

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA ELÉTRICA**

**DETERMINAÇÃO DE PARÂMETROS DE MÁQUINA SÍNCRONA ATRAVÉS DE
ABERTURA E FECHAMENTO DE CURTO-CIRCUITO**

JOSÉ VITOR BERNARDES JUNIOR

**Julho de 2015
Itajubá**

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA ELÉTRICA**

JOSÉ VITOR BERNARDES JUNIOR

**DETERMINAÇÃO DE PARÂMETROS DE MÁQUINA SÍNCRONA ATRAVÉS DE
ABERTURA E FECHAMENTO DE CURTO-CIRCUITO**

**Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação
em Engenharia Elétrica como parte dos requisitos para
obtenção do Título de Mestre em Engenharia de Elétrica**

Área de Concentração: Sistemas Elétricos de Potência

Orientador: Edson da Costa Bortoni

**Julho de 2015
Itajubá**

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO
EM ENGENHARIA ELÉTRICA**

JOSÉ VITOR BERNARDES JUNIOR

**DETERMINAÇÃO DE PARÂMETROS DE MÁQUINA SÍNCRONA ATRAVÉS DE
ABERTURA E FECHAMENTO DE CURTO-CIRCUITO**

Dissertação aprovada por banca examinadora em 17 de julho de 2015, conferido ao autor o título **de Mestre em Ciências em Engenharia Elétrica**

BANCA EXAMINADORA:

Prof. Dr. Edson da Costa Bortoni (Orientador)

Prof. Dr. Jonas Guedes Borges da Silva

Prof. Dr. Ângelo José Junqueira Rezek

Prof. Dr. Eduardo Crestana Guardia

Itajubá 2015

Agradecimentos

A Deus em primeiro lugar.

Ao meu orientador e amigo Edson da Costa Bortoni por todo o suporte e incentivo.

A todos os professores da UNIFEI que colaboraram com a minha formação.

A meus pais, José Vitor Bernardes e Maria Célia Chaib de Sousa Bernardes, pelo apoio incondicional.

Aos meus irmãos, Pedro, João Vitor e Gustavo, pela amizade durante este período.

A todos que me ajudaram a realizar este trabalho.

RESUMO

Os tradicionais modelos de máquina síncrona se baseiam na suposição de que as três indutâncias mútuas entre amadura, campo e amortecedor de eixo direto, quando representadas em pu, são iguais. Entretanto, este modelo representa corretamente apenas os circuitos do estator. Os resultados para as grandezas do rotor não convergem com as medições realizadas em uma máquina real. Assim, para uma adequada representação, Canay introduziu um novo modelo de máquina síncrona com uma reatância mútua entre o enrolamento de campo e o amortecedor. Este modelo gera resultados mais fidedignos para a armadura e para o rotor.

Neste trabalho são apresentados métodos para determinação das reatâncias e resistências da máquina síncrona através dos ensaios de curto-circuito trifásico e recuperação de tensão. O modelo identificado considera a reatância mútua extra entre o campo e o amortecedor (X_{FD}). Para tanto, as tensões e correntes da armadura, além da corrente de campo, são registradas. A reatância característica é calculada para ambos os ensaios. O método apresentado para determinar a reatância característica, através do ensaio de recuperação de tensão propriamente dito, não é encontrado na literatura técnica, sendo esta a maior contribuição deste trabalho.

Palavras-chave: Estimação de parâmetros; Máquina síncrona; Modelagem.

ABSTRACT

The commonly used models of the synchronous machine are based on the assumption that, when expressed in per unit, there are one single mutual inductance between armature, field and damper windings of the direct axis. However, the conventional model only represents accurately the stator circuit. The obtained rotor quantities does not agree with measurements in a real machine. Therefore, for a suitable representation, Canay introduced a new model of the synchronous machine with an additional mutual reactance between field and damper windings. This model gives good results for both armature and rotor quantities.

In this work, the short-circuit and voltage-recovery tests for determination of reactances and resistances of a synchronous machine are presented. The identified model considers the extra mutual reactance between field and damper windings (X_{FD}). For this purpose, armature voltage and current, along with field current, are recorded. The characteristic reactance is calculated from both short-circuit and voltage- recovery tests. The method presented to determine the characteristic reactance from the recovery voltage has not been found in the technical literature, being the major contribution of this work.

Keywords: Parameter estimation; Synchronous Machine; Modelling.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Circuito equivalente de eixo direto.

Figura 1.2 - Circuito equivalente de eixo quadratura.

Figura 1.3 - Modelo de máquina síncrona apresentado por Canay.

Figura 1.4 - Circuito com os parâmetros da máquina síncrona.

Figura 2.1 - Algoritmo genérico para identificação de sistemas.

Figura 2.2 - Obtenção da corrente eficaz de curto-circuito.

Figura 2.3 - Tensão eficaz para a rejeição de carga de eixo direto.

Figura 2.4 - Rejeição de carga de eixo quadratura.

Figura 2.5 - Arranjos do ensaio SSFRT.

Figura 3.1 - Tipos de rotor a) rotor da máquina de polos salientes e b) do rotor da máquina de polos lisos.

Figura 3.2 - Máquina síncrona de polos salientes.

Figura 3.3 - Interpretação das indutâncias da máquina – Posição de máximo permeância.

Figura 3.4 - Interpretação das indutâncias da máquina – Posição de mínima permeância

Figura 3.5 - Circuitos da máquina síncrona.

Figura 3.6 - Enrolamentos do estator.

Figura 3.7 - Enrolamentos da máquina síncrona após a transformada de Park.

Figura 3.8 - Circuito de enlaces de fluxos para o eixo direto.

Figura 3.9 - Circuito equivalente da máquina síncrona formado por indutâncias - Eixo direto.

Figura 3.10 - Circuito equivalente da máquina síncrona formado por reatâncias.

Figura 4.1 - Corrente de curto-circuito

Figura 4.2 - Reatância subtransitória de eixo direto.

Figura 4.3 - Circuito para o cálculo da constante de tempo subtransitória de eixo direto.

Figura 4.4 - Reatância transitória de eixo direto.

Figura 4.5 - Constante de tempo transitória de eixo

Figura 4.6 - Reatância equivalente de regime permanente.

Figura 4.7 - Circuito da máquina síncrona para o cálculo da constante de tempo de circuito aberto do período subtransitório.

Figura 4.8 - Circuito da máquina síncrona para o cálculo da constante de tempo de circuito aberto para o período transitório.

Figura 4.9 - Valor eficaz da tensão ao longo do tempo.

Figura 4.10 - Corrente de campo durante o curto-circuito.

Figura 4.11 - Gráfico semilog com a amplitude da componente de frequência fundamental da corrente de campo.

Figura 4.12 - Corrente de campo durante o ensaio de recuperação de tensão.

Figura 4.13 - Gráfico semilog para a corrente de campo no ensaio de recuperação de tensão.

Figura 4.14 - Circuitos elétricos da máquina síncrona.

Figura 5.1 - Bancada utilizada para a realização dos testes.

Figura 5.2 - Gráfico das correntes das fases A, B e C para o ensaio 1.

Figura 5.3 - Gráfico das tensões das fases A, B e C para o ensaio 1.

Figura 5.4 - Gráfico das tensões das fases A, B e C para o ensaio 2.

Figura 5.5 - Gráfico das correntes das fases A, B e C para o ensaio 2.

Figura 5.6 - Gráfico das correntes das fases A, B e C para o ensaio 3.

Figura 5.7 - Gráfico das tensões das fases A, B e C para o ensaio 3.

Figura 5.8 - Gráfico das tensões das fases A, B e C para o ensaio 4.

Figura 5.9 - Gráfico das correntes das fases A, B e C para o ensaio 4.

Figura 5.10 - Correntes de curto-circuito – Ensaio 1.

Figura 5.11 - Recuperação de tensão – Ensaio 2.

Figura 5.12 - Correntes de curto-circuito – Ensaio 3.

Figura 5.13 - Recuperação de tensão – Ensaio 4.

Figura 5.14 - Corrente de campo para o curto circuito – Ensaio 5.

Figura 5.15 - Corrente de campo para o ensaio de recuperação de tensão – Ensaio 6.

Figura 5.16 - Corrente de campo para o curto circuito – Ensaio 7.

Figura 5.17 - Corrente de campo para a recuperação de tensão – Ensaio 8.

Figura 5.18 - Cálculo da corrente de regime permanente (I_{rp}) – Ensaio 1.

Figura 5.19 - Ajuste da reta transitória da corrente da armadura – Ensaio 1.

Figura 5.20 - Ajuste da reta subtransitório da corrente da armadura – Ensaio 1.

Figura 5.21 - Tensão eficaz da armadura para o regime permanente – Ensaio 2.

Figura 5.22 - Tensão eficaz da armadura, determinação de A – Ensaio 2.

Figura 5.23 - Ajuste da reta transitória da tensão da armadura – Ensaio 2.

Figura 5.24 - Ajuste da reta subtransitória da tensão da armadura – Ensaio 2.

Figura 5.25 - Cálculo da corrente de regime permanente (I_{rp}) – Ensaio 3.

Figura 5.26 - Ajuste para a reta transitória da corrente da armadura – Ensaio 3.

Figura 5.27 - Ajuste da reta subtransitória da corrente da armadura – Ensaio 3.

Figura 5.28 - Tensão eficaz da armadura de regime permanente – Ensaio 4.

Figura 5.29 - Tensão eficaz da armadura, determinação de A – Ensaio 4.

Figura 5.30 - Ajuste da reta transitória da tensão da armadura – Ensaio 4.

Figura 5.31 - Ajuste da reta subtransitória da tensão da armadura – Ensaio 4.

Figura 5.32 - Gráfico semilog com a amplitude da componente fundamental da corrente de campo – Ensaio 5.

Figura 5.33 - Gráfico semilog da Corrente de campo – Ensaio 6.

Figura 5.34 - Gráfico para o cálculo das constantes $P1$ e $P2$ – Ensaio 6.

Figura 5.35 - Gráfico semilog com a amplitude da componente fundamental da corrente de campo – Ensaio 7.

Figura 5.36 - Gráfico semilog para o ajusta da componente transitória – Ensaio 8.

Figura 5.37 - Gráfico para o cálculo das constantes $P1$ e $P2$ – Ensaio 8.

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 - Modelos tradicionais de máquinas síncronas previsto no IEE.

Tabela 5.1 - Dados de placa da máquina síncrona

Tabela 5.2 - Parâmetros tradicionais obtidos através dos ensaios

Tabela 5.3 - Parâmetros do circuito equivalente da máquina síncrona.

LISTA DE SÍMBOLOS

V_{Fu}	Tensão de campo, valor eficaz (pu)
V_{Du}	Tensão do enrolamento amortecedor de eixo direto, valor eficaz (pu)
V_{du}	Tensão de eixo direto, valor eficaz (pu)
V_{qu}	Tensão de eixo quadratura, valor eficaz (pu)
V_{Qu}	Tensão do enrolamento amortecedor de eixo quadratura, valor eficaz (pu)
$W_u\lambda_{qu}$	Tensão mocional no eixo direto, valor eficaz (pu)
$W_u\lambda_{du}$	Tensão mocional no eixo quadratura, valor eficaz (pu)
I_{Fu}	Corrente de campo, valor eficaz (pu)
I_{du}	Corrente de eixo direto, valor eficaz (pu)
I_{Du}	Corrente no amortecedor de eixo direto, valor eficaz (pu)
I_{Qu}	Corrente no amortecedor de eixo quadratura, valor eficaz (pu)
I_{qu}	Corrente de eixo quadratura, valor eficaz (pu)
L_{lu}	Indutância de dispersão (pu)
L_{adu}	Indutância mútua de eixo direto (pu)
L_{aqu}	Indutância mútua de eixo quadratura (pu)
L_{FD}	Indutância mútua entre campo e amortecedor de eixo direto (pu)
L_{Fu}	Indutância de dispersão do enrolamento de campo (pu)
L_{Du}	Indutância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo direto (pu)
L_{Qu}	Indutância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo quadratura (pu)
L_{du}	Indutância de eixo direto (pu)
L'_{du}	Indutância transitória de eixo direto (pu)
L''_{du}	Indutância subtransitória de eixo direto (pu)
L_{du}	Indutância de eixo direto (pu)
R_{Fu}	Resistência do enrolamento de campo (pu)
R_u	Resistência da amadura (pu)
R_{Du}	Resistência do enrolamento amortecedor de eixo direto (pu)
R_{Qu}	Resistência do enrolamento amortecedor de eixo quadratura (pu)
X_d	Reatância de eixo direto (pu)
X'_d	Reatância transitória de eixo direto (pu)

X''_d	Reatância subtransitória de eixo direto (pu)
X_{Fu}	Reatância de dispersão do enrolamento de campo (pu)
X_{lu}	Reatância de dispersão (pu)
X_{Du}	Reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo direto (pu)
X_{Qu}	Reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo direto (pu)
X_{ad}	Reatância mútua de eixo direto (pu)
X_{aq}	Reatância mútua de eixo quadratura (pu)
X_{FD}	Reatância mútua entre campo e amortecedor de eixo direto (pu)
X_c	Reatância característica (pu)
R'	Resistência da armadura para o circuito modificado com a reatância característica (pu)
R'_F	Resistência de campo para o circuito modificado com a reatância característica (pu)
R'_D	Resistência do amortecedor de eixo direto para o circuito modificado com a reatância característica (pu)
X_{dc}	Reatância mútua de eixo direto para o circuito modificado com a reatância característica (pu)
X'_{Fcu}	Reatância de dispersão do enrolamento de campo para o circuito modificado com a reatância característica (pu)
X'_{Dcu}	Reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo direto para o circuito modificado com a reatância característica (pu)
T'_d	Constante de tempo transitória de eixo direto (s)
T''_d	Constante de tempo subtransitória de eixo direto (s)
T'_{d0}	Constante de tempo transitória de circuito aberto para o eixo direto (s)
T''_{d0}	Constante de tempo subtransitória de circuito aberto para o eixo direto (s)
T_{kd}	Constante de tempo do fluxo enlaçado no amortecedor de eixo direto
I_{ef}	Corrente da armadura, valor eficaz (A)
V	Tensão da armadura, valor eficaz (V)
V_0	Tensão da armadura antes da aplicação de um distúrbio, valor eficaz (V)
A	Variável que representa o valor inicial do regime subtransitório, valor eficaz (V) ou (A)
B	Variável que representa o valor inicial do regime transitório, valor eficaz (V) ou (A)
C	Variável que representa o regime permanente, valor eficaz (V) ou (A)

h_1	Variável para o cálculo de constantes de tempo relacionadas ao período subtransitório(s)
h_2	Variável para o cálculo de constantes de tempo relacionadas ao período transitório (s)
w	Velocidade angular (rad/s)
t	Tempo (s)
i_F	Corrente de campo, valor instantâneo (A)
i_{F0}	Corrente de campo inicial, valor instantâneo (A)
$Z_{d(s)}$	Impedância operacional de eixo direto
$Z_{d(s)}$	Impedância operacional de eixo quadratura
$L_{d(s)}$	Impedância operacional de eixo direto
$L_{d(s)}$	Impedância operacional de eixo quadratura
$Z_{ab(s)}$	Impedância operacional entre os enrolamentos a e b
$Z_{ac(s)}$	Impedância operacional entre os enrolamentos a e c
$Z_{bc(s)}$	Impedância operacional entre os enrolamentos b e c
$K(s)$	Média das impedâncias operacionais entre as fases do estator
$M(s)$	Variável operacional simulada
a	Enrolamento da fase A
b	Enrolamento da fase B
c	Enrolamento da fase C
A	Eixo magnético da fase A
B	Eixo magnético da fase B
C	Eixo magnético da fase C
F	Enrolamento de campo
D	Enrolamento amortecedor de eixo direto
Q	Enrolamento amortecedor de eixo quadratura
d	Eixo direto
q	Eixo quadratura
0	Eixo de sequência zero
P_d	Permeância de eixo direto
P_q	Permeância de eixo quadratura

K	Coeficiente de proporcionalidade
L_s	Coeficiente de Indutância do estator
L_m	Coeficiente de Indutância mútua estator-rotor
M_s	Coeficiente de Indutância mútua entre os enrolamentos do estator
θ	Ângulo entre o eixo direto e o eixo da fase A
δ	Ângulo de carga
f	Frequência
L_{aa}	Indutância própria da fase A
L_{bb}	Indutância própria da fase B
L_{cc}	Indutância própria da fase C
L_{ab}	Indutância mútua entre as fases A e B
L_{ac}	Indutância mútua entre as fases A e C
L_{bc}	Indutância mútua entre as fases B e C
L_{FF}	Indutância própria de campo
L_{DD}	Indutância própria do amortecedor de eixo direto
L_{QQ}	Indutância própria do amortecedor de eixo quadratura
L_{FQ}	Indutância mútua entre os enrolamentos F e Q
L_{DQ}	Indutância mútua entre os enrolamentos D e Q
M_R	Indutância mútua do rotor
L_{aF}	Indutância mútua entre os enrolamentos a e F
L_{aD}	Indutância mútua entre os enrolamentos a e D
L_{aQ}	Indutância mútua entre os enrolamentos a e Q
L_{bF}	Indutância mútua entre os enrolamentos b e F
L_{bD}	Indutância mútua entre os enrolamentos b e D
L_{bQ}	Indutância mútua entre os enrolamentos b e Q
L_{cF}	Indutância mútua entre os enrolamentos c e F
L_{cD}	Indutância mútua entre os enrolamentos c e D
L_{cQ}	Indutância mútua entre os enrolamentos c e Q
λ_a	Fluxo enlaçado do enrolamento a (Wb espiras)
λ_b	Fluxo enlaçado do enrolamento b (Wb espiras)

λ_c	Fluxo enlaçado do enrolamento c (Wb espiras)
λ_F	Fluxo enlaçado do enrolamento F (Wb espiras)
λ_D	Fluxo enlaçado do enrolamento D (Wb espiras)
λ_Q	Fluxo enlaçado do enrolamento Q (Wb espiras)
i_a	Corrente no enrolamento a, valor instantâneo (A)
i_b	Corrente no enrolamento b, valor instantâneo (A)
i_c	Corrente no enrolamento c, valor instantâneo (A)
i_F	Corrente no enrolamento F, valor instantâneo (A)
i_D	Corrente no enrolamento D, valor instantâneo (A)
i_Q	Corrente no enrolamento Q, valor instantâneo (A)
v_a	Tensão do enrolamento a, valor instantâneo (V)
v_b	Tensão do enrolamento b, valor instantâneo (V)
v_c	Tensão do enrolamento c, valor instantâneo (V)
v_F	Tensão do enrolamento F, valor instantâneo (V)
v_D	Tensão do enrolamento D, valor instantâneo (V)
v_Q	Tensão do enrolamento Q, valor instantâneo (V)
r_a	Resistência do enrolamento a (Ω)
r_b	Resistência do enrolamento b (Ω)
r_c	Resistência do enrolamento c (Ω)
R_F	Resistência do enrolamento F (Ω)
R_D	Resistência do enrolamento D (Ω)
R_Q	Resistência do enrolamento Q (Ω)
R	Resistência da armadura (Ω)
P	Transformada de Park
i_0	Corrente de sequência zero
V_n	Tensão no neutro da máquina síncrona
V_0	Tensão de sequência zero
L_0	Indutância de sequência zero
M_F	Indutância mútua de campo
M_D	Indutância mútua do amortecedor de eixo direto
M_Q	Indutância mútua do amortecedor de quadratura

V_N	Tensão nominal da máquina síncrona (V)
I_N	Corrente nominal da máquina síncrona (A)
V_b	Tensão base (V)
I_b	Corrente base (A)
V_{FN}	Tensão de campo base (V)
I_{FN}	Corrente de campo base (A)
R_b	Resistência base (Ω)
λ_b	Fluxo enlaçado base (Wb espiras)
ω_b	Velocidade angular base (rad/s)
L_b	Indutância base (H)
t_b	Tempo base (s)
E	Tensão no momento do curto-circuito (V)
I'	Corrente transitória inicial da armadura para o curto-circuito (A)
I''	Corrente subtransitória inicial da armadura para o curto-circuito (A)
i_F	Componente fundamental da corrente de campo durante o curto-circuito
amp	Amplitude inicial da componente alternada da corrente de campo durante o curto-circuito
P_1	Variável relacionada ao valor inicial da componente transitória da corrente de campo
P_2	Variável relacionada ao valor inicial da componente subtransitória da corrente de campo
m	Variável que relaciona P_1 e P_2
L_{cu}	Indutância característica (pu)
R_{Dc}	Resistência do enrolamento amortecedor modificado pela reatância característica
R_{Fc}	Resistência do enrolamento de campo modificado pela reatância característica
X_{Fc}	Reatância de dispersão do enrolamento de campo modificado pela reatância característica
X_{Dc}	Reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo direto modificado pela reatância característica
R_p	Resistência <i>shunt</i> (Ω)
V_{sub}	Componente subtransitória da tensão da armadura, valor eficaz (V)
V_{tr}	Componente transitória da tensão da armadura, valor eficaz (V)
I_{sub}	Componente subtransitória da corrente da armadura, valor eficaz (V)
I_{tr}	Componente transitória da corrente da armadura, valor eficaz (A)

- I_{rp} Componente de regime permanente da corrente da armadura, valor eficaz (A)
- u Indica que a grandeza está em pu
- c Indica que o parâmetro foi alterado pela reatância característica

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	1
1.1. Considerações iniciais	1
1.2. Objetivo	4
1.3. Estrutura da dissertação	5
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	6
2.1. Evolução histórica	6
2.2. O processo de identificação	7
2.3 Testes e Ensaios	9
2.3.1 Ensaios no domínio do tempo	10
2.3.2 Ensaios no domínio da frequência	17
3. MODELAGEM DE MÁQUINAS SINCRONAS	21
3.1 Descrição física da máquina síncrona	21
3.2 Modelagem da máquina síncrona	23
3.2.1 Descrição da máquina síncrona de polos salientes	25
3.2.2 Indutâncias da máquina síncrona de polos salientes	23
3.2.3 Equações da máquina síncrona	30
3.3 Transformada de Park	32
3.4 Equações da máquina síncrona no sistema de coordenadas d-q-0	34
3.5 Circuito equivalente da máquina síncrona	39
4. DETERMINAÇÃO DE PARÂMETROS	44
4.1 Introdução	44
4.2 Curto-circuito trifásico	44
4.3 Metodologia para a identificação dos parâmetros pelo ensaio de curto-circuito	49
4.4 Ensaio de abertura do curto-circuito ou de recuperação de tensão	51
4.5 Metodologia para a identificação dos parâmetros pelo ensaio de recuperação de tensão	53
4.6 Cálculo da reatância característica através de ensaio de curto-circuito e recuperação de tensão	55
4.6.1 Curto-circuito	56
4.6.2 Recuperação de tensão	58
4.7 Transformações entre os circuitos	60
5. ESTUDO DE CASO	62
5.1 Preparação dos testes	62
5.2 Procedimentos e realização dos testes	63
5.3 Processamento dos dados obtidos em testes	68
5.4 Cálculo dos parâmetros	83
5.5 Análise dos parâmetros calculados	85
6. CONCLUSÃO	87
REFERÊNCIAS	89

Capítulo 1

Introdução

1.1 Considerações iniciais

Um sistema elétrico de potência (SEP) apresenta diversos componentes necessários para realizar as tarefas de geração, transmissão e distribuição de energia. Como exemplo, pode-se citar os geradores síncronos, os transformadores, as linhas de transmissão, reatores, capacitores, entre outros. Assim, o desenvolvimento de modelos matemáticos que descrevem os fenômenos físicos destes componentes é de vital importância para o estudo e desenvolvimento de um sistema elétrico. Uma vez que, com a utilização de modelos matemáticos que representam os elementos desse sistema, pode-se prever o comportamento do mesmo, possibilitando a realização de simulações sob várias condições operativas. Assim, com esta ferramenta, pode-se estudar formas de melhorar o desempenho do sistema, ajustar controladores, investigar o impacto de possíveis contingências, determinar limites operativos, entre outras importantes funções.

O estudo em particular de cada componente do sistema elétrico de potência a fim de obter modelos fiéis, é alvo de constantes pesquisas devido à grande importância e o peso que estes componentes podem ter. Certamente a implementação de modelos mais exatos que representam corretamente os fenômenos físicos, conduz a simulações mais próximas da realidade. Desta forma, todas as análises e estudos preditivos realizados passam a ser mais confiáveis e consistentes, evitando surpresas indesejáveis.

Entre os componentes deste sistema, destaca-se a máquina síncrona. Muito utilizada como gerador, este elemento apresenta um papel importantíssimo no sistema elétrico. Assim, a sua adequada representação é fundamental para vários estudos. Como exemplo, deve-se destacar o tema estabilidade angular que, resumidamente, analisa o comportamento dinâmico das unidades geradoras.

A estimação dos parâmetros da máquina síncrona tem sido, desde o século passado, alvo de estudos desenvolvidos por vários pesquisadores. Vários métodos de obtenção de parâmetros e diversos modelos representativos têm sido propostos para este importante elemento. Porém, o aumento do poderio computacional ocorrido nas últimas décadas, possibilitou a implementação de novos modelos, métodos e simulações numéricas nunca antes executados. Isso certamente facilitou e impulsionou o desenvolvimento e o aperfeiçoamento dos modelos que, cada vez mais, se aproximam da realidade.

