,0023 \text{ pu}, R_2 = 0,0037 \text{ pu}, R_m = 441,0143 \text{ pu}$
Reatâncias de Curto-Circuito	$X_1 = X_2 = 0,0317 \text{ pu}, X_m = 332,7653 \text{ pu}$

Tabela 19 – Transformador de Aterramento

Parâmetro	Valor
Tensão	11/0, 22 kV
Potência	55 kVA
Frequência	60 Hz
Conexão	Yn-d aberto
Resistências	$R_1 = 0,0284 \text{ pu}, R_2 = 0,0059 \text{ pu}, R_m = 1311,3633 \text{ pu}$
Reatâncias de Curto-Circuito	$X_1 = X_2 = 0,0528 \text{ pu}, X_m = 3090,5634 \text{ pu}$
Resistência de Aterramento	9 Ω