A modelagem matemática da máquina síncrona passa pela construção de circuitos equivalentes de eixo direto e quadratura, e a identificação dos parâmetros que compõem esses circuitos fazem parte dessa modelagem. Em geral, os fabricantes calculam tais parâmetros através de dados de projeto, baseando-se nas dimensões e características físicas dos elementos que compõem a máquina. Por outro lado, existem métodos normatizados de ensaio que permitem a obtenção prática destes parâmetros.

Dentre os métodos de ensaio mais utilizados para obtenção destes parâmetros, destaca-se o ensaio de curto-circuito. Este método é mundialmente aceito e largamente utilizado, pois, é normatizado pelo IEEE (IEEE STD-115, 2010) e pela IEC (ICE 34.4, 1984) há mais de 50

anos. O método consiste, basicamente, na aplicação de degrau nas tensões terminais da máquina a fim de obter um transitório que, ao ser analisado, possibilita a identificação dos parâmetros.

O ensaio de recuperação de tensão é outro importante ensaio normatizado que também é realizado no domínio do tempo. É facilmente executado junto ao ensaio de curto-circuito, vindo sendo, entretanto, pouco utilizado por empresas e pesquisadores. Estando a máquina inicialmente em curto-circuito, o mesmo consiste na aplicação de um degrau nas correntes da armadura a fim de provocar um transitório na máquina, o qual habilita a identificação dos seus parâmetros. Esta identificação se baseia na análise da recuperação da tensão da armadura, justificando o nome dado ao ensaio.

Para se identificar os parâmetros da máquina síncrona com a utilização de um ensaio, é necessário que se tenha um modelo representativo da mesma. Considerando o processo de estimação dos parâmetros, a modelagem é a mais importante e complexa etapa deste processo. Esta exige um profundo conhecimento do sistema, sendo essencial para o sucesso das simulações.

Assim, vários modelos representativos da máquina síncrona foram desenvolvidos. O modelo tradicional, largamente empregado na literatura técnica, apresenta um circuito para o eixo direto e outro para o eixo quadratura da máquina síncrona. Estes são apresentados nas figuras 1.1 e 1.2

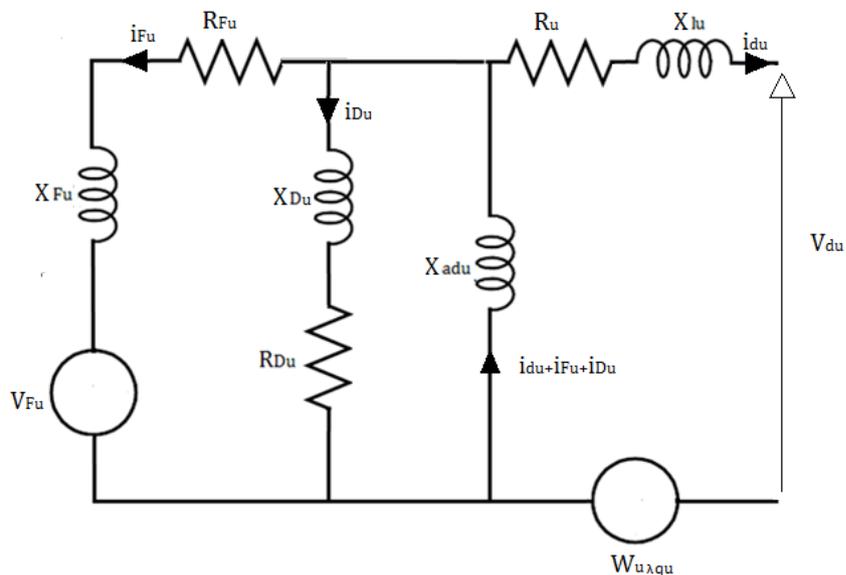


Figura 1.1 - Circuito equivalente de eixo direto.

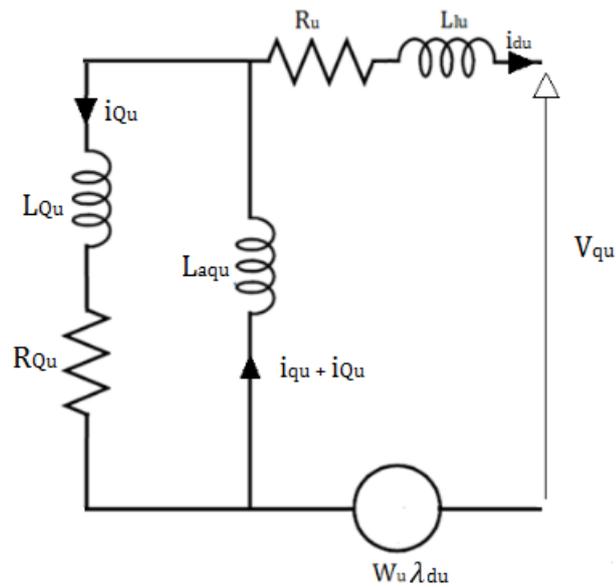


Figura 1.2 - Circuito equivalente de eixo quadratura.

Este modelo é muito utilizado e apresenta ótimos resultados de simulação para todas as grandezas do estator. Porém, o mesmo não ocorre para as grandezas do rotor, como observado por Canay, desde 1969 (Canay, 1969). Neste trabalho, o autor apresenta resultados da aplicação de testes consagrados, como o ensaio de recuperação de tensão, ensaio de curto-circuito trifásico instantâneo, e rejeição de carga. Através destes testes, observou-se grandes discrepâncias quando a corrente de campo da máquina real era comparada com a simulada pelo modelo da figura 1.1. Com a não fidelidade das grandezas do rotor, o autor propôs um novo modelo visando excluir estas diferenças. Neste modelo, apenas o circuito equivalente para o eixo direto é modificado, mantendo-se o eixo quadratura idêntico ao mostrado na figura 1.2. A seguir tem-se na figura 1.3 o modelo de eixo direto proposto por Canay.

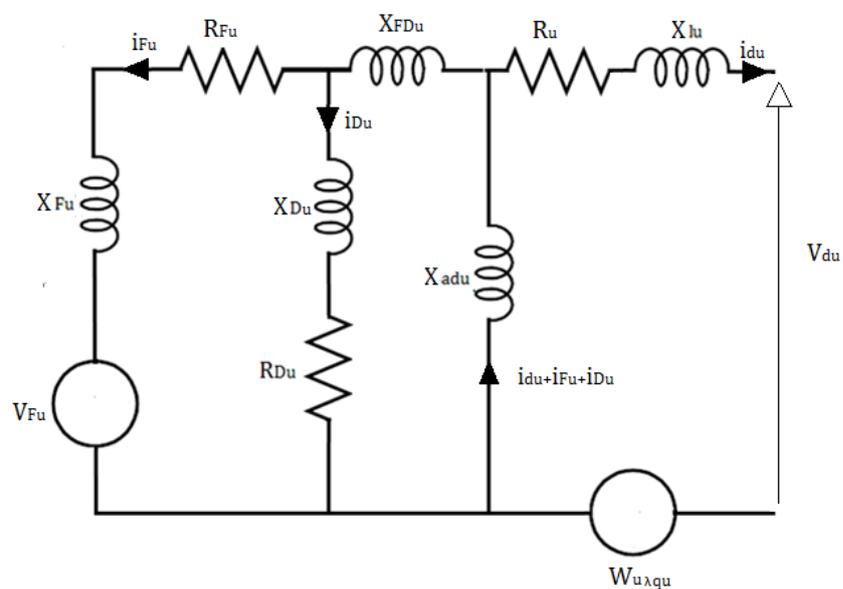


Figura 1.3 – Circuito equivalente de eixo direto proposto por Canay.

Observando o novo modelo, nota-se a presença de uma reatância mútua entre o campo e o amortecedor (X_{FD}). Assim, mais uma variável é inserida no circuito da máquina síncrona, e a identificação deste modelo apenas com as grandezas do estator não é possível. Uma alternativa é identificar a reatância característica (X_c) apresentada na figura 1.4. Esta reatância pode ser obtida através da corrente de campo e sua função é melhorar os resultados das grandezas do rotor. Desta forma, os parâmetros do circuito da figura 1.3 são derivados do modelo que representa a reatância característica, sendo X_{FD} diretamente proporcional a X_c . Também desempenha a mesma função, herdando a responsabilidade de gerar resultados mais satisfatórios para as grandezas do rotor.

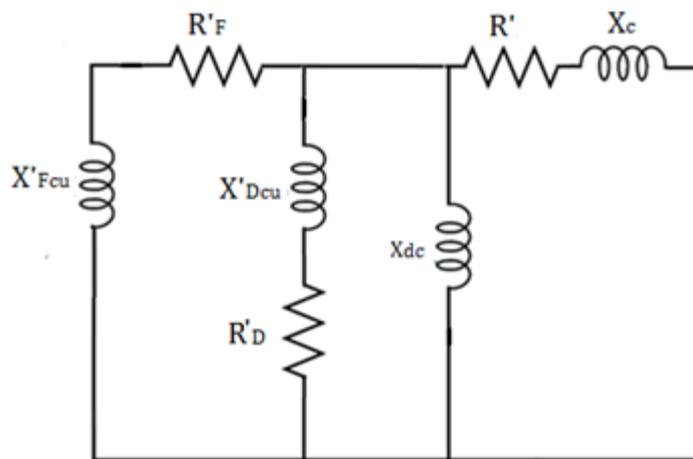


Figura 1.4 - Circuito com os parâmetros da máquina síncrona.

Com base no exposto, é desenvolvida nesta dissertação uma técnica que identifica todos os parâmetros do modelo apresentado por Canay através dos ensaios de curto-circuito e recuperação de tensão. Todavia, a principal contribuição deste trabalho é a identificação do parâmetro X_c através do ensaio de recuperação de tensão.

1.2 Objetivos

O objetivo geral deste trabalho é a obtenção de um circuito equivalente representativo da máquina síncrona que apresente aderência entre as grandezas medidas e simuladas do estator e do rotor. Objetivos específicos são:

- I. Obter os parâmetros da máquina síncrona através dos ensaios de abertura e fechamento de curto-circuito.
- II. Utilizar os dados da corrente de campo para obter a reatância característica através do ensaio de recuperação de tensão.
- III. Realizar a identificação da reatância característica através do ensaio de curto-circuito utilizando dados da corrente de campo.
- IV. Comparar os resultados dos dois ensaios a fim de validar a identificação de X_c através do ensaio de abertura de curto-circuito.

1.3 Estrutura da dissertação

A dissertação é dividida em 5 capítulos. O capítulo presente é a introdução do tema abordado na dissertação. No capítulo segundo, uma extensa revisão bibliográfica é realizada. Nesta são apresentados os principais modelos, métodos e ensaios utilizados para obtenção dos parâmetros da máquina síncrona.

O capítulo terceiro é a modelagem da máquina síncrona. Este capítulo apresenta, passo a passo, todos os procedimentos para a obtenção do circuito equivalente da máquina síncrona. A começar por uma modelagem mais ampla que leva a representação da máquina síncrona com indutâncias variáveis. Passando pela transformada de Park e a representação das equações da máquina no sistema d-q-0. Introduzindo a representação da máquina em pu. E, por fim, chegando ao circuito representativo da máquina.

O capítulo quarto expõe os ensaios e as metodologias utilizadas para a identificação dos parâmetros. São mostrados todos os procedimentos para a realização do ensaio de abertura e fechamento de curto-circuito. Além de apresentar todo o suporte matemático que valida os métodos utilizados para identificar os parâmetros.

O capítulo quinto apresenta os resultados obtidos através de ensaios em laboratório e simulação. Neste, são especificados todos os equipamentos utilizados, desde a máquina síncrona até o sistema de aquisição de dados. São exibidas as rotinas empregadas para o desenvolvimento da pesquisa, assim como os softwares utilizados. São apresentados os resultados obtidos pelos dois ensaios desenvolvidos e feita uma análise dos mesmos. O último capítulo apresenta a conclusão. Nestes são apresentados os resultados alcançados e é desenvolvido uma análise da qualidade dos resultados obtidos. E, por fim, são apontadas as principais contribuições desenvolvidas com a pesquisa, incluindo sugestões para trabalhos futuros.

Capítulo 2

Revisão bibliográfica

2.1. Evolução histórica

O primeiro estudo de grande repercussão foi publicado no ano de 1913 por Blondel. Neste, o autor apresentou uma análise para a máquina síncrona de polos salientes através da decomposição das forças magneto motrizes nos eixos direto e quadratura. Posteriormente, vários estudos baseados no de Blondel surgiram. Alguns deles passaram a explorar assuntos inéditos como é o caso de Doherty e Nickle, em 1926. Eles apresentaram um estudo sobre os harmônicos nas tensões de armadura da máquina síncrona em regime permanente. Neste trabalho os autores observaram que, na condição de regime permanente, a componente fundamental do campo girante tinha a velocidade síncrona. Tendo o rotor como referência, o mesmo é estacionário em relação a componente de 60 Hz do campo girante, apresentando, assim, uma amplitude fixa. Já as componentes harmônicas, apresentavam velocidade relativa em relação ao rotor e por conseguinte amplitude variável.

Mais tarde, Park e Robertson (1928), realizaram um trabalho que classificava e detalhava os parâmetros da máquina passíveis de serem determinados, exemplificando os ensaios necessários para este objetivo. O artigo também apresenta os procedimentos para a realização destes testes. Ensaios muito conhecidos atualmente como o curto-circuito trifásico, recuperação de tensão, teste de baixo escorregamento entre outros são abordados nesta pesquisa.

Posteriormente, Park em outros estudos (1929, 1933) propõe o tratamento generalizado para as máquinas síncrona e assíncrona. Baseando-se em estudos anteriores, desenvolve uma série de equações fundamentais que relacionam tensões com fluxo enlaçado e correntes elétricas com rotação da máquina. Tudo isso graças à mudança de eixos coordenados, obtida através da conhecida transformada de Park que se baseia em uma referência rotacional.

Rankin representa outro notável pesquisador do assunto. No ano de 1945, apresentou um estudo que consolidava a representação da máquina síncrona através de circuitos equivalentes (Rankin, 1945).

Desta forma, os pesquisadores da primeira metade do século XX, apresentaram estudos a fim de consolidar a base teórica da máquina síncrona. A partir daí, com a teoria desenvolvida, diversos ensaios começaram a ser propostos a fim de comparar os resultados reais, com os obtidos através de simulação. Logicamente, as simulações eram baseadas na teoria até então desenvolvida. Assim, certas discrepâncias foram notadas.

Canay (1969) foi o primeiro a tratar deste assunto. Através de vários ensaios, (curto-circuito, recuperação de tensão e rejeição de carga) identificou discrepâncias nas grandezas do rotor. Assim, concluiu que os circuitos equivalentes representativos da máquina síncrona, representavam adequadamente apenas as grandezas do estator. Para representar as grandezas do rotor corretamente, o autor propôs uma nova indutância entre os enrolamentos de campo e amortecedor. Assim, um circuito equivalente da máquina síncrona alternativo foi apresentado. Este apresenta uma mudança apenas no eixo direto, com a inserção de uma indutância mútua

“extra”, entre o campo e o amortecedor. Assim, a sua utilização é indicada quando se deseja ter grandezas do rotor mais próximas do real.

Atualmente, a teoria de máquina síncronas é bem desenvolvida. Vários ensaios são normatizados e o processo de identificação dos parâmetros da máquina é um tema frequente na literatura técnica. Baseado na teoria de identificação de sistemas, o processo de identificação será apresentado a seguir, introduzindo os mais recentes avanços para a obtenção de parâmetros da máquina síncrona. Posteriormente são apresentados os principais ensaios, com descrição dos procedimentos recomendados para a realização dos mesmos.

2.2. O processo de identificação

O processo de identificação de sistemas consiste na formação de um modelo matemático que representa o sistema dinâmico de interesse, no caso, a máquina síncrona. Assim, a partir de dados de entrada e saída, coletados com realização de um ensaio ou pela aplicação de um transitório, o referido modelo pode ser identificado.

A rotina abaixo representa o algoritmo de identificação de sistemas.

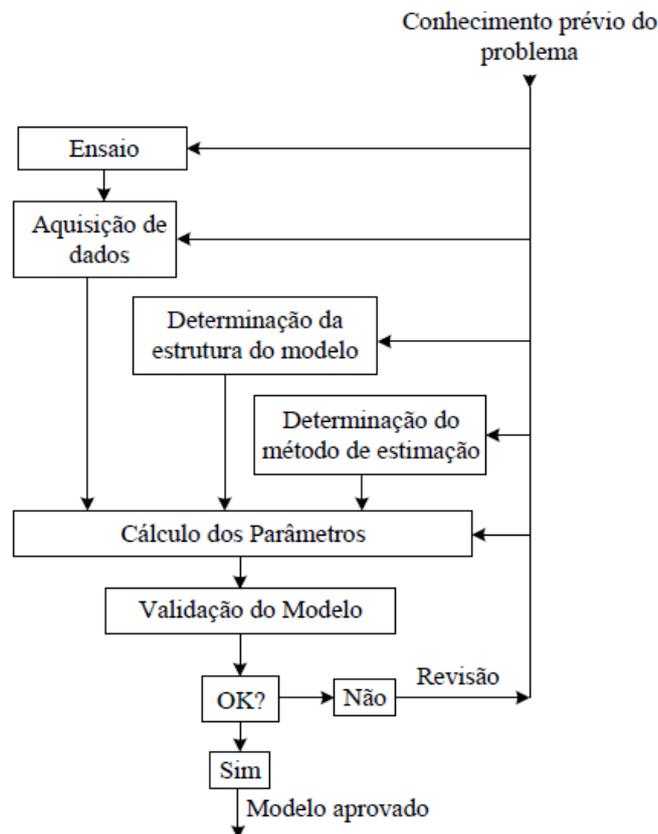


Figura 2.1 – Algoritmo genérico para identificação de sistemas.

O primeiro procedimento de um algoritmo de identificação dos parâmetros de um sistema dinâmico é a aplicação de um transitório neste sistema, a fim de gerar os dados necessários para o passo seguinte. Em geral, mas não necessariamente, este transitório consiste em ensaio sob condições controladas, onde tem-se uma ideia do resultado de sua aplicação.

A aquisição de dados é realizada junto ao ensaio, devendo-se utilizar uma instrumentação a uma taxa de amostragem adequada para coletar os valores das grandezas necessárias. Paralelamente, considerada a etapa mais importante da identificação, procede-se a modelagem do problema. Existem três tipos de modelagem: caixa branca, caixa preta e caixa cinza.

Na primeira, a estrutura do modelo é determinada através de conhecimentos físicos e empíricos. Assim, os parâmetros do modelo têm significados físicos e são identificados pelas medições. Esta é a modelagem mais utilizada e a que apresenta mais sucesso nas simulações. No que diz respeito à modelagem de máquinas síncronas, vários trabalhos foram desenvolvidos, podendo-se citar, como exemplo, as modelagens com circuitos equivalentes de parâmetros concentrados, equações diferenciais, modelo de estado, funções de transferência para representação no domínio da frequência, entre outras.

Mais recentemente, tem-se a modelagem desenvolvida por Wamkeue e Kamwa (2007, e 2008). Nestes trabalhos, os autores realizam uma modelagem inovadora, obtendo variáveis de estados híbridas. Assim, diferentemente dos convencionais modelos de estado controlados por tensão, combina-se tensões e correntes nas variáveis de controle e estados. Em (2.1) pode-se observar o sistema desenvolvido no domínio da frequência.

$$\begin{bmatrix} i_F \\ v_d \\ v_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} h_{ff}(s) & h_{fd}(s) & 0 \\ h_{df}(s) & h_{dd}(s) & 0 \\ 0 & 0 & h_{qq}(s) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_F \\ i_d \\ i_q \end{bmatrix} \quad (2.1)$$

Esta estrutura híbrida é formada por uma matriz de estados onde as variáveis i_F , v_d , v_q estão presentes, uma matriz de transferência $H(s)$, facilmente obtida através dos parâmetros da máquina e por uma matriz de controle, formada pelas variáveis de perturbação v_F , i_d e i_q .

Este sistema é ideal para a simulação dos ensaios de recuperação de tensão e rejeição de carga. Basta aplicar a perturbação na matriz de controle e observar a resposta das variáveis de estado. Neste caso, a corrente de campo é uma variável de saída, de modo a representar adequadamente as grandezas do rotor, obtendo-se resultados confiáveis para rejeições de carga de natureza indutiva e capacitiva.

No segundo tipo de modelagem, como o próprio nome sugere, caixa preta, a estrutura interna é desconhecida ou não é considerada. Assim, os parâmetros do modelo não representam nenhuma consideração física. Desta forma, a análise do sistema ocorre apenas pela observação das relações entre os estímulos de entrada e saída. Artigos que utilizam redes neurais, como os desenvolvidos por Chaudhry e Ahmed-Zaid (1995) e por Rahimpour et al. (2009), são um exemplo típico deste tipo de modelagem.

Uma rede neural, de forma geral, apresenta número de entradas e saídas pré-definidas, assim como o número de camadas. Assim, a partir de dados de entrada e saída, obtidos através de ensaios, estas redes são treinadas para identificar os parâmetros da máquina síncrona. Com um treinamento adequado, há a possibilidade de obter resultados satisfatórios até mesmo na região de saturação (Karrari et al., 2006).

Por fim, o último tipo de modelagem, a caixa cinza, vem sendo desenvolvida nos últimos anos e pode ser compreendida como uma mistura dos dois tipos de modelagem apresentados anteriormente. Este tipo de modelagem apresenta uma estrutura definida, lançando mão de

conhecimentos físicos, tal como a caixa branca, porém os parâmetros são estimados através de medições com a máquina conectada à rede, ou seja, através de ensaios *on-line*.

Voltando ao algoritmo de identificação da fig. 2.1, o passo seguinte à modelagem consiste na determinação dos parâmetros. Existem diversas maneiras de determinar os parâmetros utilizando os dados dos ensaios. Podem-se, por exemplo, utilizar métodos baseados em cálculos simplificados e métodos gráficos de ajuste de curvas. Recentemente, rotinas que realizam a determinação dos parâmetros, conhecidos como estimadores, estão sendo desenvolvidas. Estes estimadores se baseiam em um algoritmo de otimização que visa minimizar uma medida da diferença entre o modelo simulado e os dados obtidos através da máquina real. Existem vários algoritmos que vem sendo utilizados para realizar esta tarefa, tais como mínimos quadrados, filtro de Kalman, máxima *verossimilhança*, dentre outros.

Finalizando o processo de identificação, um ensaio para validação do modelo é oportuno. Este ensaio serve para comparar o desempenho do modelo identificado, com a máquina real. Para tal comparação, é necessário simular as condições que ocorrem no teste, incluindo as de contorno. Por exemplo, o tradicional ensaio de curto-circuito, onde as grandezas observadas são as correntes do estator.

2.3 Testes e Ensaios

A aplicação de distúrbios em sistemas dinâmicos é fundamental para a identificação de suas características. No caso da máquina síncrona, pode-se aplicar este distúrbio de duas formas. Na primeira, aplica-se um sinal senoidal com ampla faixa de variação de frequência e de baixa potência nos seus terminais. A segunda forma consiste em aplicar um degrau em alguma de suas grandezas terminais, verificando os seus efeitos. Porém, uma análise mais criteriosa mostra que as duas formas possuem a mesma base e princípio. Para chegar a esta conclusão, basta analisar a função degrau. A série de Fourier da função degrau é um somatório de funções senoidais com frequências variando em uma ampla faixa. Assim, introduzir um degrau na máquina é o mesmo que aplicar vários sinais senoidais com frequências variadas.

Os distúrbios são aplicados à máquina síncrona através de um ensaio. O ensaio pode ser entendido como a observação do comportamento da máquina síncrona frente a aplicação de um distúrbio.

Os ensaios podem ser divididos de acordo com a conexão da máquina no sistema. Assim, têm-se os ensaios *online* e os *off-line*.

Ensaio *off-line* se caracterizam por serem realizados com a máquina desconectada da rede. Como nem todas as máquinas possuem esta disponibilidade, este fato representa a maior desvantagem destes ensaios. Em contrapartida, os dados obtidos com ensaios *off-line* são significativos, tendo em vista que não há restrição de excitação.

Os ensaios *online* são realizados com a máquina conectada ao sistema. Sua principal vantagem é o fato do ensaio ser realizado sem a desconexão da máquina e em condições de fluxo nominal. Por outro lado, é permitido aplicar somente pequenos distúrbios, sobre a pena de promover instabilidade ao sistema elétrico no qual a máquina está conectada.

2.3.1 Ensaios no domínio do tempo

Os ensaios *off-line*, podem ser realizados no domínio do tempo ou no domínio da frequência. Os ensaios no domínio do tempo se caracterizam pela aplicação de um degrau. Enquanto os ensaios no domínio da frequência, se caracterizam pela aplicação de uma onda senoidal, com variação da frequência em uma ampla faixa. Ou seja, são diferenciados pelo tipo de distúrbio aplicado.

A seguir, tem-se os principais ensaios *off-line* no domínio do tempo, onde serão apresentados de forma resumida, explicando as técnicas, e procedimentos necessárias para a execução de cada um.

- **Curto-circuito instantâneo**

O ensaio de curto-circuito é o mais antigo e utilizado teste para a identificação de parâmetros da máquina síncrona. Desde 1945 a AIEE, que futuramente viria a ser o IEEE, que o método é normatizado (AIEE, 1945). Este ensaio ocorre no domínio tempo e, assim como muitos outros, envolve aplicação de um degrau sobre o componente, a fim de analisar a parte transitória do processo. Devido à mudança abrupta nas correntes e tensões da máquina, o ensaio é caracterizado como transitório. Porém, essa mudança brusca tem a desvantagem de poder causar danos permanentes as máquinas, devido a esforços torcionais e às altas correntes de armadura.

Os procedimentos para a realização do ensaio são previstos nas principais normas técnicas, como a IEEE-115 (2010), ABNT-5052 (1984) e IEC-34.4 (1985), e consideram que a máquina está girando à velocidade síncrona com os terminais em aberto. A tensão terminal, na condição de regime permanente, ou seja, antes da aplicação do curto, deve ser bem menor que a nominal, a fim de evitar o fenômeno da saturação e altas correntes de curto-circuito. Desta forma, a excitação deve ser reduzida, e a tensão na mesma deve ser mantida constante durante todo o ensaio. Assim, aplica-se um curto-circuito trifásico nos terminais da máquina, registrando as variações das correntes da armadura através de um sistema de aquisição de dados. A repetição do ensaio para várias condições de excitação deve ser realizada a fim de observar a influência da saturação, pois com a alteração do ponto de operação os valores dos parâmetros podem sofrer mudanças.

Com o curto nos terminais da máquina, a tensão da armadura vai à zero. Assim o método para identificação dos parâmetros se baseia na avaliação da corrente instantânea da armadura e de seu valor eficaz. O valor eficaz é obtido pela interpolação das envoltórias superior e inferior da curva de corrente instantânea.

Esse processo é apresentado na figura 2.2, onde se tem um gráfico da corrente eficaz devido ao curto-circuito, traçada a partir dos valores instantâneos das correntes de curto-circuito. Também estão representadas as envoltórias superior e inferior, e a componente *DC*.

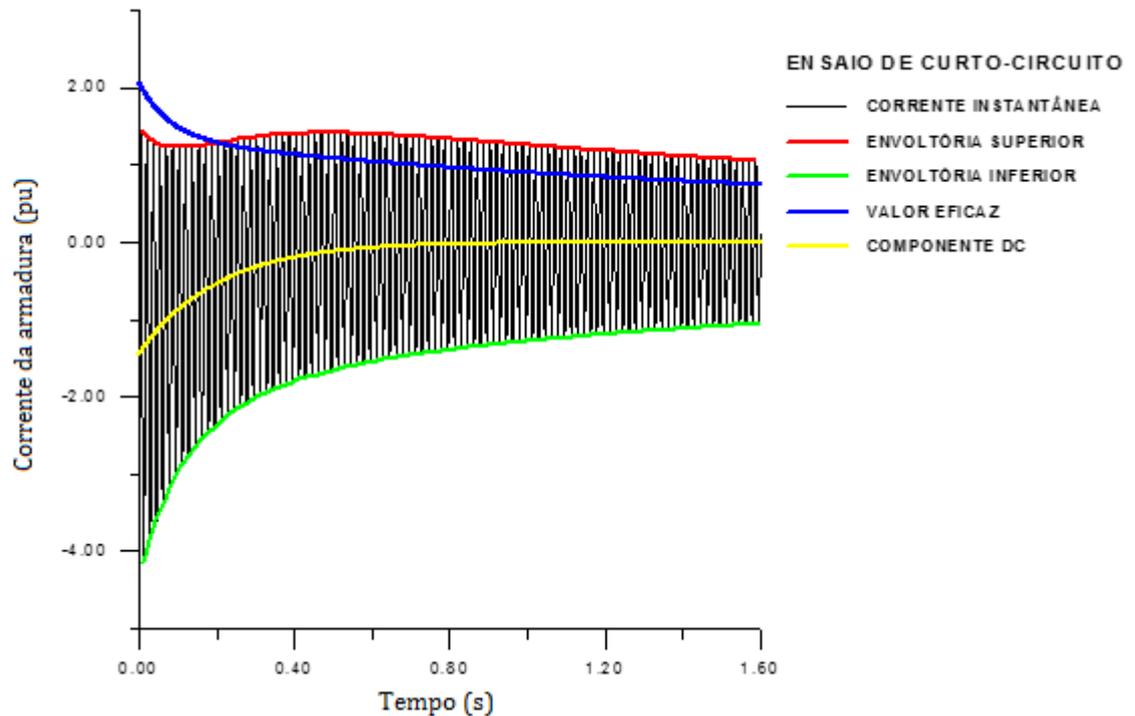


Figura 2.2 - Obtenção da corrente eficaz de curto-circuito.

Assim, com o valor eficaz da corrente, é possível obter parâmetros de regime permanente, transitório e subtransitário de eixo direto.

Desprezando as resistências, tem-se a equação que representa a corrente eficaz da armadura no curto-circuito.

$$I_{ef} = V \left[\frac{1}{X_d} + \left(\frac{1}{X'_d} - \frac{1}{X_d} \right) e^{\left(\frac{-t}{T'_d} \right)} + \left(\frac{1}{X''_d} - \frac{1}{X'_d} \right) e^{\left(\frac{-t}{T''_d} \right)} \right] \quad (2.2)$$

Sendo V a tensão existente na armadura antes da aplicação do curto-circuito, e X_d , X'_d , X''_d , T'_d e T''_d , parâmetros identificados pelo ensaio.

Com base na equação 2.2, pode-se ajustar uma curva para cada período (transitório, subtransitário e regime permanente) a fim de identificar seus respectivos parâmetros.

- **Rejeição de carga**

O ensaio de rejeição de carga surgiu como uma alternativa mais segura ao ensaio de curto-circuito. Enquadra-se também como um ensaio transitório e a análise gráfica da evolução das grandezas elétricas permite a identificação dos parâmetros da máquina síncrona. Este ensaio também é normatizado pela IEEE-115 (2010), ABNT-5052 (1984) e IEC-34.4 (1985). Através deste ensaio é possível determinar os parâmetros de eixo direto e quadratura com rejeições de carga em pontos de carga específicos, sobre ambos os eixos. Desta forma, está ensaio possibilita a identificação de todos os parâmetros da máquina síncrona. A identificação de parâmetros em ambos os eixos e a imposição de menores danos por esforços torcionais, constituem nas duas mais importantes vantagens deste ensaio em relação ao apresentado anteriormente.

O ensaio de rejeição de carga de eixo quadratura é feito com a desconexão de uma carga específica na qual o ângulo de potência da máquina seja igual ao ângulo do fator de potência da carga. A localização desta condição de carga exige a medição do ângulo de potência ou do conhecimento prévio da reatância de eixo em quadratura, caracterizando-se, portanto, como a principal desvantagem deste método. Um procedimento alternativo consiste na rejeição de carga em eixo arbitrário, como o apresentado por Bortoni e Jardini (2002).

O ensaio de rejeição de carga consiste em abrir os disjuntores que conectam a máquina à carga. Para realizar o ensaio deve-se desativar a automação da máquina, excluindo o efeito do regulador de tensão de modo a garantir que a excitação permaneça constante.

São conhecidas três variações deste ensaio. Basicamente, a diferença entre eles, está no ângulo de carga da máquina. Este ângulo varia de acordo com as potências ativa e reativa definidas pela carga. Assim, com a sua variação, tem-se o alinhamento da corrente terminal em diferentes eixos. Desta forma, a identificação dos parâmetros de eixo direto e quadratura podem ser obtidas com a alteração da potência ativa e reativa da carga rejeitada. Com isso, podem-se definir as seguintes rejeições:

1. Rejeição de carga de eixo direto.
2. Rejeição de carga de eixo quadratura.
3. Rejeição de carga de eixo arbitrário.

Para determinar todos os parâmetros da máquina, se faz necessário realizar pelos menos dois ensaios de rejeição de carga. O método utilizado para obter os parâmetros se baseia no transitório da tensão na armadura. Esse período transitório pode ser modelado completamente através dos fenômenos anterior e posterior à rejeição. Desta forma, obtém-se uma equação representativa da tensão da armadura para cada tipo de rejeição. A seguir, são apresentadas as três variações do ensaio de rejeição de carga.

- **Ensaio de rejeição de carga de eixo direto**

Este ensaio é desenvolvido com uma carga de potência ativa nula, ou seja, carga puramente reativa, quando a corrente de armadura está alinhada com o eixo direto e tem-se fluxo na armadura apenas neste eixo. Portanto, são identificados apenas os parâmetros do eixo direto. Assim, considerando-se as condições anterior e posterior a rejeição, tem-se a equação que representa a tensão da armadura para a rejeição de carga de eixo direto.

$$V = V_0 - I_{d0} \left[L_d - (L_d - L'_d) e^{-t/T'_{d0}} - (L'_d - L''_d) e^{-t/T''_{d0}} \right] \quad (2.3)$$

Sendo, V_0 a tensão terminal antes da rejeição, I_{d0} a corrente inicial de eixo direto na armadura, anterior à rejeição, L_d , L'_d e L''_d os valores pu das indutâncias de eixo direto, T'_{d0} e T''_{d0} são a constante de tempo de circuito aberto transitória e subtransitória, respectivamente.

As indutâncias presentes na equação 2.3, podem então ser identificadas. O método gráfico para a identificação se baseia na excursão do valor eficaz da tensão de armadura ao longo do tempo. Este gráfico é apresentado na figura 2.3.

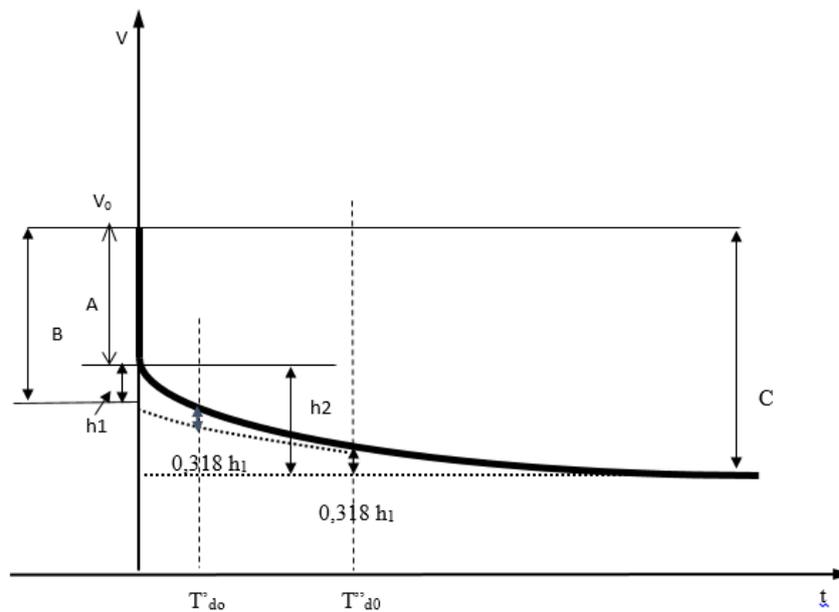


Figura 2.3 - Tensão eficaz para a rejeição de carga de eixo direto.

Considerando o gráfico 2.3, pode-se calcular os parâmetros, como mostrado a seguir:

$$L_d = \frac{A}{I_0} \quad (2.4)$$

$$L'_d = \frac{B}{I_0} \quad (2.5)$$

$$L''_d = \frac{C}{I_0} \quad (2.6)$$

Para evitar sobretensões durante as rejeições de carga devem-se realizar as rejeições de carga com a máquina sub excitada, ou seja, rejeições de carga indutiva. Há também a possibilidade de se rejeitar cargas capacitivas, porém, o comportamento da tensão ao longo do tempo demonstrará uma tensão de regime permanente (final) maior que a tensão antes da rejeição, ou seja, uma exponencial crescente para esta grandeza.

- **Ensaio de Rejeição de Carga de eixo quadratura**

Este ensaio é realizado com uma carga que demanda potência ativa e potência reativa de natureza indutiva ou capacitiva. A máquina deve estar sub excitada e o regulador de velocidade funcionando normalmente, pois, diferentemente da rejeição de eixo direto, havendo potência ativa, com a abertura dos disjuntores, o regulador deve atuar contra a aceleração do conjunto turbina-gerador. Nesse ensaio, a localização do eixo quadratura deve ser feito a fim de se obter uma corrente com componente apenas neste eixo. Assim, a desconexão com a carga deve ser realizada em uma condição em que o ângulo de carga da máquina seja igual ao ângulo do fator de potência da carga.

Os parâmetros de eixo quadratura são obtidos de forma similar ao ensaio anterior. Assim, com a aquisição dos dados da tensão na armadura durante o transitório, é obtido o seu valor eficaz. Considerando a ilustração da figura 2.4, pode-se calcular os parâmetros. A seguir, tem-se a equação que representa a tensão na armadura para a rejeição de carga de eixo quadratura e a figura 2.4.

$$V = V_0 \text{sen}(wt - \delta) - i_{q0} \left[L_q - (L_q - L''_q) e^{-t/T''_{q0}} \right] \cos(wt) \quad (2.7)$$

Sendo L_q , e L''_q os valores pu das indutâncias de regime permanente e subtransitória, e T''_{q0} a constante de tempo subtransitória de circuito aberto, todos de eixo quadratura. Nota-se a presença apenas da corrente quadratura (i_{q0}), antes da rejeição.

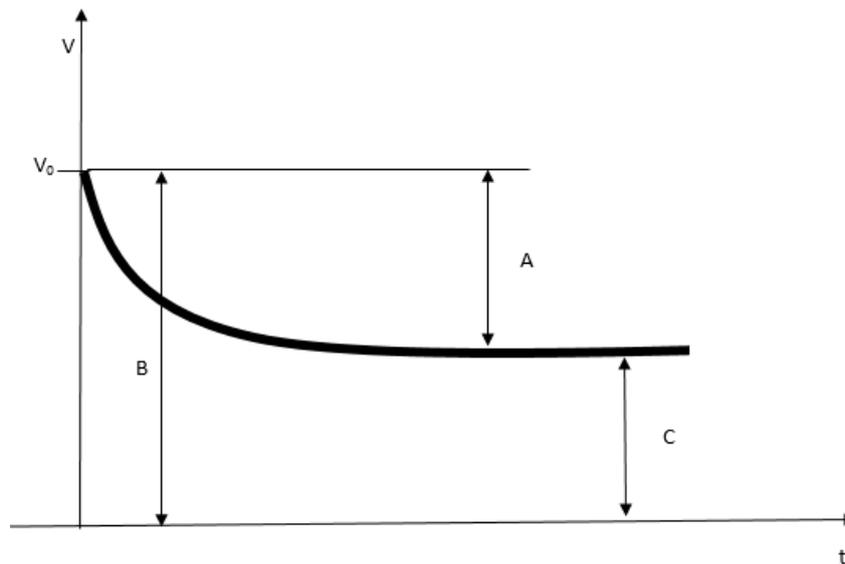


Figura 2.4 - Rejeição de carga de eixo quadratura.

Considerando a figura 2.4, pode-se calcular os parâmetros, como mostrado a seguir:

$$L_q = \frac{\sqrt{A^2 - C^2}}{I_0} \quad (2.8)$$

$$L_q = \frac{\sqrt{A^2 - C^2} - \sqrt{B^2 - C^2}}{I_0} \quad (2.9)$$

- **Ensaio de rejeição de carga de eixo arbitrário**

Neste ensaio não é necessário o alinhamento em qualquer dos eixos. Normalmente é realizado para identificar os parâmetros de eixo quadratura. Haja vista que a rejeição de carga de eixo direto pode ser feita facilmente para obter os parâmetros do eixo direto. O ensaio é realizado a partir da desconexão com a carga no momento em que a corrente de armadura tiver componentes nos dois eixos. Porém, é necessário o monitoramento da tensão terminal, comum a todas as rejeições, e o ângulo de carga no momento anterior a perturbação. Este ângulo é

utilizado para decompor a corrente e a tensão da armadura nos dois eixos. A seguir, tem-se a equação da tensão terminal para esta rejeição.

$$V = V_0 - i_{d0} \left[L_d - (L_d - L'_d) e^{-t/T'_{do}} - (L'_d - L''_d) e^{-t/T''_{do}} \right] \text{sen}(wt) - i_{q0} \left[L_q - (L_q - L''_q) e^{-t/T''_{qo}} \right] \text{cos}(wt) \quad (2.10)$$

Observa-se na equação 2.10 a presença de corrente em ambos os eixos para o instante inicial. Assim, com a obtenção dos parâmetros do eixo direto e o valor do ângulo de carga, podem-se identificar os parâmetros de eixo quadratura. Para isto, é considerado a curva experimental (obtida no ensaio) para a tensão da armadura e a equação 2.7. Assim, utilizando um método numérico que minimize os erros entre estes, obtêm-se os parâmetros de eixo quadratura.

- **Ensaio de recuperação de tensão**

O ensaio de recuperação de tensão é outro importante e reconhecido tipo de ensaio para determinação de parâmetros de máquinas síncronas. Porém, nota-se que o mesmo não vem sendo muito utilizado para realização do processo de identificação dos parâmetros em publicações do gênero, sendo preterido pela grande maioria, que dá preferência ao ensaio de curto-circuito. Desta forma, este teste pode ser explorado, a fim de descobrir vantagens da sua aplicação.

É conhecido também por curto-circuito reverso ou abertura de curto-circuito, pois, no ensaio, a máquina inicialmente está curto-circuitada e vai para a condição a vazio. Sua modelagem matemática pode ser realizada de forma semelhante à do ensaio de rejeição de carga, porém com carga ativa nula, apoiada sobre o eixo direto, resultando em parâmetros do eixo direto somente.

O ensaio é normatizado pelo IEEE (IEEE Std-115, 2009), que indica os seguintes passos para o seu procedimento. Estando a máquina com os terminais curto-circuitados, o regime transitório é iniciado com a remoção do curto em cada fase, simultaneamente. Assim, a recuperação da tensão na armadura deve ser registrada por um sistema de aquisição de dados a fim de obter os parâmetros de eixo direto e as constantes de tempo de circuito aberto. A corrente de campo também deve ser registrada para determinar mais parâmetros.

Assim como no ensaio de curto-circuito, os parâmetros são obtidos por métodos gráficos, porém, a curva de recuperação de tensão é o alvo do tratamento para os cálculos dos parâmetros.

Martin e Tindall (2000), realizam o ensaio de recuperação de tensão e, com a ajuda de um programa computacional, identificam e ajustam a curva de cada período transitório para, finalmente, calcular os valores dos parâmetros. Neste mesmo artigo, os autores consideram que a tensão terminal resultante é basicamente formada por tensões de efeito rotacional, pois o seu valor é bem superior as tensões de efeito transformador. Assim, esta última é desprezada e a tensão terminal é representada apenas pela componente de eixo quadratura, obtendo-se a seguinte equação para a tensão da armadura.

$$V_q = I_0 \left[X_d - (X_d - X'_d) e^{-t/T'_{do}} - (X'_d - X''_d) e^{-t/T''_{do}} \right] \quad (2.11)$$

Sendo I_0 , a corrente antes da abertura do curto.

Com base na equação 2.11, é identificada a reatância de eixo direto (X_d), quando a tensão da armadura entra em regime permanente, conforme a equação 2.12.

$$X_d = \frac{V_{rp}}{I_0} \quad (2.12)$$

Subtraindo-se dos dados a parcela de regime permanente, o software utilizado pelos autores extrai da curva resultante os períodos transitórios e subtransitório, realizando o ajuste de uma curva para cada período através de um algoritmo baseado em mínimos quadrados. Um gráfico em escala semilogaritmica é usado para facilitar o ajuste de curva.

Com as curvas representativas dos períodos transitório e subtransitório, os autores realizaram o cálculo das reatâncias e constantes de tempo da seguinte forma:

A exponencial ajustada para o transitório é representada por: $A_1 e^{B_1 t}$, donde se obtém:

$$X'_d = \frac{A_1}{I_0} \quad (2.13)$$

$$T'_{d0} = \frac{1}{B_1} \quad (2.14)$$

A exponencial ajustada para o subtransitório é representada por: $A_2 e^{B_2 t}$, resultando em:

$$X''_d = \frac{A_2}{I_0} \quad (2.15)$$

$$T''_{d0} = \frac{1}{B_2} \quad (2.16)$$

Sendo A_1 a tensão transitória inicial. A_2 a tensão subtransitória inicial. B_1 e B_2 são valores para o cálculo da constante de tempo transitória e subtransitória de circuito aberto, respectivamente.

Neste ensaio, a ausência de carga provoca o alinhamento do campo girante com o eixo direto, assim os parâmetros de eixo quadratura não são possíveis de serem determinados.

Uma alternativa utilizada pelos autores para obter os parâmetros de eixo direto, é a utilização da variação da corrente de campo durante o ensaio de recuperação de tensão. Esta corrente é representada pela equação 2.17 e, através de um método de ajuste de curva muito semelhante ao apresentado para a tensão da armadura, determina-se os parâmetros da máquina.

$$i_F = i_{F0} - i_{F0} \left[\left(\frac{X_d - X'_d}{X_d} \right) e^{-t/T'_{d0}} - \left(1 - \frac{T_{kd}}{T''_{d0}} \right) e^{-t/T''_{d0}} \right] \quad (2.17)$$

Sendo i_{F0} a corrente antes da abertura do curto e T_{kd} e a constante de tempo do fluxo enlaçado do amortecedor de eixo direto.

2.3.2 Ensaios no domínio da frequência

Os ensaios no domínio da frequência são relativamente recentes. As primeiras publicações versando sobre o assunto datam de 1956 com Sen e Adkins. É interessante lembrar que, inicialmente, os estudos sobre a máquina síncrona para a determinação dos seus parâmetros, eram utilizados para cálculos e estudos na área de proteção. Porém, com a consolidação da teoria de máquinas, representando-a por um circuito equivalente com dois eixos, os estudiosos da área de estabilidade em sistemas de potência notaram a importância da utilização de modelos mais fiéis e exatos. Dandeno (1980) discorre exatamente sobre este tema, enfatizando a importância da estimação dos parâmetros para os estudos de estabilidade. Os circuitos equivalentes, normalmente utilizados para análises de estabilidade no sistema elétrico, eram simples demais. E, através dos ensaios convencionais, não era possível identificar alguns parâmetros quando considerados modelos de ordem mais elevada, os quais eram necessários para os estudos de estabilidade, que exige modelos que represente a máquina da melhor maneira possível, sob a pena de obter simulações equivocadas, não condizentes com a realidade.

Neste cenário, houve um crescimento no número de pesquisadores que passaram a utilizar métodos não convencionais, baseados na resposta em frequência, para a estimação de parâmetros da máquina síncrona. Estes testes, são divididos em três diferentes tipos, mostrados a seguir:

- 1) SSFRT - *Stand Still Frequency Response Test*
- 2) OCFRT – *Open circuit Frequency Response Test*
- 3) OLFRT - *Online Frequency Response Test*

Estes ensaios vêm ganhando importância e popularidade nas últimas décadas devido à qualidade dos resultados e o baixo risco imposto à máquina durante os ensaios. A seguir é feita uma breve descrição de cada um destes ensaios.

- **SSFRT**

É o mais popular e tradicional ensaio de resposta em frequência. Com grande desenvolvimento nos últimos 15 anos, vem apresentando resultados expressivos e de qualidade para estimação dos parâmetros. É padronizado pelo IEEE (IEEE Std-115, 1987). O método se baseia na aplicação de um sinal de baixa potência com a variação de frequência em uma ampla faixa. O ensaio é desenvolvido com máquina em repouso, desconectada do sistema e convenientemente ajustada em uma posição angular. Este arranjo deve alinhar uma fase do estator, com o eixo direto ou o eixo quadratura. Desta forma, aplica-se no estator uma tensão senoidal de modo que a corrente seja da ordem de 0,5% da corrente nominal com frequência variando de 0,001 a 1000 Hz. A figura 2.5, exemplifica dois possíveis arranjos do teste. No primeiro (2.5.a), a fase A do estator está alinhada com o eixo direto. No segundo (2.5.b), a fase

A está alinhada com o eixo quadratura. Um sistema de aquisição de dados é necessário para medir o módulo e o ângulo das tensões e correntes para obter o valor da impedância do circuito.

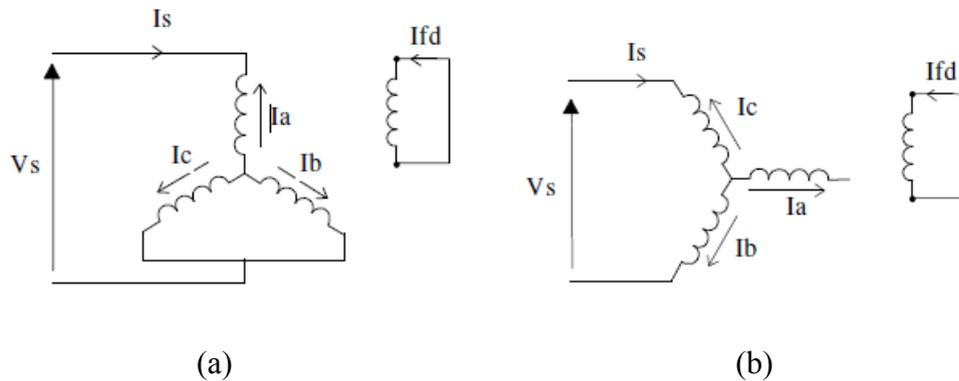


Figura 2.5- Arranjos do ensaio SSFRT.

Com a medição da impedância, é possível estimar os componentes do circuito equivalente, através dos parâmetros operacionais da máquina. Isto é obtido com o levantamento da resposta em frequência destes parâmetros.

Os parâmetros operacionais, mais importantes, são mostrados a seguir. Também são introduzidos os arranjo e procedimentos necessários para o cálculo destes elementos.

Impedância operacional de eixo direto - $Z_d(s)$:

Procedimento: Deve-se aplicar um sinal de tensão senoidal em uma das fases da armadura (fase de referência), estando o enrolamento de campo curto-circuitado e alinhado com a fase de referência, ou seja, a fase deve estar alinhada com o eixo direto. Este sinal deve ter sua frequência variada em uma ampla faixa, a fim de obter a resposta em frequência da impedância operacional. O valor de $Z_d(s)$ é obtido pela razão entre a variação de tensão e a variação da corrente, ambas do enrolamento da armadura. Devido ao arranjo utilizado, tem-se componente apenas no eixo direto. A tensão de campo é nula devido ao curto nos enrolamentos de campo. Assim, tem-se a equação para o cálculo de $Z_d(s)$:

$$Z_d(s) = \left. \frac{\Delta e_d(s)}{\Delta i_d(s)} \right|_{\Delta e_{fd}=0} \quad (2.18)$$

Para obter esta impedância no domínio do tempo, basta aplicar a transformada inversa de Laplace. A seguir, tem-se o diagrama de bode típico desta impedância operacional.

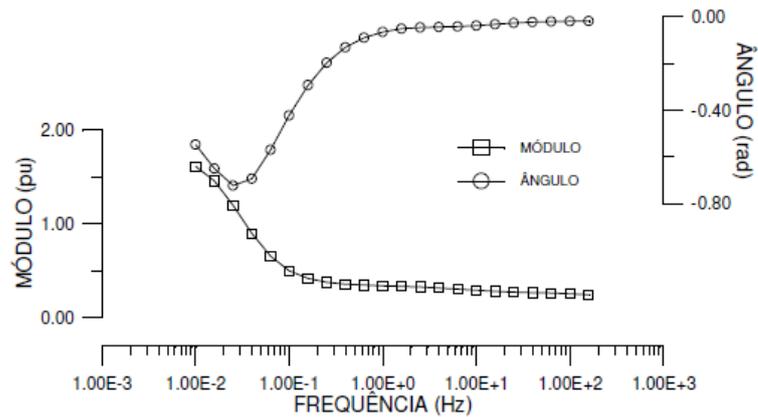


Figura 2.6- Resposta em frequência da impedância operacional de eixo direto.

Impedância operacional de eixo quadratura - $Z_q(s)$:

Procedimento: Deve-se aplicar um sinal de tensão senoidal, de frequência variável, em uma fase de referência para se obter a resposta em frequência $Z_q(s)$, da mesma forma como realizado para a impedância anterior. A diferença, basicamente, está no arranjo utilizado. Neste, a fase de referência deve estar alinhada com o eixo quadratura. $Z_q(s)$ é calculado através da razão entre a variação da tensão, e a variação da corrente. Ambas as grandezas são da armadura e apresentam componente apenas no eixo quadratura. A seguir, tem-se a equação que representa o cálculo para obtenção da impedância operacional de eixo quadratura.

$$Z_q(s) = -\frac{\Delta e_q(s)}{\Delta i_q(s)} \quad (2.19)$$

Outros parâmetros podem ser determinados, sendo alvo de pesquisas recentes. A norma IEE-115, por exemplo, apresenta a identificação da reatância característica, através da utilização deste ensaio. O procedimento é semelhante ao apresentado para estas as impedâncias operacionais.

Como pode ser observado, para a obtenção dos parâmetros $Z_d(s)$ e $Z_q(s)$ é necessário o alinhamento do rotor com os eixos direto e quadratura respectivamente. Como já considerado anteriormente, esse alinhamento, agora com ambos os eixos, não é uma tarefa fácil quando o teste é realizado em máquinas de vários pares de polos, pois um pequeno erro mecânico gera uma diferença grande nos graus elétricos. Bortoni e Jardini (2004), dentro deste contexto, apresentam um procedimento baseado no método de Dalton e Cameron (1952), que não necessita desse alinhamento. O procedimento se resume em manter o rotor em uma posição arbitrária e o campo curto-circuitado. Desta forma, é aplicada uma tensão reduzida entre dois enrolamentos da armadura, alternados dois a dois. A frequência da tensão aplicada deve ser variada em uma longa faixa. Assim, ao final do procedimento, ter-se-á três impedâncias operacionais, Z_{ab} , Z_{bc} e Z_{ca} . Através das equações de decomposição, baseadas nas de Dalton e Cameron, calcula-se $Z_d(s)$ e $Z_q(s)$, da seguinte forma:

$$Z_d(s) = \frac{K(s)+M(s)}{2} \quad (2.20)$$

$$Z_q(s) = \frac{K(s) - M(s)}{2} \quad (2.21)$$

Onde é:

$$K(s) = \frac{Z_{ab}(s) + Z_{bc}(s) + Z_{cs}(s)}{3} \quad (2.22)$$

$$M(s) = \sqrt{(Z_{bc} - K(s)) + \frac{(Z_{ab} - Z_{ca})^2}{3}} \quad (2.23)$$

Assim, tendo-se em mãos o valor da resistência da armadura, os autores calculam as indutâncias operacionais.

$$L_d(s) = \frac{Z_d(s) - R_a}{s} \quad (2.24)$$

$$L_q(s) = \frac{Z_q(s) - R_a}{s} \quad (2.25)$$

- **OCFRT**

Este ensaio é uma variação do anterior, criado com a intenção de contemplar a condição operativa normal da máquina. Situação que não acontece no ensaio SSFRT. Assim, pode-se detectar fenômenos relacionados à indução magnética no rotor e a variação da característica da máquina quando submetida a força centrípeta. Este ensaio deve ser realizado com a máquina girando e desconectada da rede.

Previsto na norma IEEE-115, este ensaio é realizado com a máquina em circuito aberto, ou seja, *off-line*. A tensão da armadura deve estar entre 0,5 e 1 pu e o rotor deve estar girando a velocidade nominal. Desta forma, aplica-se um sinal senoidal de tensão no enrolamento de campo, com frequência variável entre 0,1 Hz até 10 Hz, e são medidas a tensão e a corrente de campo, a velocidade angular e as tensões da armadura.

- **OLFRT**

Este ensaio de resposta em frequência difere do OCFRT por ser um método online. Os procedimentos deste teste são praticamente os mesmos, com a diferença da máquina estar conectada à rede, com tensão na armadura igual a nominal, assim como a velocidade angular e a potência gerada.

Desta forma, aplica-se na excitação uma onda senoidal, com a sua frequência variando na faixa de 1 a 5 Hz. Monitorando a variação das tensões e correntes de campo, velocidade angular, tensão da armadura e valor das potências ativa e reativa. Assim, podem-se identificar os parâmetros da máquina através da resposta em frequência destas grandezas. Este teste pode ser usado para corrigir os parâmetros obtidos no ensaio SSFRT, pois se trata de um ensaio que contempla o funcionamento da máquina na sua real condição operacional. A desvantagem deste método está relacionada à dificuldade da execução e nas incertezas do processo de identificação. Isto se deve primeiramente às dificuldades de tratar os dados obtidos. Adicionalmente, para a identificação dos parâmetros, são considerados os modelos da máquina e do sistema elétrico, o que dificulta o processo.

Capítulo 3

Modelagem de máquinas síncronas

3.1 Descrição física da máquina síncrona

Nesta seção serão apresentados os aspectos físicos da máquina síncrona que influenciam na sua modelagem. Com o objetivo de retratar o elemento modelado serão introduzidos os tipos de máquinas síncronas existentes, seus principais componentes e a interação entre os seus enrolamentos.

A máquina síncrona é um importante elemento do sistema elétrico. Largamente utilizada como gerador síncrono e de fácil operação quando ligada à rede, é o grande responsável pelo fornecimento de energia em um sistema elétrico de potência. A máquina é denominada síncrona por ter seu campo criado no rotor alinhado e em mesma velocidade que o campo girante criado em sua armadura. Esta é certamente a sua característica mais marcante que a diferencia da máquina assíncrona

A máquina síncrona é constituída de uma parte fixa, chamada de estator ou armadura, e uma parte girante, envolvida pela armadura, conhecida como rotor. A armadura é composta basicamente por um núcleo ferromagnético e os enrolamentos da armadura. Estes enrolamentos, normalmente feitos de cobre, possuem três fases a b e c, as quais têm seus eixos magnéticos defasados de 120 graus no espaço. São responsáveis por conduzir as correntes trifásicas alternadas, defasadas entre si de 120 graus no tempo que podem ser geradas pela máquina, no caso do funcionamento como gerador, ou absorvidos da rede, no caso do funcionamento como motor.

O núcleo ferromagnético da armadura é formado pelo empilhamento de lâminas constituídas por material de baixa relutância, normalmente ferrosilício, para evitar correntes parasitas. Em ranhuras, localizadas no interior do núcleo ferromagnético, são alojados os enrolamentos da armadura.

Já o rotor, no caso do funcionamento como gerador, é acoplado a uma máquina primária que fornece energia mecânica no eixo. Normalmente, esta máquina primária é uma turbina ou um motor. A frequência da tensão induzida nos enrolamentos da armadura é diretamente proporcional à velocidade angular do eixo, rotor-turbina, e ao número de pares de polos magnéticos do rotor.

O rotor é constituído de um núcleo ferromagnético e de enrolamentos de cobre que constitui o enrolamento de campo. Este é alimentado por corrente contínua e é responsável pela excitação da máquina. Assim, os polos do rotor são envolvidos por esses enrolamentos e, ao serem percorridos por corrente contínua, são magnetizados, originando o campo magnético principal da máquina. Este é conhecido como campo magnético de excitação.

O conjunto de enrolamentos curto-circuitados, construídos na face dos polos do rotor, têm como função principal amortecer eventuais transitórios eletromagnéticos sofridos pela máquina. Estes enrolamentos são conhecidos como enrolamentos amortecedores. Assim, durante eventuais perturbações com variação de velocidade, ocorrem indução de correntes elétricas nestes enrolamentos que, agindo em oposição ao fenômeno que as criaram, irão ajudar

no amortecimento do sistema. Desta forma, estes são responsáveis por melhorar as características de estabilidade de um sistema elétrico de potência. Durante o regime permanente, estes enrolamentos, teoricamente, ficam em repouso. No caso de um motor síncrono, estes enrolamentos são responsáveis pela partida da máquina.

Quanto aos aspectos construtivos do rotor, apesar de alimentado por corrente contínua e não sofrerem com as correntes parasitas, em uma situação operativa normal e equilibrada, o seu núcleo ferromagnético também deve ser laminado (Doherty e Nickle, 1926). Assim, operando com cargas desbalanceadas, e conseqüentemente com a presença de harmônicos de frequências diferentes da síncrona, a laminação reduz o efeito das correntes parasitas induzidas no rotor.

O tipo construtivo do rotor caracteriza os dois tipos de máquina síncrona existentes; máquina síncrona de polos lisos e máquina síncrona de polos salientes. A primeira apresenta um rotor cilíndrico, com poucos polos e praticamente sem saliências. Neste caso, o entreferro, região entre o rotor e a armadura, permanece praticamente constante. A segunda apresenta uma saliência visível, podendo apresentar vários polos, e um entreferro variável.

O gerador síncrono de polos salientes é utilizado em usinas hidroelétricas. Já o gerador síncrono de polos lisos é utilizado nas usinas termoelétricas. Nas hidroelétricas, devido a aspectos mecânicos, como a baixa velocidade do conjunto turbina-gerador, a máquina pode apresentar grandes dimensões para o seu diâmetro e vários números de polos. Para se ter uma ideia, os geradores de Itaipu de 700 MW, possuem 39 pares de polos. O raio externo do rotor é de 7,98 m. A parte brasileira, de 60 Hz, gira a 92,3 rpm. Nas termoelétricas, a dinâmica é completamente diferente e o conjunto turbo-gerador é de alta velocidade. Na maioria das vezes opera a 1800 ou 3600 rpm. Assim, o diâmetro dos geradores síncronos deve ser reduzido e o números de polos não é superior a 4. Por exemplo, na usina nuclear de Angra II, o gerador de 1458 MW tem 4 polos, velocidade de 1800 rpm e um rotor com 90 cm de raio. Porém, quando o assunto é comprimento, os geradores de polos lisos são bem maiores. O gerador de Itaipu tem apenas 3,53 m de comprimento, contra 7,6 m do de Angra II.

Atualmente, devido aos modernos recursos de corte de lâminas metálicas, pode-se encontrar rotores cilíndricos com até quatro pares de polos em centrais hidrelétricas.

Existem também algumas diferenças construtivas entre estes dois tipos de rotor. No de polos salientes, o rotor é formado por um núcleo de material qualquer, sem propriedades magnéticas (normalmente o ferro), envolvido por uma camada de material ferromagnético (ferro silício), para reduzir os custos de fabricação. O enrolamento de campo é alojado nos espaços entre os polos. Os amortecedores são alocados na ponta dos polos magnéticos, região conhecida como sapata polar. Na máquina de polos lisos, o rotor é maciço, ou seja, todo de material ferro magnético. O enrolamento de campo é distribuído em ranhuras situadas ao longo do rotor e os amortecedores, quando fisicamente existem, estão localizados em todo seu perímetro.

A seguir tem-se a figura 3.1, que ilustra estes dois tipos de rotores.

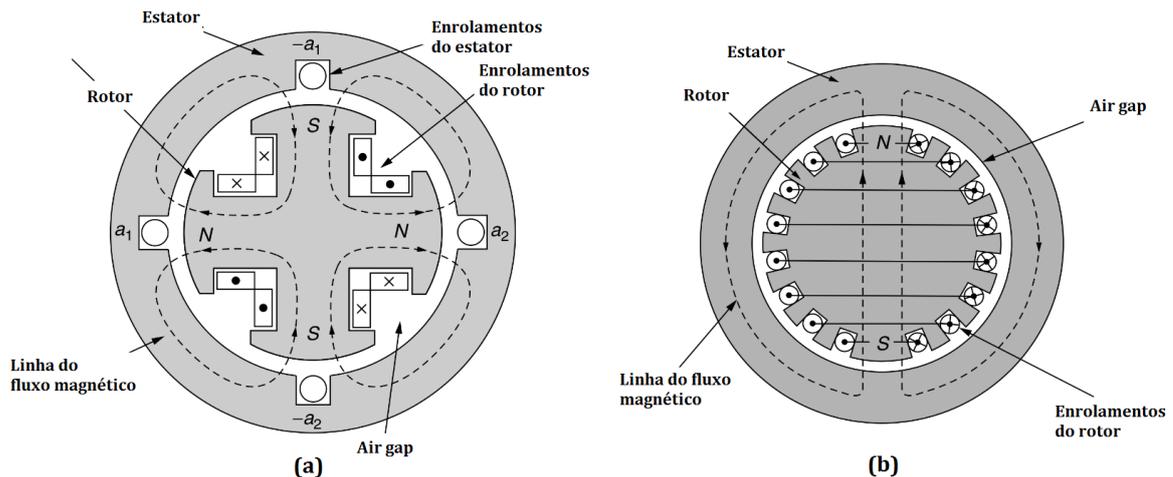


Figura 3.1 - Tipos de rotor (a) rotor da máquina de polos salientes e (b) do rotor da máquina de polos lisos.

3.2 Modelagem da máquina síncrona

Na engenharia, a modelagem de um elemento, seja ele qual for, é uma representação matemática simplificada dos fenômenos reais que ocorrem no mesmo. Portanto, o conceito teórico de cada parte constituinte deste elemento e o seu princípio de funcionamento como um todo, são fundamentais para uma modelagem adequada e, conseqüentemente, importantes para o sucesso das simulações.

Existem vários modelos de máquinas síncronas, com diferentes níveis de detalhamento. Nos modelos mais utilizados, a diferença está basicamente na complexidade da representação dos circuitos do rotor. Desde o modelo clássico, mais simples, representado apenas por uma fonte de tensão constante em série com a impedância de regime permanente, até os modelos mais complexos com sistema de excitação e vários circuitos amortecedores.

O IEEE (IEEE STD-1110, 2002) adota um padrão na classificação destes modelos tradicionais. O primeiro dígito representa o número de enrolamentos no eixo direto, enquanto o segundo dígito indica o número de enrolamentos no eixo quadratura. A seguir, tem-se a tabela 3.1, com os modelos de máquinas mais tradicionais previstos pelo IEEE.

O modelo (1.0), também conhecido como $E'q$, foi o primeiro modelo a representar o sistema de excitação da máquina. Podem haver modelos com mais de três enrolamentos amortecedores no eixo direto e quadratura.

A escolha adequada do modelo está diretamente relacionada ao propósito da sua aplicação. Por exemplo, no caso de um estudo no regime permanente, como é o caso do fluxo de potência, a representação do gerador síncrono através do modelo clássico é suficiente. Seria desnecessário representar os parâmetros transitórios e subtransitório do gerador em um estudo no regime permanente. O mesmo vale para uma fonte de tensão variável. Ambos são irrelevantes para este tipo de aplicação. Segundo Dandeno (1986), os modelos de máquinas também podem ser classificados de acordo com a sua finalidade. Assim, temos quatro categorias:

Tabela 3.1 - Modelos tradicionais de máquinas síncronas previsto no IEE.

Modelo	Número de enrolamentos de campo	Número de enrolamentos amortecedores de eixo d	Número de enrolamento amortecedor de eixo q
Modelo clássico (0.0)	0	0	0
Modelo (1.0)	1	0	0
Modelo (1.1)	1	0	1
Modelo (2.0)	1	1	0
Modelo (2.1)	1	1	1
Modelo (2.2)	1	1	2
Modelo (3.2)	1	2	2
Modelo (3.3)	1	2	3

1. Curto circuito, faltas, e estudos de proteção.
2. Estudos de estabilidade não linear e em grandes distúrbios.
3. Estudos de estabilidade linear com pequenos distúrbios.
4. Estudos de ressonância subsíncrona.

Na primeira categoria, os modelos de máquinas são utilizados para o cálculo do valor eficaz da corrente elétrica antes das faltas. Assim, um modelo simplificado da máquina síncrona é suficiente para muitas condições. Em projetos mais específicos e complexos, como o dimensionamento de disjuntores, existe a necessidade de se calcular a componente DC de curto. Para estes casos, modelos mais detalhados são necessários.

Na segunda e na terceira categorias, que se referem aos estudos de estabilidade, a escolha do modelo mais adequado depende do tipo de estudo de estabilidade que será desenvolvido. Utilizam-se praticamente todos os modelos de máquina nesta categoria. Pode-se, por exemplo, utilizar o modelo clássico na representação de máquinas que estão distantes eletricamente da área principal. Embora este modelo não represente os efeitos do circuito de campo, amortecimento e saturação, os efeitos inerciais destas máquinas remotas são importantes e devem ser considerados. Já nos estudos de estabilidade para sistemas multi-máquinas, a representação completa da máquina se faz necessária. Assim, todos os efeitos amortecedores devem ser considerados e a saturação pode ser representada nos dois eixos. Neste tipo de estudo, a máquina pode ser representada com mais de três enrolamentos no rotor para cada eixo.

Na quarta categoria, as representações das grandezas do rotor são mais adequadas através de um melhor conhecimento das respostas dos enrolamentos amortecedores. Isto é de grande importância para um estudo que tem uma faixa ampla de interesse, especialmente o estudo de ressonância subsíncrona, que trata a interação entre o sistema elétrico e o sistema torcional do eixo da máquina.

Por fim, deve ser analisada a finalidade da aplicação e a complexidade exigida na representação dos circuitos do rotor, para assim, escolher o modelo adequado. A seguir, será apresentado a modelagem matemática da máquina síncrona, que se inicia com o equacionamento das tensões e enlaces de fluxos dos enrolamentos, e culmina em uma

representação da máquina síncrona por uma estrutura de modelo de circuitos equivalentes com parâmetros concentrados.

3.2.1 Descrição da máquina síncrona de polos salientes

Considera-se uma máquina síncrona com enrolamentos trifásicos para a armadura, com o rotor representado pelo enrolamento de campo e por um enrolamento amortecedor para cada eixo. A figura 3.2 apresenta a representação simplificada de uma máquina síncrona trifásica de polos salientes, com um par de polos e enrolamentos amortecedores. O estator possui três enrolamentos (a, b e c), distribuídos em ranhuras na periferia do entreferro, e representados por bobinas concentradas, localizadas nos seus eixos magnéticos. Estes são fixos e representados pelas letras A, B e C. Devido à estrutura saliente do rotor, têm-se dois eixos de simetria, o eixo direto (d) que é alinhado com o polo magnético, e o eixo quadratura (q) defasado de noventa graus elétricos do eixo direto. Os referidos eixos têm diferentes relutâncias e giram com o rotor a velocidade angular (ω). No eixo direto, estão alocados os enrolamentos de campo (F) e amortecedor de eixo direto (D). No eixo quadratura, está localizado o amortecedor de eixo quadratura (Q). O ângulo θ , representa a defasagem angular entre o eixo da fase A e o eixo direto.

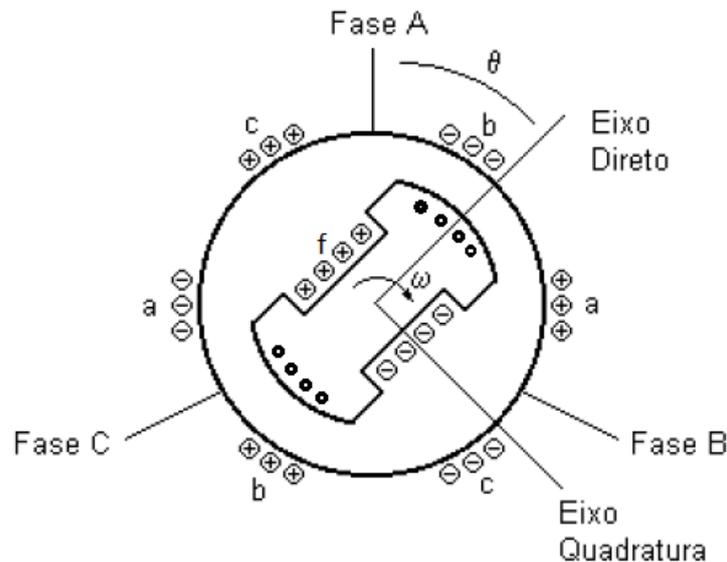


Figura 3.2 - Máquina síncrona de polos salientes.

3.2.2 Indutâncias da máquina síncrona de polos salientes

A máquina síncrona pode ser representada por seus enrolamentos. Estes devem estar devidamente alocados, formando um conjunto de vários circuitos magnéticos. Estes circuitos são constituídos por indutâncias e resistências. As indutâncias percorridas por correntes elétricas têm a função de descrever os fluxos enlaçados existentes na máquina enquanto as resistências representam as constantes de tempo associadas a este elemento.

As indutâncias presentes nos circuitos magnéticos representam dois efeitos. O primeiro são os fluxos de dispersão presentes na máquina. Este efeito é representado pelas indutâncias de dispersão. O segundo são os fluxos úteis, representados pelas indutâncias mútuas. As indutâncias próprias representam ambos os efeitos para um determinado enrolamento.

Na máquina síncrona, as indutâncias são separadas de acordo com o local do enrolamento e o tipo de indutância. Considerando estes dois fatores pode-se classificar as indutâncias da seguinte forma:

- a. Indutâncias próprias das fases do estator
- b. Indutâncias mútuas entre as fases do estator.
- c. Indutâncias próprias do rotor
- d. Indutâncias mútuas entre os enrolamentos do rotor
- e. Indutâncias mútuas entre estator-rotor.

Esta divisão facilita a interpretação das indutâncias da máquina que, na maioria das vezes, depende da posição angular do rotor. Isto será demonstrado a seguir.

Considerando a permeância do eixo direto (P_d), maior que a permeância do eixo quadratura (P_q), define-se os seguintes coeficientes de indutâncias:

$$L_s = K \frac{(P_d + P_q)}{2} \quad (3.1)$$

$$L_m = K \frac{(P_d - P_q)}{2} \quad (3.2)$$

$$M_s = K \frac{(P_d + P_q)}{4} \quad (3.3)$$

Sendo:

L_s	Coeficiente de Indutância do estator
L_m	Coeficiente de Indutância mutua estator-rotor.
M_s	Coeficiente de Indutâncias mutua entre os enrolamentos do estator.

Com as equações 3.1, 3.2, 3.3, pode-se determinar as indutâncias da máquina síncrona.

A seguir, são apresentadas as indutâncias da máquina considerando a classificação feita anteriormente.

- a) Indutâncias próprias das fases do estator.

Definição: Aplica-se corrente em um dos enrolamentos do estator, e mede-se o fluxo resultante, no mesmo enrolamento, para obter o valor da indutância.

$$L_{aa} = L_s + L_m \cos(2\theta) \quad (3.4)$$

$$L_{bb} = L_s + L_m \cos \left[2 \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) \right] \quad (3.5)$$

$$L_{cc} = L_S + L_m \cos \left[2 \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) \right] \quad (3.6)$$

b) Indutâncias mútuas entre as fases do estator.

Definição: Aplica-se corrente em um dos enrolamentos do estator, e mede-se o fluxo resultante em outro enrolamento estatórico. Assim, pode-se calcular o valor da indutância mutua entre estes enrolamentos.

$$L_{ab} = L_{ba} = -M_S - L_m \cos \left[2 \left(\theta + \frac{\pi}{6} \right) \right] \quad (3.7)$$

$$L_{bc} = L_{cb} = -M_S - L_m \cos \left[2 \left(\theta + \frac{\pi}{2} \right) \right] \quad (3.8)$$

$$L_{ca} = L_{ac} = -M_S - L_m \cos \left[2 \left(\theta + \frac{5\pi}{6} \right) \right] \quad (3.9)$$

c) Indutâncias próprias do rotor.

Definição: Indutância obtida ao aplicar corrente em um enrolamento do rotor, e medir o fluxo resultante no mesmo enrolamento.

$$L_{FF} = L_{FF} \quad (3.10)$$

$$L_{DD} = L_D \quad (3.11)$$

$$L_{QQ} = L_Q \quad (3.12)$$

d) Indutâncias mútuas do rotor

Definição: Indutância obtida ao aplicar corrente em um enrolamento do rotor e medir o fluxo resultante em um outro enrolamento do rotor.

$$L_{FD} = L_{DF} = M_R \quad (3.13)$$

$$L_{FQ} = L_{QF} = 0 \quad (3.14)$$

$$L_{DQ} = L_{QD} = 0 \quad (3.15)$$

e) Indutâncias mútuas entre estator-rotor.

Definição: Indutância obtida ao aplicar corrente em um enrolamento do estator e medir o fluxo resultante em um enrolamento do rotor, ou vice-versa.

$$L_{aF} = L_{Fa} = M_F \cos \theta \quad (3.16)$$

$$L_{bf} = L_{fb} = M_F \cos \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) \quad (3.17)$$

$$L_{cF} = L_{Fc} = M_F \cos \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) \quad (3.18)$$

$$L_{aD} = L_{Da} = M_D \cos(\theta) \quad (3.19)$$

$$L_{bD} = L_{Db} = M_D \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) \quad (3.20)$$

$$L_{cD} = L_{Dc} = M_D \cos\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) \quad (3.21)$$

$$L_{aQ} = L_{Qa} = M_Q \sin(\theta) \quad (3.22)$$

$$L_{bQ} = L_{Qb} = M_D \sin\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) \quad (3.23)$$

$$L_{cQ} = L_{Qc} = M_D \sin\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) \quad (3.24)$$

Em todos os casos, os enrolamentos não envolvidos devem estar em repouso, ou seja, só deve existir corrente em um enrolamento a fim de obter resultados confiáveis.

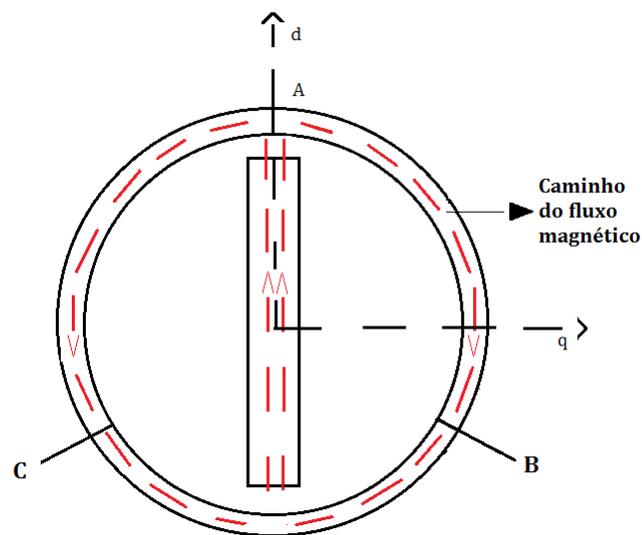


Figura 3.3- Interpretação das indutâncias da máquina – Posição de máxima permeância.

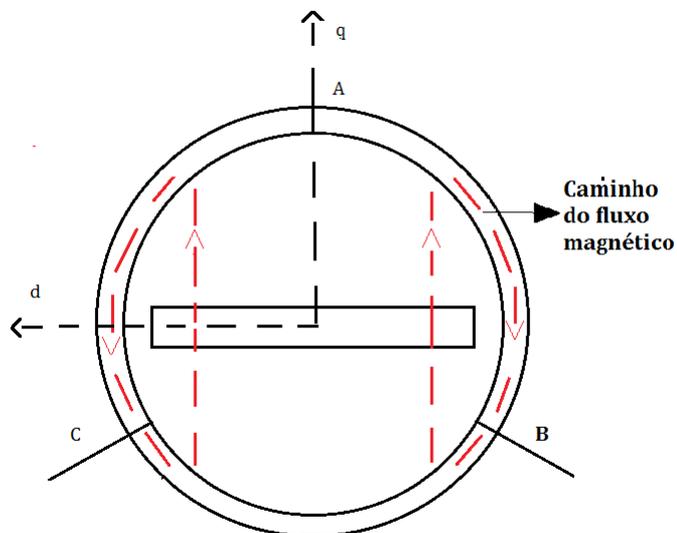


Figura 3.4- Interpretação das indutâncias da máquina – Posição de mínima permeância..

A fim de elucidar o método para obtenção das indutâncias, principalmente aquelas que dependem da posição angular do rotor, tem-se as figuras 3.3 e 3.4. Ambas representam a aplicação da definição para obter-se a indutância própria da fase A (L_{aa}). Porém, a primeira retrata a posição do rotor, na qual a indutância L_{aa} é máxima. Nesta situação, o ângulo θ é zero, ou seja, o eixo d está alinhado com o eixo magnético da fase A. Assim, o valor da parcela de L_m é máximo, pois o caminho do fluxo magnético é o de mais baixa relutância (entreferro mínimo). Isto ocorre quando há o alinhamento do polo com a fase. A figura 3.4, ilustra a situação de menor L_{aa} . Nesta, o ângulo θ é de 90° e o fluxo magnético enfrenta a situação de maior relutância, como pode-se observar na figura. Assim, a contribuição do coeficiente de indutância mútua (L_m) é nula.

De forma similar ao apresentado nas figuras 3.3 e 3.4, ocorre na obtenção das outras indutâncias próprias de fase, das indutâncias mútuas entre as fases do estator, e das indutâncias mútuas estator-rotor, a diferença está no ângulo θ . Assim, as condições de máximos e mínimos das indutâncias ocorrem em uma posição diferente do rotor. Por exemplo, para a indutância própria da fase B, a posição de máximo ocorre para um θ igual a 120° , onde se encontra o eixo da fase B. Já a condição de mínimo, tem-se θ igual a 210° . O mesmo conceito se aplica para a fase C.

Em relação às indutâncias mútuas entre fases, o ângulo θ de máxima indutância, ocorre quando o polo está no meio das duas fases envolvidas, ou seja, para a indutância mútua L_{ab} , tem-se θ igual a 60° para a condição de valor máximo. A condição de valor mínimo é sempre a 90° elétricos da máxima. Por fim, as indutâncias mútuas entre estator e rotor dependem do eixo onde está situado o enrolamento do rotor. Para os enrolamentos de campo e amortecedor situados no eixo direto, as máximas indutâncias ocorrem quando o polo magnético se alinha com a fase em questão. Por exemplo, L_{aF} e L_{aD} têm os seus valores máximos quando θ é igual a zero.

Para o enrolamento amortecedor de eixo quadratura, a indutância máxima ocorre quando o eixo quadratura se alinha com o eixo magnético da fase. Assim, L_{aQ} tem o seu maior valor para θ igual a 90° . As indutâncias próprias do rotor, e mútua entre os enrolamentos do rotor, não dependem da posição do rotor. Ou seja, para qualquer posição do polo, o fluxo magnético resultante experimenta a mesma relutância em seu caminho.

Considerando as indutâncias próprias e mútuas, podem-se calcular os fluxos enlaçados existentes no interior da máquina síncrona. Assim, na equação matricial (3.25), têm-se os fluxos enlaçados dos enrolamentos da máquina. Estes variam de acordo com as correntes presentes em cada enrolamento e com as indutâncias.

$$\begin{bmatrix} \lambda_a \\ \lambda_b \\ \lambda_c \\ \lambda_F \\ \lambda_D \\ \lambda_Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{aa} & L_{ab} & L_{ac} & L_{aF} & L_{aD} & L_{aQ} \\ L_{ba} & L_{bb} & L_{bc} & L_{bF} & L_{bD} & L_{bQ} \\ L_{ca} & L_{cb} & L_{cc} & L_{cF} & L_{cD} & L_{cQ} \\ L_{Fa} & L_{Fb} & L_{Fc} & L_{FF} & L_{FD} & L_{FQ} \\ L_{Da} & L_{Db} & L_{Dc} & L_{DF} & L_{DD} & L_{DQ} \\ L_{Qa} & L_{Qb} & L_{Qc} & L_{QF} & L_{QD} & L_{QQ} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \\ i_F \\ i_D \\ i_Q \end{bmatrix} \quad (3.25)$$

Sendo:

λ_a Fluxo enlaçado do enrolamento a (Wb espiras)

λ_b	Fluxo enlaçado do enrolamento b (Wb espiras)
λ_c	Fluxo enlaçado do enrolamento c (Wb espiras)
λ_F	Fluxo enlaçado do enrolamento F (Wb espiras)
λ_D	Fluxo enlaçado do enrolamento D (Wb espiras)
λ_Q	Fluxo enlaçado do enrolamento Q (Wb espiras)
i_a	Corrente no enrolamento a (A)
i_b	Corrente no enrolamento b (A)
i_c	Corrente no enrolamento c (A)
i_F	Corrente no enrolamento F (A)
i_D	Corrente no enrolamento D (A)
i_Q	Corrente no enrolamento Q (A)

3.2.3 Equações da máquina síncrona

A fim de se obter as equações de tensão da máquina síncrona, consideram-se os circuitos apresentados na figura 3.5, para se determinar as relações entre tensão e fluxo enlaçado.

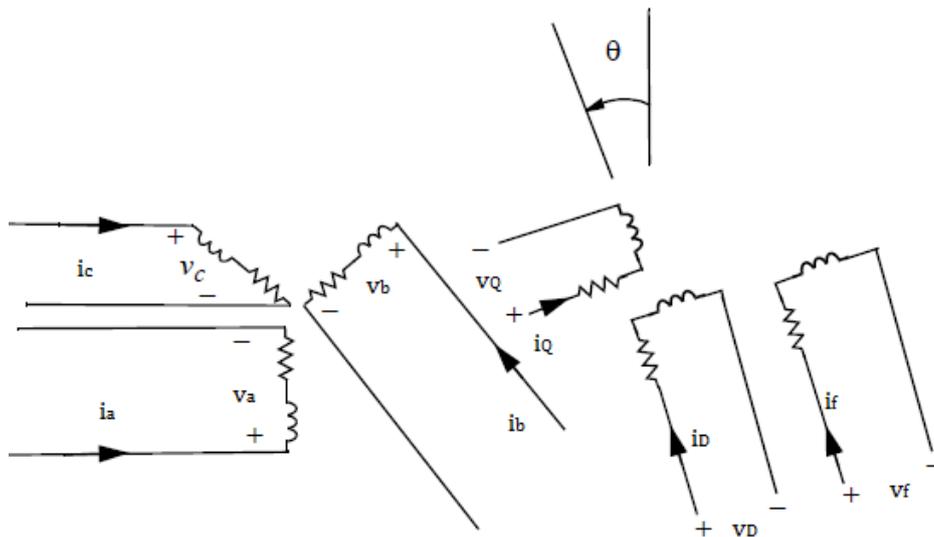


Figura 3.5 - Circuitos da máquina síncrona.

Para a armadura:

$$v_a = \frac{d\lambda_a}{dt} - r_a i_a \quad (3.26)$$

$$v_b = \frac{d\lambda_b}{dt} - r_b i_b \quad (3.27)$$

$$v_c = \frac{d\lambda_c}{dt} - r_c i_c \quad (3.28)$$

Sendo:

v_a Tensão do enrolamento a (V)

v_b Tensão do enrolamento b (V)

v_c	Tensão do enrolamento c (V)
r_a	Resistência do enrolamento a (Ω)
R_b	Resistência do enrolamento b (Ω)
r_c	Resistência do enrolamento c (Ω)

O sinal negativo obedece a adoção da convenção do gerador no equacionamento. Para os circuitos do rotor, tem-se:

$$v_F = \frac{d\lambda_F}{dt} - R_F i_F \quad (3.29)$$

$$v_D = 0 = \frac{d\lambda_D}{dt} - R_D i_D \quad (3.30)$$

$$v_Q = 0 = \frac{d\lambda_Q}{dt} - R_Q i_Q \quad (3.31)$$

Sendo:

v_F	Tensão do enrolamento F (V)
v_D	Tensão do enrolamento D (V)
v_Q	Tensão do enrolamento Q (V)
R_F	Resistência do enrolamento F (Ω)
R_D	Resistência do enrolamento D (Ω)
R_Q	Resistência do enrolamento Q (Ω)

Vale ressaltar que a tensão nos enrolamentos amortecedores é nula, pois estes são curto-circuitados. Reescrevendo as equações de tensão na forma matricial, tem-se:

$$\begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \\ v_F \\ v_D \\ v_Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} r_a & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & r_b & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & r_c & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & R_f & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & R_D & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & R_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \\ i_f \\ i_D \\ i_Q \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \frac{d(\lambda_a)}{dt} \\ \frac{d(\lambda_b)}{dt} \\ \frac{d(\lambda_c)}{dt} \\ \frac{d(\lambda_f)}{dt} \\ \frac{d(\lambda_D)}{dt} \\ \frac{d(\lambda_Q)}{dt} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} v_n \\ v_n \\ v_n \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.32)$$

Normalmente, os enrolamentos do estator são idênticos. Assim, pode-se considerar as resistências de fase todas iguais:

$$r_a = r_b = r_c = R \quad (3.33)$$

Substituindo equação 3.1 em 3.2, e considerando um sistema equilibrado, tem-se:

$$\begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \\ v_f \\ v_D \\ v_Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & R & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & R & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & R_F & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & R_D & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & R_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \\ i_f \\ i_D \\ i_Q \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} L_{aa} & L_{ab} & L_{ac} & L_{af} & L_{aD} & L_{aQ} \\ L_{ba} & L_{bb} & L_{bc} & L_{bf} & L_{bD} & L_{bQ} \\ L_{ca} & L_{cb} & L_{cc} & L_{cf} & L_{cD} & L_{cQ} \\ L_{fa} & L_{fb} & L_{fc} & L_{ff} & L_{fD} & L_{fQ} \\ L_{Da} & L_{Db} & L_{Dc} & L_{Df} & L_{DD} & L_{DQ} \\ L_{Qa} & L_{Qb} & L_{Qc} & L_{Qf} & L_{QD} & L_{QQ} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} p(i_a) \\ p(i_b) \\ p(i_c) \\ p(i_f) \\ p(i_D) \\ p(i_Q) \end{bmatrix} \quad (3.34)$$

Sendo:

$$p(x) = \frac{d(x)}{dt} \quad (3.35)$$

Assim, tem-se as equações da máquina síncrona, representadas pelo sistema matricial 3.33, considerando o sistema de coordenadas fixas ABC para o estator. Este sistema é composto de seis equações diferenciais com coeficientes variáveis devido a presença de indutâncias variáveis. Isto implica em uma grande dificuldade na resolução deste problema.

Assim, é utilizada a transformação de variáveis inserindo outro sistema de coordenadas, introduzido por Park (1921). Neste, a referência é rotacional, representados pelos eixos d-q-0.

3.3 Transformada de Park

A Transformada de Park é uma importante ferramenta que simplifica as equações da máquina síncrona através da inserção de uma referência rotacional para as variáveis do estator.

Existem na literatura, dois tipos de transformadas utilizadas. A primeira é a transformada original de Park que se caracteriza pelo eixo direto estar adiantado de 90° elétricos do eixo quadratura.

A outra é conhecida como transformada de Park modificada, que apresenta o eixo quadratura adiantado de 90° do eixo direto e uma matriz de transformação ortogonal. Ou seja, a inversa da matriz de transformação é igual à sua transposta. Isto facilita os cálculos realizados durante a modelagem da máquina síncrona, motivando a adoção desta transformada por alguns pesquisadores.

Para este estudo, é adotada a transformada de Park original.

A seguir tem-se a definição da transformada:

$$\varphi_{dq0} = P \varphi_{ABC} \quad (3.36)$$

A matriz de transformação (P) permite obter as grandezas do estator, representadas nos eixos A-B-C fixos nos eixos d-q-0:

$$P = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos \theta & \cos(\theta - \frac{2}{3}\pi) & \cos(\theta + \frac{2}{3}\pi) \\ \sin \theta & \sin(\theta - \frac{2}{3}\pi) & \sin(\theta + \frac{2}{3}\pi) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \quad (3.37)$$

A operação inversa, ou seja, transformar grandezas dos eixos d-q-0, para os eixos A-B-C, é obtida com o auxílio da matriz de transformação mostrada a seguir:

$$p^{-1} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos \theta & -\text{sen}(\theta) & 1 \\ \cos(\theta - \frac{2}{3}\pi) & -\text{sen}(\theta - \frac{2}{3}\pi) & 1 \\ \cos(\theta + \frac{2}{3}\pi) & -\text{sen}(\theta + \frac{2}{3}\pi) & 1 \end{bmatrix} \quad (3.38)$$

Desta forma, a figura 3.7 retrata a mudança dos eixos coordenados para os enrolamentos do estator e mostra os enrolamentos do estator para o sistema de coordenadas A-B-C. A figura 3.7.b apresenta os mesmos enrolamentos após a transformação para o sistema d-q-0.

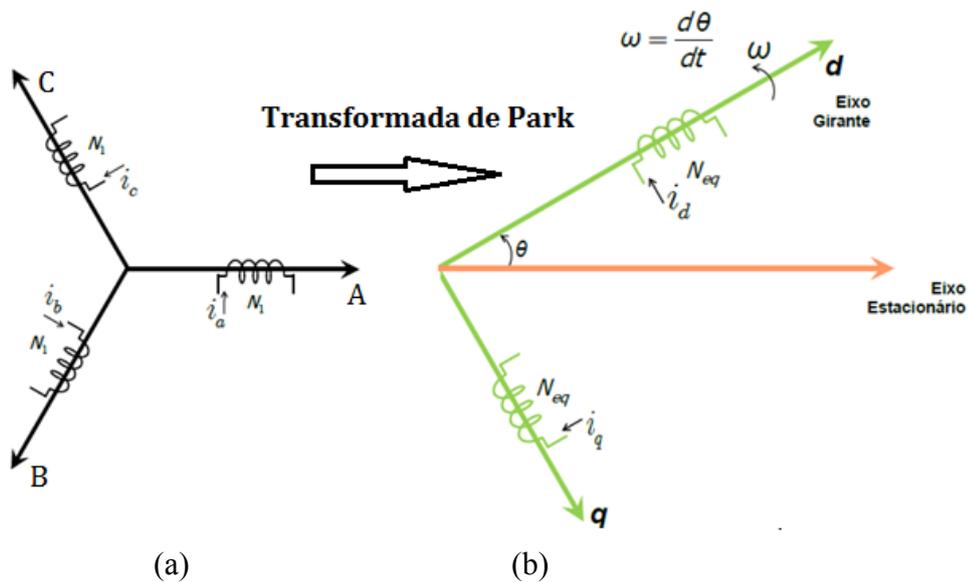


Figura 3.6 - Enrolamentos do estator.

Observando a figura 3.6, os enrolamentos fixos do estator a, b e c, são substituídos por dois enrolamentos virtuais que giram na velocidade do rotor (ω). Um enrolamento é localizado sobre eixo direto e o outro sobre o eixo quadratura. A corrente virtual i_d circula pelo enrolamento no eixo direto que tem N_{eq} espiras. Assim, produz uma força magneto motriz sobre o eixo direto (FMM_d). O mesmo vale para o outro eixo, no qual i_q e N_{eq} geram uma força magneto motriz no eixo quadratura (FMM_q). Um terceiro enrolamento é representado por uma bobina fixa localizada no eixo 0. Este eixo é fixo e perpendicular ao plano da figura 3.6, não sendo representado na mesma, pois considera-se uma condição equilibrada. Porém em situações desequilibradas, este enrolamento deve ser considerado.

Em uma interpretação física da transformada, a força magneto motriz de uma fase da armadura, pode ser representada por um vetor cuja direção é a mesma do eixo da fase e cuja amplitude varia com a corrente instantânea que circula no enrolamento. A força magneto motriz resultante das três fases pode ser representada por um único vetor. Este, é a soma dos três vetores de força magneto motriz de fase. A projeção do vetor resultante nos eixos direto e quadratura, é igual a FMM_d e FMM_q respectivamente.

Portanto, i_d é uma corrente instantânea que circula em uma bobina virtual, girante com o rotor para se manter alinhada com o eixo direto. O valor dessa corrente é tal que produz no eixo direto, a mesma força magneto motriz produzida pelas três correntes instantâneas e reais

circulantes nos enrolamentos do estator. A interpretação i_q é similar, exceto que ela atua no eixo quadratura. A corrente i_0 está associada aos fluxos de dispersão das fases do estator. É suposta circulando em uma bobina fixa, não produzindo força magneto motriz girante no entreferro.

Desta forma, tem-se que as correntes i_d e i_q atuam em percursos de permeância constante. Portanto, as indutâncias correspondentes, L_d e L_q , são independentes da posição do rotor. Com isso, resolve-se o problema da variação dos parâmetros de acordo com a posição angular do rotor, que dificultava a resolução do sistema (3.34). Isso ocorre porque a referência passa a ser girante, ou seja, para um observador localizado no rotor, onde a permeância é constante.

Desta forma, com a utilização da transformada de Park, tem-se uma nova configuração para os enrolamentos da máquina síncrona, como representado na figura a seguir.

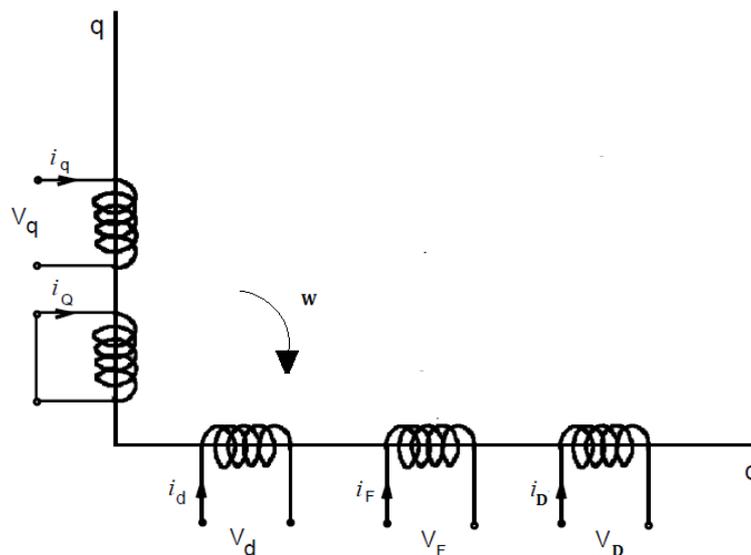


Figura 3.7 - Enrolamentos da máquina síncrona após a transformada de Park.

3.4 Equações da máquina síncrona no sistema de coordenadas d-q-0

Lançando mão da transformada Park, a seguir será exposto, matematicamente, a mudança de eixos coordenados, que tem como objetivo principal apresentar as principais etapas da transformação dos fluxos enlaçados e das tensões para o sistema d-q-0. As variáveis correspondentes as fases a, b e c do estator podem ser referidas aos eixos direto, quadratura e de sequência zero, da seguinte forma:

- **Fluxos enlaçados do estator e do rotor.**

A equação 3.1 pode ser reescrita na forma compacta:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{abc} \\ \lambda_{FDQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{EE} & L_{ER} \\ L_{RE} & L_{RR} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{abc} \\ i_{FDQ} \end{bmatrix} \quad (3.39)$$

Assim, tem-se:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{dq0} \\ \lambda_{FDQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P & 0 \\ 0 & U \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \lambda_{abc} \\ \lambda_{FDQ} \end{bmatrix} \quad (3.40)$$

$$\begin{bmatrix} \lambda_{dq0} \\ \lambda_{FDQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P & 0 \\ 0 & U \end{bmatrix} \begin{bmatrix} L_{abc} & L_{ar} \\ L_{ra} & L_{RR} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} P & 0 \\ 0 & U \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} P & 0 \\ 0 & U \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{abc} \\ i_{FDQ} \end{bmatrix} \quad (3.41)$$

Ou seja,

$$\begin{bmatrix} \lambda_{dq0} \\ \lambda_{FDQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} PL_{abc}P^{-1} & PL_{ar} \\ L_{ra}P^{-1} & L_{RR} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{dq0} \\ i_{FDQ} \end{bmatrix} \quad (3.42)$$

Pode-se mostrar que

$$PL_{abc}P^{-1} = \begin{bmatrix} L_{dd} & 0 & 0 \\ 0 & L_{qq} & 0 \\ 0 & 0 & L_{00} \end{bmatrix} = L_{dq0} \quad (3.43)$$

Onde:

$$L_{dd} = L_s + M_s + \frac{3}{2}L_{ms} \quad (3.44)$$

$$L_{qq} = L_s + M_s - \frac{3}{2}L_{ms} \quad (3.45)$$

$$L_{00} = L_s - 2M_s \quad (3.46)$$

Por outro lado:

$$PL_{ER} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos\theta & \cos\left(\theta - \frac{2}{3}\pi\right) & \cos\left(\theta + \frac{2}{3}\pi\right) \\ \text{sen}\theta & \text{sen}\left(\theta - \frac{2}{3}\pi\right) & \text{sen}\left(\theta + \frac{2}{3}\pi\right) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} M_F \cos(\theta) & M_D \cos(\theta) & M_Q \text{sen}(\theta) \\ M_F \cos\left(\theta - \frac{2}{3}\pi\right) & M_D \cos\left(\theta - \frac{2}{3}\pi\right) & M_Q \text{sen}\left(\theta - \frac{2}{3}\pi\right) \\ M_F \cos\left(\theta + \frac{2}{3}\pi\right) & M_D \cos\left(\theta + \frac{2}{3}\pi\right) & M_Q \text{sen}\left(\theta + \frac{2}{3}\pi\right) \end{bmatrix} \quad (3.47)$$

$$PL_{ER} = \begin{bmatrix} M_F & M_D & 0 \\ 0 & 0 & M_Q \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.48)$$

$$L_{RE}P^{-1} = \begin{bmatrix} M_F \cos(\theta) & M_D \cos(\theta) & M_Q \sin(\theta) \\ M_F \cos(\theta - \frac{2}{3}\pi) & M_D \cos(\theta - \frac{2}{3}\pi) & M_Q \sin(\theta - \frac{2}{3}\pi) \\ M_F \cos(\theta + \frac{2}{3}\pi) & M_D \cos(\theta + \frac{2}{3}\pi) & M_Q \sin(\theta + \frac{2}{3}\pi) \end{bmatrix} \cdot \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos\theta & -\sin(\theta) & 1 \\ \cos(\theta - \frac{2}{3}\pi) & -\sin(\theta - \frac{2}{3}\pi) & 1 \\ \cos(\theta + \frac{2}{3}\pi) & -\sin(\theta + \frac{2}{3}\pi) & 1 \end{bmatrix} \quad (3.49)$$

$$L_{RE}P^{-1} = \begin{bmatrix} M_f & 0 & 0 \\ M_D & 0 & 0 \\ 0 & M_q & 0 \end{bmatrix} \quad (3.50)$$

Assim, para a equação dos enlaces de fluxo em coordenadas d-q-0, tem-se:

$$\begin{bmatrix} \lambda_d \\ \lambda_q \\ \lambda_0 \\ \lambda_f \\ \lambda_D \\ \lambda_Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_d & 0 & 0 & M_F & M_D & 0 \\ 0 & L_q & 0 & 0 & 0 & M_Q \\ 0 & 0 & L_0 & 0 & 0 & 0 \\ M_F & 0 & 0 & L_f & M_R & 0 \\ M_D & 0 & 0 & M_R & L_D & 0 \\ 0 & M_Q & 0 & 0 & 0 & L_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_0 \\ i_f \\ i_D \\ i_Q \end{bmatrix} \quad (3.51)$$

Sendo:

$$M_F = L_{dF} = L_{Fd} \quad (3.52)$$

$$M_D = L_{dD} = L_{Dd} \quad (3.53)$$

$$M_Q = L_{qQ} = L_{Qq} \quad (3.54)$$

$$M_R = L_{FD} = L_{DF} \quad (3.55)$$

Tem-se:

$$\begin{bmatrix} \lambda_d \\ \lambda_q \\ \lambda_0 \\ \lambda_f \\ \lambda_D \\ \lambda_Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_d & 0 & 0 & L_{dF} & L_{dD} & 0 \\ 0 & L_q & 0 & 0 & 0 & L_{qQ} \\ 0 & 0 & L_0 & 0 & 0 & 0 \\ L_{Fd} & 0 & 0 & L_f & L_{FD} & 0 \\ L_{Dd} & 0 & 0 & L_{DF} & L_D & 0 \\ 0 & L_{Qq} & 0 & 0 & 0 & L_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_0 \\ i_f \\ i_D \\ i_Q \end{bmatrix} \quad (3.55)$$

É importante observar que todas os elementos da matriz de indutância são constantes.

- **Para as equações de tensão em (V), tem-se:**

$$v_{FDQ} = \begin{bmatrix} -v_F \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$

$$R_s = RU$$

$$R_R = \begin{bmatrix} R_F & 0 & 0 \\ 0 & R_D & 0 \\ 0 & 0 & R_Q \end{bmatrix}$$

A equação 3.3 pode ser reescrita como:

$$\begin{bmatrix} V_{abc} \\ V_{FDQ} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} R_s & 0 \\ 0 & R_R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{abc} \\ i_{FDQ} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \dot{\lambda}_{abc} \\ \dot{\lambda}_{FDQ} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} V_n \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.56)$$

Multiplicando ambos os lados pela matriz:

$$\begin{bmatrix} P & 0 \\ 0 & U \end{bmatrix}$$

Resulta:

$$\begin{bmatrix} P & 0 \\ 0 & U \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{abc} \\ V_{FDQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_{dq0} \\ V_{FDQ} \end{bmatrix} \quad (3.57)$$

Para o termo relativo às resistências, tem-se:

$$\begin{bmatrix} P & 0 \\ 0 & U \end{bmatrix} \begin{bmatrix} R_s & 0 \\ 0 & R_R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{abc} \\ i_{FDQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & 0 \\ 0 & R_R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{dq0} \\ i_{FDQ} \end{bmatrix} \quad (3.58)$$

Para o termo de enlace de fluxo, tem-se:

$$\begin{bmatrix} P & 0 \\ 0 & U \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\lambda}_{abc} \\ \dot{\lambda}_{FDQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P\dot{\lambda}_{abc} \\ \dot{\lambda}_{FDQ} \end{bmatrix} \quad (3.59)$$

Onde:

$$\dot{\lambda}_{dq0} = \dot{P}\lambda_{abc} + P\dot{\lambda}_{abc} \quad (3.60)$$

Assim, tem-se:

$$\dot{P}\lambda_{abc} = \dot{\lambda}_{dq0} - P\dot{\lambda}_{abc} = \dot{\lambda}_{dq0} - \dot{P} P^{-1} \lambda_{dq0} \quad (3.61)$$

Sendo:

$$\dot{P} P^{-1} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & -w \\ 0 & w & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.62)$$

Logo:

$$\dot{P} P^{-1} \lambda_{dq0} = \begin{bmatrix} -w\lambda_q \\ w\lambda_d \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.63)$$

Para o ultimo termo de 3.62 tem-se:

$$\begin{bmatrix} P & 0 \\ 0 & U \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_n \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} PV_n \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} n_{dq0} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.64)$$

Onde:

$$n_{dq0} = PV_n = - \begin{bmatrix} 3r_n i_0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} 3L_n i_0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.65)$$

Juntando os termos, podem-se obter as novas equações de tensão da máquina para o sistema d-q-0:

$$\begin{bmatrix} V_{dq0} \\ V_{FDQ} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} R_s & 0 \\ 0 & R_R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{dq0} \\ i_{FDQ} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \dot{\lambda}_{dq0} \\ \dot{\lambda}_{FDQ} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -w\lambda_q \\ w\lambda_d \\ 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} n_{dq0} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.66)$$

Estas equações de tensão referidas ao sistema de coordenadas d-q-0 são denominadas equações de Park.

Para condições balanceadas o sistema de equações 3.66 é simplificado:

$$\begin{bmatrix} V_{dq} \\ V_{FDQ} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} R_s & 0 \\ 0 & R_R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{dq} \\ i_{FDQ} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \dot{\lambda}_{dq} \\ \dot{\lambda}_{FDQ} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -w\lambda_q \\ w\lambda_d \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.67)$$

Comparando 3.3 com 3.66, observa-se que através da transformada substitui-se um sistema de equações diferenciais lineares a coeficientes variáveis, por outro sistema, não linear com coeficientes constantes. Porém, na maioria dos casos, a velocidade angular é praticamente constante. Assim a não linearidade é de pequena importância.

As parcelas correspondentes a variação do fluxo enlaçado ($\dot{\lambda}_d, \dot{\lambda}_q$) são denominadas tensões por efeito transformador. Já as parcelas ($w\lambda_d, w\lambda_q$) são as tensões mocionais. As tensões mocionais são as mais importantes, sendo responsáveis pelas componentes de corrente de frequência fundamental da armadura e pelas componentes de corrente continua induzida nos circuitos do rotor. Já as tensões por efeito transformador, são responsáveis pelas componentes de corrente continua e segundo harmônico nos circuitos da armadura e pelas componentes de corrente de frequência fundamental nos circuitos do rotor (Krause et ali, 1979).

O próximo passo da modelagem consiste em obter um circuito equivalente representativo da máquina síncrona. Para isso, deve-se trabalhar com as equações da máquina em pu, como será apresentado na próxima seção.

3.5 Circuito equivalente da máquina síncrona

Todas as relações expostas anteriormente estão em unidades físicas. Assim para obter-se um circuito equivalente da máquina síncrona, o primeiro passo é escolher bases adequadas para representar as equações de fluxos enlaçados e tensões, em pu.

Considerando somente a parcela relativa ao eixo direto, a equação 3.51 fica reduzida a:

$$\begin{bmatrix} \lambda_d \\ \lambda_f \\ \lambda_D \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_d & L_{dF} & L_{dD} \\ L_{Fd} & L_F & L_{FD} \\ L_{Dd} & L_{DF} & L_D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_f \\ i_D \end{bmatrix} \quad (3.68)$$

A matriz de indutâncias apresentada não é simétrica e, portanto, não pode ser representada por um circuito elétrico de elementos passivos. Entretanto, pode-se escolher um esquema pu para forçar a simetria, tornando viável a sua representação por um circuito.

As bases do estator são determinadas por suas características nominal de tensão (V_n) e de corrente (I_n). Assim, tem-se a liberdade de escolher bases de referências para todos os outros enrolamentos do rotor, a saber, V_{FN} e I_{FN} , V_{DN} e I_{DN} . Pode-se dizer que se tem quatro graus de liberdade (GDL), os quais poderão ser usados da maneira que melhor convier.

Com a finalidade de obter uma matriz de impedâncias simétrica, a única solução é tornar as potências bases de todos os enrolamentos iguais, ou seja:

$$2I_{FN}V_{FN}=3I_nV_n \quad (3.69)$$

$$2I_{DN}V_{DN}=3I_nV_n \quad (3.70)$$

Com isso utilizam-se dois dos quatros GDL inicialmente disponíveis, no que resulta:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{du} \\ \lambda_{fu} \\ \lambda_{Du} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{du} & L_{dFu} & L_{dDu} \\ L_{Fdu} & L_{Fu} & L_{FDu} \\ L_{Ddu} & L_{DFu} & L_{Du} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{du} \\ i_{fu} \\ i_{Du} \end{bmatrix} \quad (3.71)$$

Onde a letra (u) representa as grandezas em pu.

Para a matriz de indutância simétrica de 3.71, podem-se encontrar infinitos circuitos que atendam a modelagem anterior.

Assim, a fim de limitar estes circuitos e apresentar-lhes uma característica esteticamente elegante, usa-se mais um grau de liberdade disponível fazendo:

$$L_{dFu} = L_{dDu} = L_{du} - l_u \quad (3.72)$$

Resultando na mesma base usada por Rankin (1945). Desta forma, o sistema fica da seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{du} \\ \lambda_{fu} \\ \lambda_{Du} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{du} & L_{du} - l_u & L_{du} - l_u \\ L_{du} - l_u & L_{Fu} & L_{FDu} \\ L_{du} - l_u & L_{FDu} & L_{Du} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{du} \\ i_{fu} \\ i_{Du} \end{bmatrix} \quad (3.73)$$

Nota-se que qualquer valor de l_u pode ser escolhido. Entretanto, esta liberdade pode trazer problemas futuros ao se tratar de saturação, se o valor adotado for diferente da indutância de dispersão da armadura.

Nota-se que ainda resta um grau de liberdade. Este pode ser usado para igualar a mútua entre campo e amortecedor, as outras mútuas, ou seja:

$$L_{FDu} = L_{du} - l_u \quad (3.74)$$

Porém, quando se deseja obter um circuito que represente corretamente as grandezas do rotor, o recomendado é utilizar o último grau de liberdade para fazer uma corrente de campo assumir determinado valor em uma dada situação.

Assim, será adotado uma indutância mútua entre campo e amortecedor diferente das demais. Considerando l_u como sendo a indutância de dispersão, chega-se através de (3.73) ao seguinte circuito equivalente de enlaces de fluxos para o eixo direto:

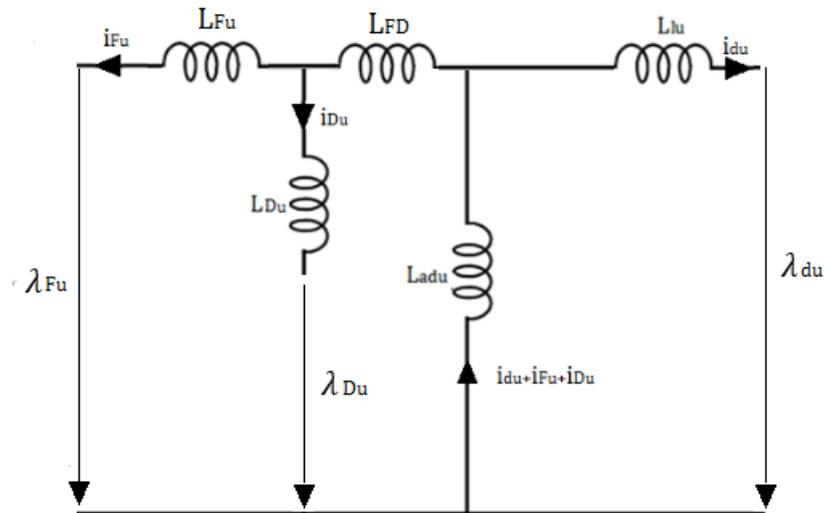


Figura 3.8 - Circuito de enlaces de fluxos para o eixo direto

Onde:

$$L_{adu} = L_{dFu} = L_{Fdu} = L_{dDu} = L_{Ddu} \quad (3.75)$$

$$L_{du} = L_{adu} + l_u \quad (3.76)$$

$$L_{Fu} = L_{adu} + L_{FDu} + l_u \quad (3.77)$$

$$L_{Du} = L_{adu} + L_{DFu} + l_u \quad (3.78)$$

Para a equação da tensão V_d , tem-se:

$$v_d = -Ri_d - \dot{\lambda}_d - w\lambda_q \quad (3.79)$$

$$v_d = -Ri_d - \frac{d}{dt}(L_d i_d + L_{dF} i_F + L_{dD} i_D) - w\lambda_q \quad (3.80)$$

Para obter as grandezas em pu, basta dividir os valores em grandezas físicas pela base correta:

$$V_b = R_b I_b = \lambda_b \omega_b = \frac{L_b I_b}{t_b} \quad (3.81)$$

Sendo:

V_b	Tensão nominal fase neutro (V)
I_b	Corrente nominal de fase (A)
R_b	Resistência base (Ω)
λ_b	Fluxo enlaçado base (Wb espira)
ω_b	Velocidade angular nominal da rede (rad/s)
L_b	Indutância base (H)
t_b	Tempo base (s)

Assim, tem-se:

$$v_{du} = -R_{du} i_{du} - \frac{d}{dt_u} (L_{Du} i_{du} + L_{dFu} i_{Fu} + L_{dDu} i_{Du}) - \omega_u \lambda_{qu} \quad (3.82)$$

Para as equações de tensão de campo e amortecedor de eixo d, tem-se

$$v_F = R_F I_F + \frac{d}{dt} (L_{Fd} i_d + L_{Ff} i_f + L_{FD} i_D) \quad (3.83)$$

$$0 = R_D i_D + \frac{d}{dt} (L_{Dd} i_d + L_{DF} i_F + L_{DD} i_D) \quad (3.84)$$

Em pu, dividindo por:

Circuito de campo.

$$V_{Fb} = R_{Fb} I_{Fb} = \lambda_{Fb} \omega_{Fb} = \frac{L_{Fb} I_{Fb}}{t_{Fb}} \quad (3.85)$$

Circuito amortecedor de eixo direto.

$$V_{Db} = R_{Db} I_{Db} = \lambda_{Db} \omega_{Db} = \frac{L_{Db} I_{Db}}{t_{Db}} \quad (3.86)$$

Resulta:

$$v_{Fu} = R_{Fu} i_{Fu} + \frac{d}{dt} (L_{Fdu} i_{du} + L_{Ffu} i_{fu} + L_{FDu} i_{Du}) \quad (3.87)$$

$$0 = R_{Du} i_{Du} + \frac{d}{dt} (L_{Ddu} i_{du} + L_{DFu} i_{Fu} + L_{DDu} i_{Du}) \quad (3.88)$$

Considerando as equações de 3.76 a 3.78, nas equações 3.86 a 3.88, chega-se:

$$v_{du} = -R_{du} i_{du} - l_u \frac{di_{du}}{dt_u} - L_{adu} \frac{d}{dt_u} (i_{du} + i_{Fu} + i_{Du}) - \omega_u \lambda_{qu} \quad (3.89)$$

$$V_{Fu} = R_{Fu} I_{Fu} + L_u \frac{di_{Fu}}{dt_u} + L_{adu} \frac{d}{dt} (i_{du} + i_{Fu}) + \frac{d}{dt} (L_{FD} i_{Du}) \quad (3.90)$$

$$0 = R_{Du} i_{Du} + L_u \frac{di_{Du}}{dt_u} + L_{adu} \frac{d}{dt} (i_{du} + i_{Du}) + \frac{d}{dt} (L_{DFu} i_{Fu}) \quad (3.91)$$

As equações acima são representativas do circuito elétrico de eixo direto. Este é representado na figura 3.9:

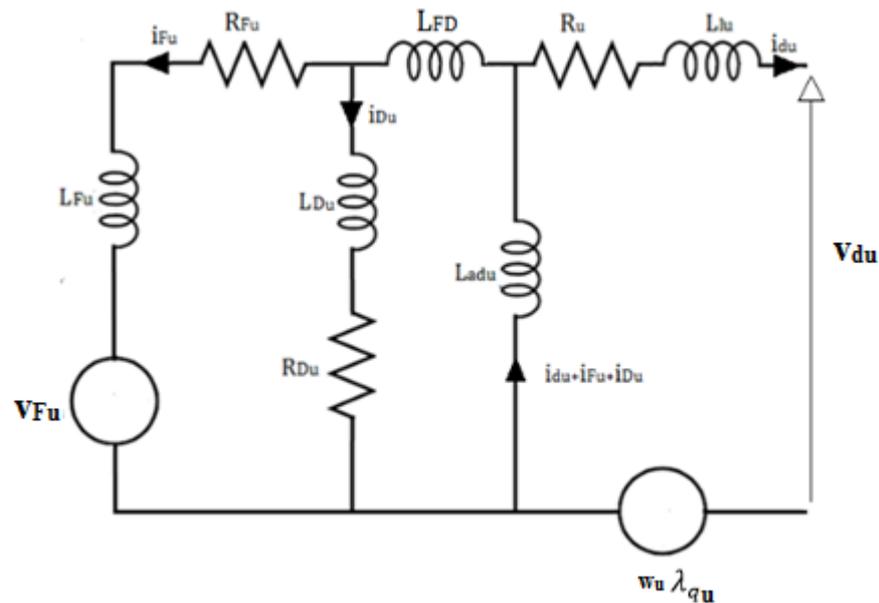


Figura 3.9 - Circuito equivalente da máquina síncrona formado por indutâncias - Eixo direto

Sendo:

V_{du}	Tensão de eixo direto (pu)
V_{Fu}	Tensão de campo (pu)
$w_u \lambda_{qu}$	Tensão mocional (pu)
i_{du}	Corrente de eixo direto (pu)
i_{Du}	Corrente no amortecedor de eixo direto (pu)
I_{Fu}	Corrente de campo (pu)
L_{lu}	Indutância de dispersão (pu)
L_{adu}	Indutância mútua de eixo direto (pu)
L_{FDu}	Indutância mútua entre campo e amortecedor de eixo direto (pu)
L_{Fu}	Indutância de dispersão do enrolamento de campo (pu)
L_{Du}	Indutância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo direto (pu)
R_{Fu}	Resistencia do enrolamento de campo (pu)
R_{Du}	Resistencia do enrolamento amortecedor de eixo direto (pu)

Considerando o valor pu de indutâncias e reatâncias iguais, não é necessário nenhum cálculo para obter o circuito da máquina representado por reatâncias. Assim, considerando as equações 3.89, 3.90 e 3.91, e substituindo as indutâncias pelas reatâncias equivalentes, tem-se:

$$V_{du} = -R_{du}i_{du} - X_{lu}i_{du} - X_{adu}(i_{du} + i_{Fu} + i_{Du}) - w_u\lambda_{qu} \quad (3.92)$$

$$V_{Fu} = R_{Fu}i_{Fu} + X_{lu}i_{Fu} + X_{adu}(i_{du} + i_{Fu}) + X_{FDu}i_{Du} \quad (3.93)$$

$$0 = R_{Du}i_{Du} + X_{lu}i_{Du} + X_{adu}(i_{du} + i_{Du}) + X_{DFu}i_{Fu} \quad (3.94)$$

Considerando as equações acima, pode-se montar o circuito elétrico da máquina síncrona mostrado na figura 3.10.

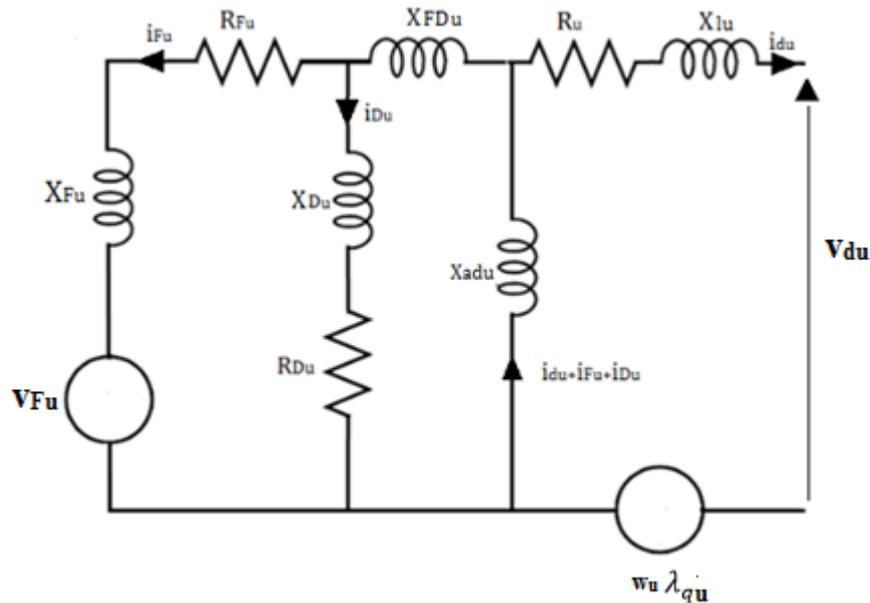


Figura 3.10 - Circuito equivalente da máquina síncrona formado por reatâncias.

Sendo:

X_{lu}	Reatância de dispersão (pu)
X_{adu}	Reatância mútua de eixo direto (pu)
X_{FDu}	Reatância mútua entre campo e amortecedor de eixo direto (pu)
X_{Fu}	Reatância de dispersão do enrolamento de campo (pu)
X_{Du}	Reatância de dispersão do enrolamento amortecedor de eixo direto (pu)

Não será desenvolvido os passos para a obtenção do circuito elétrico do eixo quadratura. Isto ocorre devido à utilização dos ensaios de curto circuito e recuperação de tensão, que fornecem dados para a identificação dos parâmetros de eixo direto apenas. Assim, o desenvolvimento do modelo para o eixo quadratura não será necessário.

Com isso, chega-se no circuito elétrico da máquina síncrona que será identificado, terminando a fase de modelagem da máquina. No capítulo 4, será introduzido o método de identificação dos parâmetros do circuito da figura 3.10 através da abertura e fechamento de curto circuito.

Capítulo 4

Determinação de parâmetros através de abertura e fechamento de curto-circuito

4.1 Introdução

Neste capítulo serão descritas duas técnicas simples e de fácil execução para obtenção dos parâmetros de eixo direto. As metodologias serão desenvolvidas a partir da realização dos ensaios de abertura e fechamento de curto-circuito na máquina síncrona.

Também serão descritas duas técnicas para obtenção da reatância característica. Ambas se baseiam nos dados medidos da corrente de campo durante o regime transitório, que devem ser levantados durante a realização desses dois ensaios.

Serão apresentadas as reatâncias e constantes de tempo que devem ser identificadas. Além de todo o suporte teórico e matemático que validam as técnicas utilizadas para a determinação dos parâmetros.

4.2 Curto-circuito trifásico

Ensaio mais conhecido e reconhecido quando se trata de identificação dos parâmetros da máquina síncrona. Tem os procedimentos descritos nas normas do IEEE (IEEE-STD- 115, 2209), IEC (IEC 34-4, 1989) e ABNT (ABNT, 1984) e, há muitos anos, é utilizado devido a simplicidade na sua execução. Alguns fabricantes realizam este ensaio durante a fase final de construção de uma máquina com a finalidade de fornecer uma estimativa dos parâmetros para o cliente. Porém, nada impede de ser executado quando a máquina já está instalada operando como gerador.

A grande desvantagem deste ensaio é a impossibilidade de realiza-lo com a máquina conectada. Assim, para aplicar o teste em uma máquina operando, a fim de oferecer parâmetros mais atualizados e confiáveis, a mesma deve ser desconectada. Em algumas situações, quando a desconexão é impraticável, não é possível realizar o ensaio. Outro ponto negativo que vale ser destacado são os danos que a realização deste ensaio pode causar à máquina. Considerando que o curto-circuito pode produzir uma corrente de armadura excessivamente alta que, em alguns casos, pode acarretar em sérios problemas à máquina.

O ensaio é desenvolvido com a máquina operando a vazio. A excitação da máquina deve ser reduzida a fim de evitar a região de saturação e altas correntes de curto-circuito. Sob estas condições, aplica-se um curto-circuito trifásico simultâneo nos terminais da máquina, e registram-se os dados resultantes do transitório imposto. Na maioria dos casos, a corrente da armadura é a grandeza registrada. Porém, para o modelo apresentado por Canay (1969), e utilizado neste trabalho, a aquisição da corrente de campo é essencial. Isto porque o transitório desta grandeza é utilizado para a determinação de parâmetros do rotor, mais especificamente a reatância característica.

Por fim, a realização de vários ensaios com diferentes níveis de excitação é recomendada a fim de investigar os efeitos da saturação e obter parâmetros em diferentes condições operativas.

A seguir, será feita uma análise da máquina síncrona em regime transitório, provocado pela aplicação do curto-circuito. O objetivo desta análise é apresentar as reatâncias e constantes de tempo associadas ao ensaio de curto-circuito. Em seguida, pode-se introduzir o método gráfico utilizado para determinar esses parâmetros.

Considerando uma máquina síncrona à vazio e submetida a um curto trifásico em seus terminais, tem-se o seguinte perfil para a corrente de uma fase no curto circuito (i_{au}).

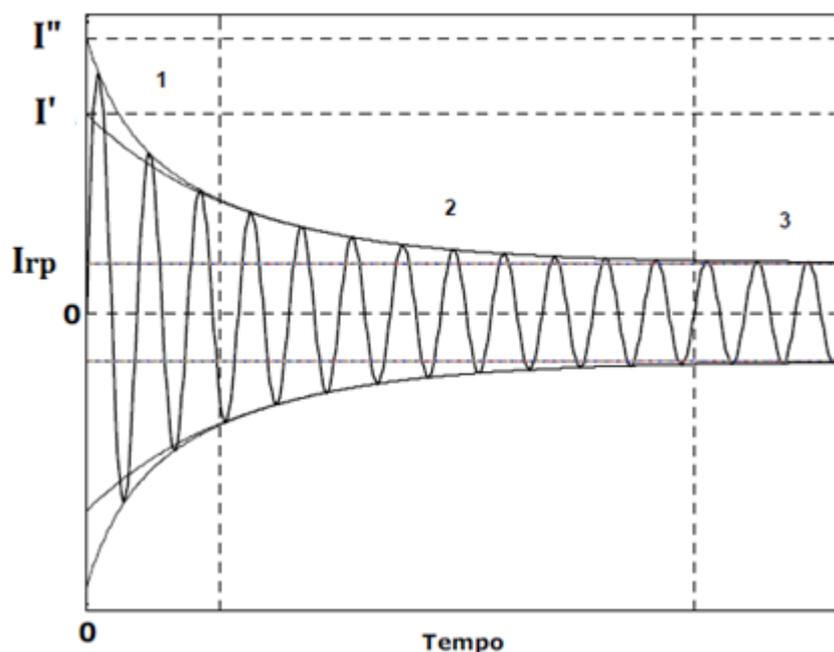


Figura 4.1 - Corrente de curto-circuito

Na figura 4.1, tem-se três regiões distintas, que são definidas como regime subtransitório (1), regime transitório (2) e regime permanente (3).

Analisando o curto-circuito, como qualquer outro distúrbio causado a máquina síncrona, correntes são induzidas nos seus circuitos internos, afetando o seu funcionamento de uma forma geral. No ensaio de curto-circuito, isto ocorre devido às altas correntes que circulam nos enrolamentos da armadura. Assim, uma vez que a intensidade da corrente da armadura aumenta, são induzidas correntes nos enrolamentos amortecedores. O mesmo ocorre com os enrolamentos de campo.

Estas correntes são induzidas nestes circuitos para se respeitar um importante conceito: os enlaces de fluxo nos circuitos fechados do rotor não podem variar instantaneamente. Os regimes 1, 2 e 3 apresentados na figura 4.1, possuem uma relação direta com a circulação destas correntes induzidas, e são apresentados a seguir.

O regime subtransitório, ocorre logo após a aplicação do curto. É representado apenas pelos primeiros ciclos. A constante de tempo subtransitória de eixo direto (T''_d) é que define o tempo de duração deste período. Como a corrente de armadura é muito elevada, pode-se

concluir que no período subtransitório, a reatância vista pelos enrolamentos de armadura é reduzida se comparada com os outros períodos. Isto porque ocorre a reação dos enrolamentos de campo e amortecedor.

Assim, pode-se definir a reatância subtransitória de eixo direto (X''_d). Considerando o circuito equivalente da máquina da figura 3.11 e os enrolamentos ativos neste período, tem-se a figura 4.2.

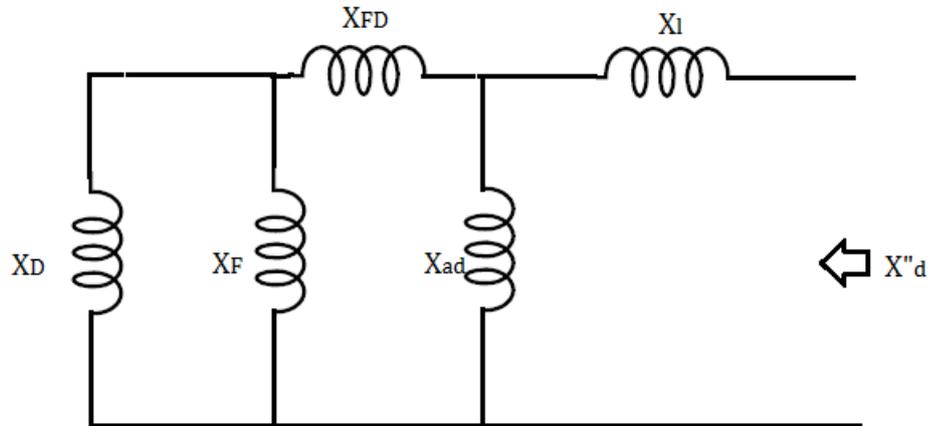


Figura 4.2 - Reatância subtransitória de eixo direto.

A reatância subtransitória de eixo direto (X''_{du}) será:

$$X''_{du} = X_1 + \left(\frac{1}{X_{ad}} + \frac{X_F + X_D}{X_{FD}X_F + X_{FD}X_D + X_FX_D} \right)^{-1} \quad (4.1)$$

Como a máquina síncrona é modelada por um circuito RL, as constantes de tempo devem ser introduzidas a fim de incluir o efeito das resistências da máquina síncrona.

Desta forma, ao aplicar um degrau de tensão no circuito amortecedor da máquina síncrona através do fechamento de S1, pode-se definir a constante de tempo subtransitória. A figura 4.3 facilita o entendimento deste parâmetro.

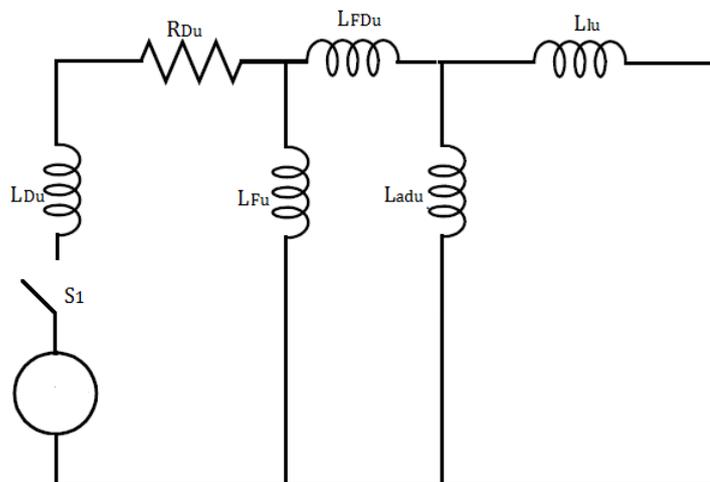


Figura 4.3 - Circuito para o cálculo da constante de tempo subtransitória de eixo direto.

Com o circuito RL da figura 4.3, pode-se calcular a sua constante de tempo. Esta, se baseia na relação L/R , onde L representa a indutância vista do circuito amortecedor e R a resistência do circuito amortecedor. Assim, para a constante de tempo subtransitória de eixo direto, tem-se:

$$T''_{du} = \frac{L_{Du} + \left[\frac{L_{FDu}L_{adu} + L_{FDu}L_{lu} + L_{adu}L_{lu} + L_{Fu}L_{adu} + L_{Fu}L_{lu}}{L_{Fu}(L_{FDu}L_{adu} + L_{FDu}L_{lu} + L_{adu}L_{lu})} \right]^{-1}}{R_{Du}} \quad (4.2)$$

O regime transitório inicia-se normalmente após um ou dois ciclos (dependendo do valor de T''_{du}). Analisando a corrente da figura 4.1, mais especificamente a parte relativa ao regime transitório, tem-se que esta tem um valor visivelmente maior que a corrente de regime permanente e menor que a corrente do período subtransitório. Assim, no período transitório, considera-se que já ocorreu uma dissipação das correntes nos enrolamentos amortecedores. Portanto, os enrolamentos amortecedores entraram em repouso e há correntes induzidas apenas nos enrolamentos de campo. Com isso, a reatância transitória de eixo direto é obtida desconsiderando o ramo amortecedor. A figura 4.4 ilustra os enrolamentos ativos deste período.

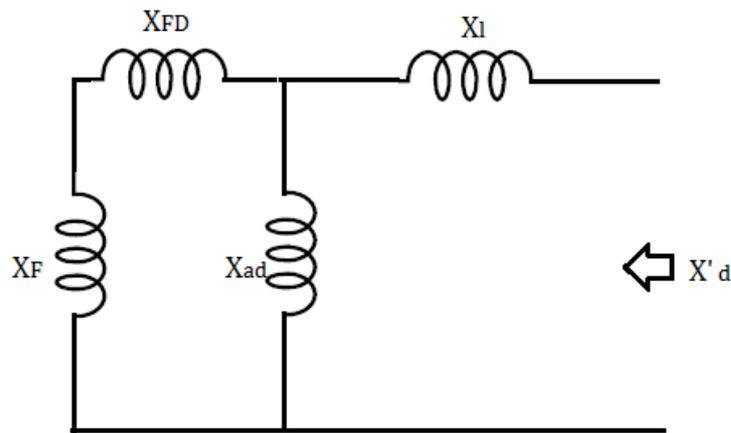


Figura 4.4 – Reatância transitória de eixo direto.

Considerando a figura 4.4, a reatância transitória de eixo direto é definida como sendo a reatância vista dos terminais da máquina. Assim, tem-se:

$$X'_{du} = X_i + \left(\frac{1}{X_{ad}} + \frac{1}{X_{FD} + X_F} \right)^{-1} \quad (4.3)$$

A constante de tempo transitória de eixo direto em curto-circuito pode ser obtida a partir da análise do circuito mostrado na figura 4.5. Considerando o fechamento da chave S1, no ramo representativo do enrolamento de campo, pode-se obter a constante de tempo do circuito RL, usando o mesmo método da constante de tempo subtransitória:

$$T'_d = \frac{L_{Fu} + L_{FDu} + \left(\frac{L_{adu}L_{lu}}{L_{adu} + L_{lu}} \right)}{R_{Fu}} \quad (4.4)$$

Esta constante de tempo é dada pela razão entre a indutância vista do circuito de campo pela resistência do enrolamento de campo, como mostrado na equação 4.4

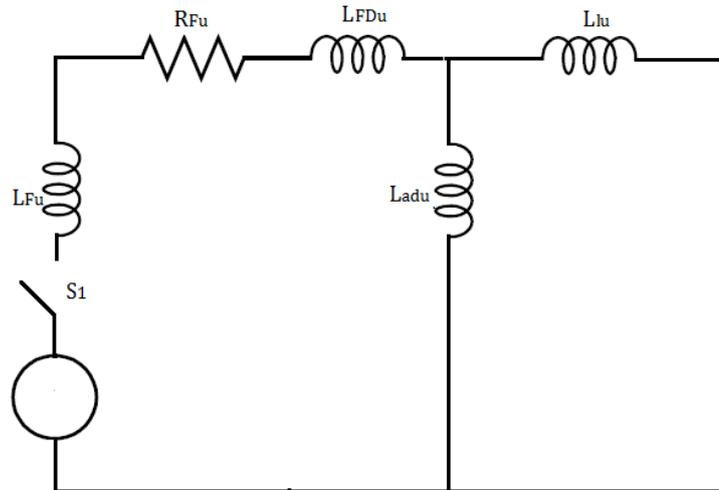


Figura 4.5 - Constante de tempo transitória de eixo

O regime permanente inicia-se quando a corrente da armadura se estabiliza. Neste período não há influência dos enrolamentos do rotor. Logo, não existem correntes induzidas nos circuitos de campo e amortecedor, pois não há mais variação de fluxo nestes enrolamentos.

Assim, desconsiderando os enrolamentos de campo e amortecedor, pode-se obter a reatância de eixo direto.

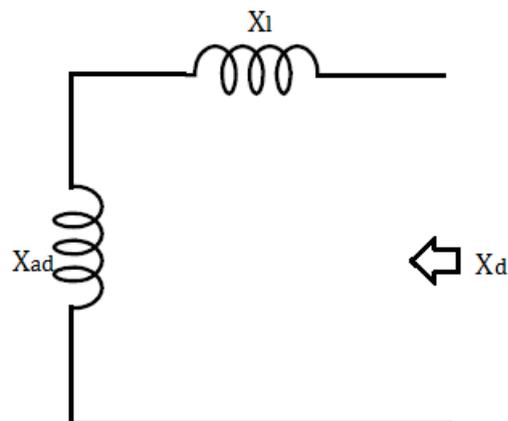


Figura 4.6 - Reatância equivalente de regime permanente.

Considerando a figura 4.6, tem-se:

$$X_d = X_l + X_{ad} \quad (4.6)$$

4.3 Metodologia para a identificação dos parâmetros pelo ensaio de curto-circuito.

Uma vez definidos os parâmetros envolvidos no ensaio de curto-circuito, pode-se estabelecer as equações da corrente da armadura (i_{au}) e da corrente de campo (i_{Fu}) durante o curto-circuito trifásico nos terminais da máquina síncrona:

$$i_{au} = \frac{\sqrt{2}E}{X'_{du}} \text{sen}(w_r t + \delta) - \frac{\sqrt{2}E}{2} \frac{X_{qu} + X'_{du}}{X_{qu} X'_{du}} \text{sen}(\delta) - \frac{\sqrt{2}E}{2} \frac{X_{qu} + X'_{du}}{X_{qu} X'_{du}} \text{sen}(2w_r t + \delta) \quad (4.7)$$

$$i_{Fu} = i_{F_{0u}} + i_{F_{0u}} \frac{X_{du} + X'_{du}}{X'_{du}} - i_{F_{0u}} \cos(w_r t) \frac{X_{du} + X'_{du}}{X'_{du}} \quad (4.8)$$

Observa-se que i_{au} e i_{Fu} apresentam três componentes. Na armadura, por fase, manifestam-se, uma componente fundamental e duas componentes induzidas. Nesta última, tem-se uma componente de corrente contínua e uma de corrente alternada de segundo harmônico. Já no campo, tem-se a corrente contínua original, uma corrente contínua induzida e uma corrente alternada de 60 Hz induzida.

Estas componentes induzidas durante o curto-circuito ocorrem devido à reação dos enrolamentos do estator e do rotor, a fim de manter os seus respectivos fluxos enlaçados, uma vez admitido a hipótese de resistências desprezíveis. Assim, antes da ocorrência do curto-circuito, tem-se um fluxo no entreferro produzido pela excitação. Este fluxo provoca um enlace nas fases do estator. Com a aplicação do distúrbio, tem-se o aparecimento da componente contínua na armadura para manter os fluxos enlaçados na mesma. Esta componente contínua varia de acordo com a fase, pois depende da posição do rotor em relação a estes enrolamentos. Ou seja, depende da tensão existente na fase antes da aplicação do curto. Assim, a componente de corrente contínua é de diferente intensidade em cada fase. Esta corrente induz no campo uma componente alternada de frequência fundamental. O enrolamento de campo, por sua vez, induz a componente de segundo harmônico nos enrolamentos de fases, através desta corrente alternada de frequência fundamental.

A componente contínua induzida no campo surge devido à reação da armadura. Assim, com a aplicação do curto-circuito trifásico nos terminais da máquina, para contrabalancear a força magneto motriz girante do rotor, os enrolamentos da armadura produzem correntes defasadas de 120° elétricos nos seus enrolamentos. Estas correntes produzem uma força magneto motriz de reação da armadura, girando com velocidade síncrona e, portanto, estacionária em relação ao rotor. Esta última, se opõe à força magneto motriz do rotor que, por sua vez, reage com um acréscimo da componente contínua de corrente, a fim de preservar o seu fluxo original.

Com a corrente de armadura no curto-circuito, pode-se calcular o seu valor eficaz (I_{ef}), isto é, realizado a partir da detecção, interpolação e extrapolação dos picos inferiores e superiores da corrente de curto-circuito. Uma rotina desenvolvida em Matlab que executa esta tarefa é apresentada no capítulo 5. Este programa realiza a sincronização dos sinais através de uma interpolação dos picos para o instante desejado. A interpolação é realizada através de um algoritmo do tipo *Spline cúbica*.

Assim, determina-se a curva da corrente eficaz da armadura durante o curto-circuito trifásico nos terminais do gerador síncrono. A equação 4.9 representada esta grandeza:

$$I_{ef} = E \left[\frac{1}{X_d} + \left(\frac{1}{X'_d} - \frac{1}{X_d} \right) e^{-t/T'_d} + \left(\frac{1}{X''_d} - \frac{1}{X'_d} \right) e^{-t/T''_d} \right] \quad (4.9)$$

Onde E é o valor eficaz da tensão à vazio do gerador antes do curto-circuito.

De outra forma, tem-se:

$$I_{ef} = E(I_{rp} + I' e^{-t/T'_d} + I'' e^{-t/T''_d}) \quad (4.10)$$

Sendo, I_{rp} a corrente eficaz de regime permanente, I' o valor eficaz inicial da componente transitória da corrente de curto-circuito, I'' o valor eficaz inicial da componente subtransitória da corrente de curto-circuito.

O passo seguinte é a identificação dos períodos transitórios, subtransitório e regime permanente. O primeiro a ser identificado, devido à facilidade, é o regime permanente. Assim, obtendo o valor da corrente de curto-circuito eficaz de regime permanente, pode-se obter o valor de X_d .

O valor de I_{rp} é o obtido na curva da corrente eficaz em relação ao tempo, e representa o valor no qual I_{ef} estabiliza após a aplicação do curto. Assim tem-se:

$$X_d = \frac{E}{I_{rp}} \quad (4.11)$$

Para a identificação do regime transitório, primeiro deve-se descontar o valor da corrente de regime permanente, como mostrado a seguir:

$$I_{ef} - I_{rp} = E \left[\left(\frac{1}{X'_d} - \frac{1}{X_d} \right) e^{-t/T'_d} + \left(\frac{1}{X''_d} - \frac{1}{X'_d} \right) e^{-t/T''_d} \right] \quad (4.12)$$

Um procedimento prático para análise da corrente transitória consiste em apresentar a sua variação ao longo do tempo em um gráfico semilogarítmico. Neste gráfico pode-se observar que a variação da corrente pode ser dividida em dois períodos distintos. O primeiro período perdura apenas nos instantes iniciais e pode ser representado pela soma das correntes transitória (I_t) e subtransitória (I_s). O segundo, é representado apenas pela parcela relativa à corrente transitória, pois a componente subtransitória já se esvaiu. Assim, ajusta-se uma reta do tipo $A't+B'$ ao período transitório, a partir da qual pode-se obter os valores da reatância e constante de tempo transitórias de eixo d.

Para obter a reatância, deve-se realizar uma extrapolação para o instante inicial. Neste ponto, onde a reta que representa a corrente transitória toca o eixo das ordenadas, tem-se o logaritmo do valor da corrente transitória inicial. Outra forma de obter este parâmetro se dá através do valor da constante B' , obtida por mínimos quadrados. Desta forma, pode-se calcular o valor da reatância transitória:

$$I' = e^{B'} \quad (4.13)$$

$$X'_d = \frac{V}{I_{rp} + I'} \quad (4.14)$$

O valor da constante de tempo transitória de eixo direto é obtido através da inclinação da reta que representa a curva transitória da corrente. Desta forma, com a tangente do ângulo de inclinação da reta ajustada para este período, tem-se o valor de A' , que é utilizado da seguinte forma:

$$T'_d = \frac{1}{A'} \quad (4.15)$$

Por fim o regime subtransitório. Ao subtrair a reta $A't + B'$ das medições de corrente, obter-se-á apenas o regime subtransitório. Assim, com os valores restantes, deve-se novamente ajustar uma reta do tipo $A''t + B''$ para obter as reatâncias e constantes de regime subtransitório:

$$I'' = e^{B''} \quad (4.16)$$

$$X'_d = \frac{E}{I_{rp} + I' + I''} \quad (4.17)$$

$$T''_d = \frac{1}{A''} \quad (4.18)$$

4.4 Ensaio de abertura do curto-circuito ou de recuperação de tensão

O ensaio de abertura de curto-circuito é também chamado de ensaio de recuperação de tensão, devido ao perfil da evolução da tensão da armadura durante o ensaio. Este sai do valor nulo e aumenta gradativamente até o seu valor de regime permanente (V_{rp}), proporcional ao nível de excitação da máquina. A excitação, assim como no ensaio de curto-circuito trifásico na máquina síncrona, deve ser reduzida, posto que é limitada pela corrente de armadura em curto-circuito. Quando realizados em conjunto, os ensaios de curto-circuito e de recuperação de tensão têm a mesma excitação.

O ensaio de recuperação de tensão não é tão utilizado quanto o ensaio de fechamento de curto-circuito trifásico na máquina síncrona, mas poderia ser facilmente realizado junto a este ensaio mais tradicional sem que haja a necessidade de adicionar qualquer equipamento. Para a sua execução, basta abrir o curto-circuito aplicado à máquina e registrar a recuperação das tensões da armadura. Da evolução da variação da tensão de armadura é possível extrair as reatâncias de eixo direto e as constantes de tempo de circuito aberto.

Estas constantes de tempo de circuito aberto não são obtidas através do ensaio de curto-circuito. Assim, pode-se fazer uma análise positiva sobre a realização conjunta dos ensaios. Primeiro, as reatâncias de eixo direto são identificadas em ambos os ensaios. Assim, podem-se comparar os valores obtidos para validar ambos os ensaios e, conseqüentemente, obter resultados mais consistentes. Segundo, a vantagem de obter as constantes de tempo de circuito aberto e de curto-circuito da máquina síncrona. Tudo isso, a um baixo custo, posto que os ensaios podem facilmente ser realizados simultaneamente.

Adicionalmente, o registro do transitório ocasionado na corrente de campo durante a realização do ensaio de recuperação de tensão possibilita a identificação da reatância

característica. Assim, um modelo de máquina síncrona mais completo, com fidelidade de simulação para as grandezas do rotor, pode ser obtido. Assim, um método desenvolvido para obtenção da reatância característica é apresentado neste capítulo.

A principal desvantagem do ensaio de recuperação de tensão, também é a retirada da máquina síncrona de operação e a necessidade da sua desconexão da rede. Quando considerado o impacto causado à máquina, este é significativamente menor quando comparado ao ensaio de curto-circuito trifásico. Outro fato interessante é a semelhança com o ensaio de rejeição de carga reativa. Pode-se observar que o perfil da corrente de campo em ambos os casos são praticamente idênticos. Assim, o método desenvolvido para identificar X_c é baseado em pesquisas que utilizam o ensaio de rejeição de carga, como o trabalho apresentada por em Oliveira (1989).

A seguir, será apresentado as constantes de tempo de circuito aberto. Estes parâmetros são complementares aos obtidos pelo ensaio de curto-circuito trifásico e podem ser identificados através do ensaio de recuperação de tensão.

A constante de tempo subtransitória de circuito aberto para o eixo direto é obtida da mesma forma que a outra constante de tempo subtransitória. Pela definição, deve-se aplicar um degrau através do fechamento da chave S1, como mostra a figura 4.7. Porém, no circuito representativo deste período, considera-se que a chave S2 esteja aberta. Assim, tem-se uma alteração na indutância vista dos terminais do enrolamento amortecedor, pois a indutância de dispersão não é considerada.

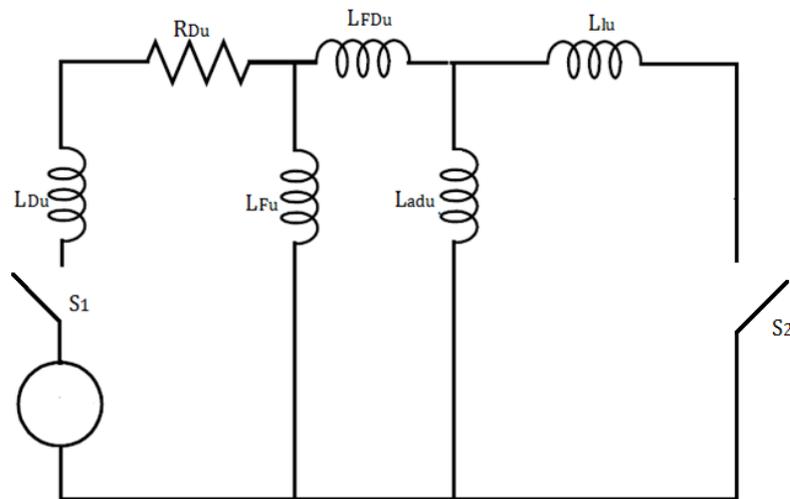


Figura 4.7 - Circuito da máquina síncrona para o cálculo da constante de tempo de circuito aberto do período subtransitório.

Desta forma, tem-se:

$$T''_{d0} = \frac{L_{Du} + \left(\frac{1}{L_{Fu}} + \frac{1}{L_{FDu} + L_{adu}} \right)^{-1}}{R_{Du}} \quad (4.19)$$

Para a constante de tempo transitória de circuito aberto, o mesmo deve ser considerado. Assim, desconsiderando o ramo amortecedor, e considerando as chaves S1 fechada e S2 aberta, tem-se:

$$T'_{d0} = \frac{L_{Fu} + L_{FDu} + L_{adu}}{R_{Fu}} \quad (4.20)$$

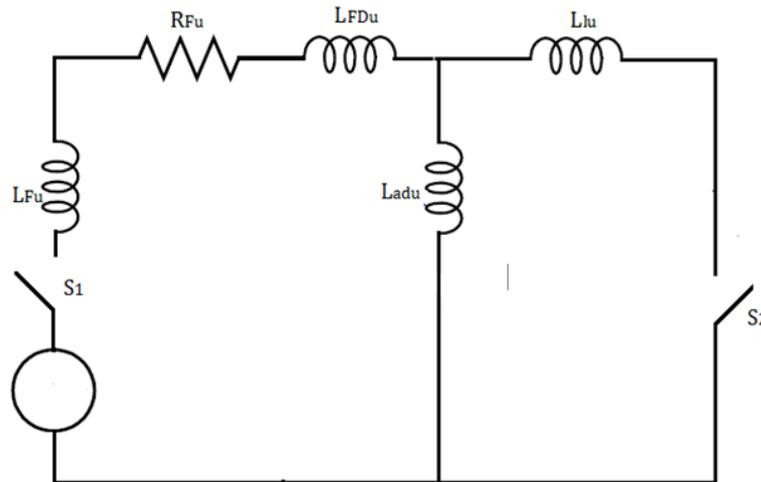


Figura 4.8 - Circuito da máquina síncrona para o cálculo da constante de tempo de circuito aberto para o período transitório.

4.5 Metodologia para a identificação dos parâmetros pelo ensaio recuperação de tensão.

Com as reatâncias de eixo direto e as constantes de tempo de circuito aberto definidas, pode-se apresentar o método utilizado para obtê-las através do ensaio de recuperação de tensão.

Com a abertura do curto-circuito trifásico nos terminais da máquina síncrona, as tensões alternadas da armadura passam a aumentar em amplitude até chegar à condição de regime permanente. Assim, deve-se obter a excursão do valor eficaz da tensão na armadura ao longo do tempo (V_{ef}). Isto pode ser realizado a partir da detecção, interpolação e extrapolação dos picos inferiores e superiores da tensão da armadura. Ou seja, da mesma forma que é determinada a excursão da corrente eficaz durante o curto trifásico nos terminais da máquina, procede-se para determinar a variação de tensão no ensaio de abertura de curto-circuito. Desta forma, o mesmo procedimento baseado no algoritmo de *Spline cúbica*, pode ser utilizado para obter-se V_{ef} ao longo do tempo, como é exposto no capítulo 5.

Com o valor de V_{ef} , pode-se relacionar as constantes de tempo de circuito aberto e as reatâncias de eixo direto, como mostrado na equação 4.21:

$$V_{ef} = I_0 \left[[X_d - (X_d - X'_d) e\left(-\frac{t}{T'_{do}}\right) - (X'_d - X''_d) e\left(-\frac{t}{T''_{do}}\right)] \right] \quad (4.21)$$

O próximo passo é identificar as componentes transitória, subtransitória, e de regime permanente. O gráfico da tensão eficaz por tempo é apresentado na figura 4.9. Este define as componentes de cada período e facilita o entendimento dos cálculos utilizados para obter parâmetros da máquina síncrona.

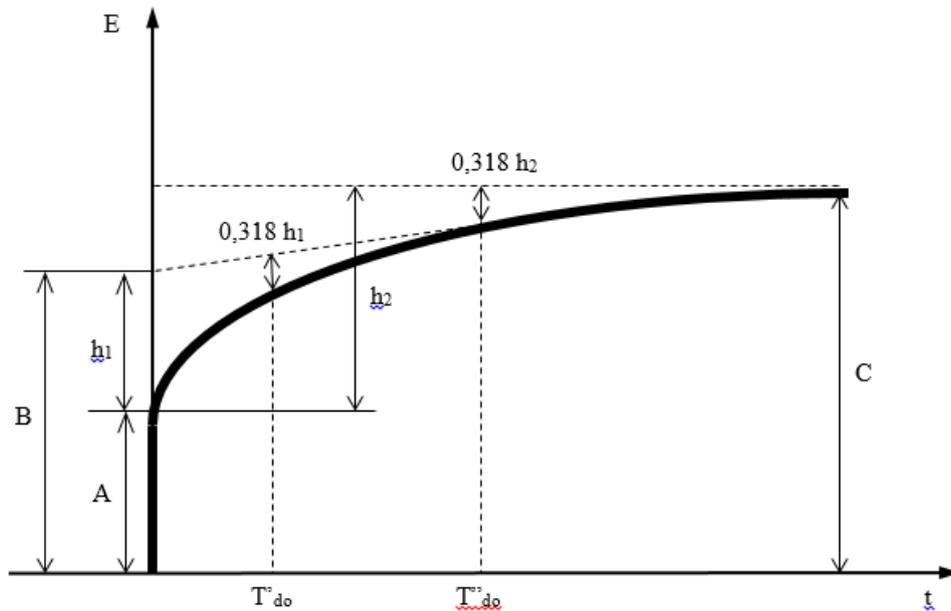


Figura 4.9 - Valor eficaz da tensão ao longo do tempo.

Com base na figura 4.9, tem-se:

$$X''_d = \frac{A}{I_0} \quad (4.22)$$

$$X'_d = \frac{B}{I_0} \quad (4.23)$$

$$X_d = \frac{C}{I_0} \quad (4.24)$$

No gráfico, logo após a abertura do curto, tem-se um degrau de amplitude A que representa a parcela subtransitória da tensão da armadura. Assim, para o cálculo da reatância X''_d , deve-se utilizar o valor de A, dividido pela corrente existente antes da abertura do curto-circuito trifásico nos terminais da máquina síncrona (I_0), através da equação (4.22). Para a constante de tempo subtransitória, primeiro deve-se aplicar o logaritmo no valor de V_{ef} . Em seguida, no gráfico semilog resultante, ajusta-se uma reta para o período subtransitório ($A''_{rt}t + B''_{rt}$). Com o valor de A''_{rt} , que representada o grau de inclinação da reta, é calculado a constante de tempo subtransitória de circuito aberto:

$$T''_{do} = \frac{1}{A''_{rt}} \quad (4.25)$$

Na figura 4.9, a grandeza B representa a tensão inicial do período transitório. Para obter este valor, deve-se inicialmente ajustar uma curva de característica exponencial ao período transitório. A extrapolação desta curva ao instante de tempo inicial resulta no valor da constante B. Uma alternativa para a obtenção de B consiste na representação de V_{ef} em um gráfico semilogarítmico e no ajuste de uma reta do tipo ($A'_{rt}t + B'_{rt}$) para o período transitório. Assim, o valor de B é o próprio valor de B'_{rt} . Desta forma através da equação 4.23, calcula-se a reatância

transitória de eixo direto. A constante de tempo transitória é obtida através de A'_{rt} , como mostrado a seguir:

$$T'_{do} = \frac{1}{A'_{rt}} \quad (4.26)$$

A parcela de regime permanente é obtida quando a tensão da armadura atinge a estabilidade. O valor de C , representa o valor da tensão de regime permanente. Para o cálculo de X_d , deve-se dividir C por I_0 (equação 4.24).

4.6 Cálculo da reatância característica através de ensaio de curto-circuito e recuperação de tensão

Normalmente, os modelos de máquinas síncronas consideram todas as reatâncias mútuas iguais, em pu. Assim, os modelos tradicionais, não possuem a indutância L_{FD} descrita no item 3.5, ou reatância X_{FD} . Em contrapartida, os elementos que compõem os circuitos do rotor perdem completamente o seu sentido físico e apresentam valores discrepantes em relação à máquina real.

Estes modelos tradicionais podem ter seus parâmetros identificados com a realização dos ensaios de curto-circuito e recuperação de tensão, como foi mostrado anteriormente. Porém, analisando a identificação dos modelos tradicionais e comparando com a identificação do modelo da figura 3.10, dois pontos divergentes se apresentam.

O primeiro se deve às reatâncias e constantes de tempo de eixo direto. Obviamente a fórmula para a obtenção destes parâmetros são diferentes, pois há uma reatância a mais em um deles. Mas, os valores obtidos através dos ensaios, são independentes do modelo adotado e se baseiam no perfil das grandezas da máquina real em face de uma perturbação. Assim, fica claro que os modelos terão indutâncias próprias e mútuas diferentes. Isto vale para os enrolamentos do rotor e para os enrolamentos do estator. O mesmo se pode dizer para as resistências dos enrolamentos.

É natural pensar que as resistências e reatâncias do rotor devem ser diferentes. Haja vista que o modelo tradicional não representa corretamente as grandezas do rotor, e o outro sim. Mas, os parâmetros do estator, também não são iguais. Embora, em ambos os modelos, tem-se uma representação correta das grandezas do estator.

O segundo ponto de divergência, diz respeito à identificação da reatância característica. Considerando como exemplo o ensaio de curto-circuito trifásico na máquina síncrona, pode-se identificar os parâmetros, X_d , X'_d , X''_d , T'_d e T''_d , que são equacionados em função dos enrolamentos da máquina síncrona, como foi exposto nos itens 4.2 e 4.4. Com isso, para o modelo tradicional, têm-se cinco equações. As mesmas apresentam como variáveis os parâmetros X_{ad} , X_F , X_D , R_D e R_F , considerando X_l conhecido. Assim, é possível obtê-los, porém, o mesmo não pode ser realizado para o modelo que considera a X_{FD} , pois com cinco equações, não é possível identificar seis variáveis. Assim, surge a necessidade do conhecimento de mais um parâmetro para calcular X_{FD} . Está parâmetro é a reatância característica

Para isso, é utilizado um método para identificar a reatância característica. Este se baseia na avaliação da excursão da corrente de campo, registrada durante os ensaios de curto-circuito e recuperação de tensão. Desta forma, este modelo da máquina síncrona é identificado a partir

de dados da armadura e do rotor. Consequentemente, este modelo representa as grandezas do rotor e do estator corretamente. Além disso, a correta transformação entre os circuitos (item 4.7) desfaz as incoerências relatadas anteriormente, tornando as reatâncias e constantes de eixo direto do modelo proposto iguais a do modelo tradicional.

Dado o exposto, pode-se dizer que a reatância característica (X_c) funciona como um fator de correção que, em alguns casos, pode até ter um valor negativo. Sua função é melhorar o desempenho do modelo para as grandezas do rotor, respeitando as informações obtidas no estator da máquina.

A seguir, serão apresentados dois métodos para a identificação da reatância característica. O primeiro, desenvolvido através do ensaio de curto-circuito. E o outro, baseado no ensaio de recuperação de tensão.

4.6.1 Curto-circuito.

Este método se baseia na corrente de campo registrada durante a aplicação do curto-circuito trifásico na máquina síncrona (Canay, 1983). A equação 4.8, que representa a corrente de campo durante o curto-circuito trifásico na máquina síncrona, apresenta três componentes. A componente original de corrente contínua e duas componentes induzidas, sendo uma em corrente contínua e a outra em corrente alternada de frequência fundamental.

O método para identificar X_c baseia-se na componente de frequência fundamental da corrente de campo induzida durante o ensaio de curto-circuito, mais especificamente, na sua amplitude inicial. Desta forma, para obter o valor desta amplitude, ajustam-se duas curvas com características exponenciais. Uma com os picos superiores e a outra com os picos inferiores da componente de frequência fundamental da corrente de campo. Aplicando-se o logaritmo a estas duas curvas serão obtidas duas retas, cuja diferença entre elas resulta em uma reta que representa a amplitude da componente de frequência fundamental da corrente de campo. Assim, extrapolando o valor desta reta para o instante de tempo inicial, tem-se, em logaritmo, a amplitude inicial ($2i_{F\sim}$).

A seguir apresentam-se duas figuras que retratam todo este procedimento.

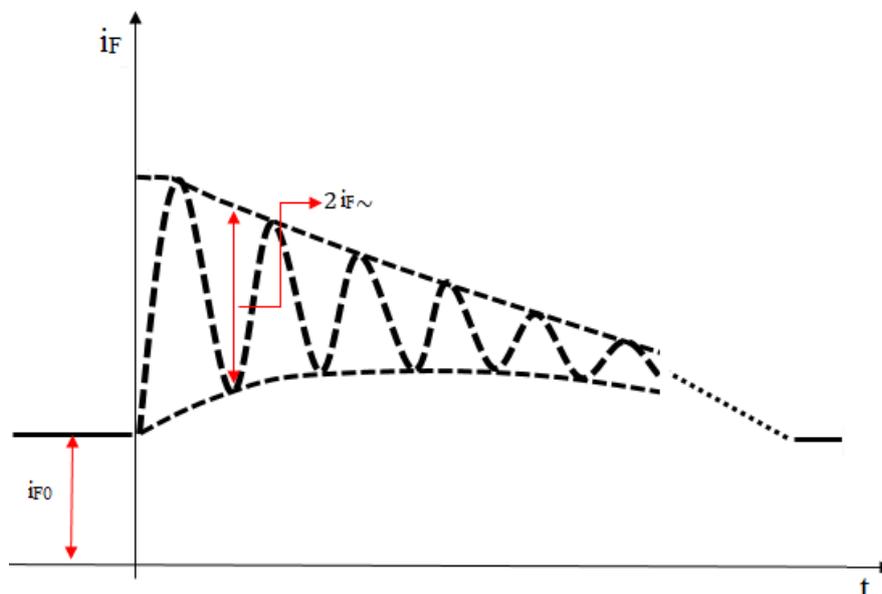


Figura 4.10 - Corrente de campo durante o curto-circuito.

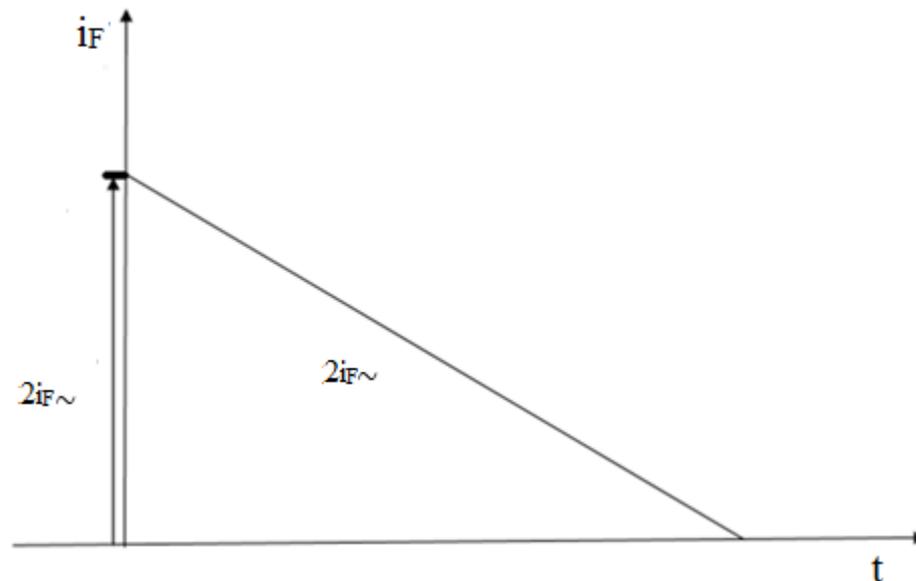


Figura 4.11- Gráfico semilog com a amplitude da componente de frequência fundamental da corrente de campo.

Com isso, pode-se obter a reatância X_c da seguinte forma: Considerando I_{F0} a corrente de campo inicial, tem-se:

$$\frac{I_{Fu}}{I_{F0u}} = 1 + \left(\frac{X_{du} + X'_{du}}{X'_{du}} \right) e^{-t/T'd} - a e^{-t/T_a} \cos(\omega_r t) \quad (4.27)$$

Sendo:

T_a Constante de tempo da armadura

Comparando a equação 4.8 com a 4.27, pode-se deduzir que:

$$\text{amp} \cong \left(\frac{X_{du} - X'_{du}}{X''_{du}} \right) \left(\frac{X''_{du} - X_{cu}}{X'_{du} - X_{cu}} \right) \quad (4.28)$$

O valor da variável amp representa a amplitude inicial da componente alternada da corrente de campo durante o ensaio de curto-circuito trifásico na máquina síncrona.

$$\frac{I_{f\sim}}{I_{F0}} = \text{amp} \quad (4.29)$$

Assim o valor (pu) da reatância característica pode ser calculado facilmente através da seguinte equação.

$$X_{cu} = \left(\frac{(X_{du} - X'_{du}) - aX'_{du}}{(X_{du} - X'_{du}) - aX''_{du}} \right) X''_d \quad (4.30)$$

A seguir será apresentado a identificação de X_c através do ensaio de recuperação de tensão.

4.6.2 Recuperação de tensão

O método utilizado aqui para identificar a reatância característica, também utiliza o perfil de variação da corrente de campo registrada durante o ensaio de recuperação de tensão. Porém, diferentemente do ensaio anterior, não há corrente na armadura após a abertura do curto-circuito trifásico. Assim, não há a indução de corrente alternada de frequência fundamental no circuito de campo.

Deve-se, portanto, utilizar uma abordagem diferente para o método. Assim, tem-se a equação da corrente de campo para o ensaio de rejeição de carga reativa (equação 4.32), modelado por Oliveira (1989). Esta modelagem considera a aplicação de um degrau negativo na corrente da armadura.

Como no teste de rejeição de carga reativa o ângulo de carga (δ) é nulo, tem-se a componente de corrente apenas no eixo direto. O mesmo ocorre para o ensaio de recuperação de tensão, pois antes da abertura do curto-circuito trifásico, tem-se uma corrente circulando na armadura, obviamente muito menor que na rejeição de carga reativa, com componente apenas no eixo direto. Desta forma, a modelagem apresentada pode ser aplicada ao ensaio de recuperação de tensão. Assim, tem-se:

$$\Delta i_d = -I_{d0} \quad (4.31)$$

Com a aplicação do degrau equação (4.31) nas equações de variação de tensão dos enrolamentos de campo e amortecedor (Δv_F e Δv_D) e, posteriormente, resolvendo as equações diferenciais para I_F , pode-se obter a corrente de campo para o ensaio de recuperação de tensão. Esta é apresentada a seguir:

$$\frac{\Delta I_{Fu}(t)}{I_{F0u}} = P_1 e^{-t/T'_{dou}} - P_2 e^{-t/T''_{dou}} \quad (4.32)$$

Sendo:

$$m = \frac{P_1}{P_2} \quad (4.33)$$

Tem-se:

$$L_{cu} = mL''_{du} - (m - 1)L'_{du} \quad (4.34)$$

Considerando que o valor da indutância característica (L_{cu}) está em pu, tem-se:

$$L_{cu} = X_{cu} \quad (4.35)$$

As expressões acima permitem derivar a reatância característica através do ensaio de recuperação de tensão. Uma vez que as indutâncias L'_d e L''_d , tenham sido identificadas, as constantes P_1 e P_2 podem ser obtidas através do gráfico da figura 4.11. Estas constantes, representam os valores iniciais das componentes transitórias (P_1) e subtransitória (P_2) da corrente

de campo durante o ensaio de recuperação de tensão, onde m é um coeficiente determinado através da relação entre P_1 e P_2 .

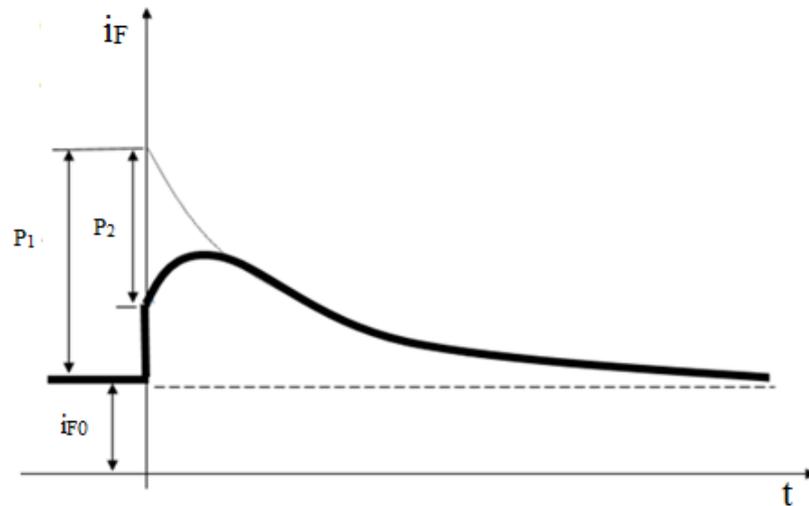


Figura 4.12 - Corrente de campo durante o ensaio de recuperação de tensão.

Considerando a figura 4.12, P_1 e P_2 podem ser obtidos de forma similar ao método aplicado para a tensão da armadura durante este mesmo ensaio. No gráfico da figura 4.13, ajusta-se uma curva com característica exponencial para o período transitório. Extrapolando a mesma para o instante de tempo inicial e descontando o valor da corrente inicial i_{F0} , tem-se o valor da amplitude da corrente transitória do campo (P_1). Em seguida, no degrau da corrente de campo, logo após a abertura do curto trifásico nos terminais da máquina, tem-se o valor inicial de P_2 , que vai até o valor obtido com a extrapolação do período transitório, como indicado na figura 4.12. Este procedimento pode ser realizado utilizando-se uma escala logarítmica, como mostrado na figura 4.13.

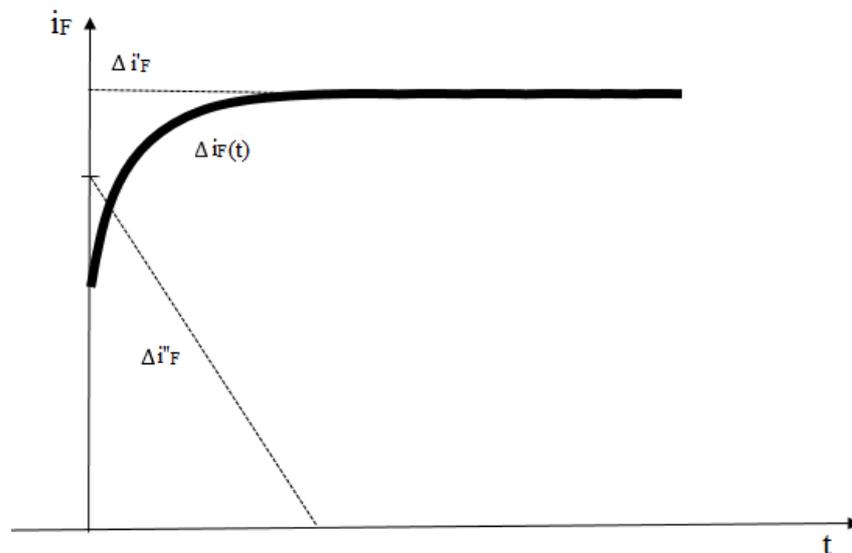


Figura 4.13 - Gráfico semilog para a corrente de campo no ensaio de recuperação de tensão.

Nesta figura tem-se $\Delta i'_F$ como o logaritmo da componente transitória da corrente de campo, e $\Delta i''_F$ como o logaritmo da componente subtransitória da corrente de campo.

4.7 Transformações entre os circuitos

Com a identificação da reatância característica pode-se determinar o modelo de máquina síncrona abordado. Isto é realizado por meio de simples transformações entre os circuitos.

Considerando que o ensaio de recuperação de tensão fornece constantes de tempo diferentes do ensaio de curto-circuito trifásico, os parâmetros de entrada disponíveis para realizar a transformação dependem do ensaio utilizado, como mostrado a seguir:

Variáveis de entrada

- Ensaio de curto-circuito trifásico: X_d , X'_d , X''_d , X_c , T'_d e T''_d .
- Ensaio de recuperação de tensão: X_d , X'_d , X''_d , X_c , T'_{d0} e T''_{d0} .

A figura 4.13 apresenta os circuitos envolvidos na transformação. Na figura o circuito (a), representa o modelo tradicional utilizado, onde os parâmetros podem ser identificados sem utilizar a reatância característica. A figura (b) representa o circuito que inclui a reatância característica. Neste, o valor de X_c não pode ser considerado como um tipo de reatância de dispersão. Esta depende do rotor e dos enrolamentos amortecedores. O circuito (c), considera a reatância (X_{FD}), cujo circuito é usado neste trabalho, e cujos parâmetros são calculados a partir das equações apresentadas a seguir.

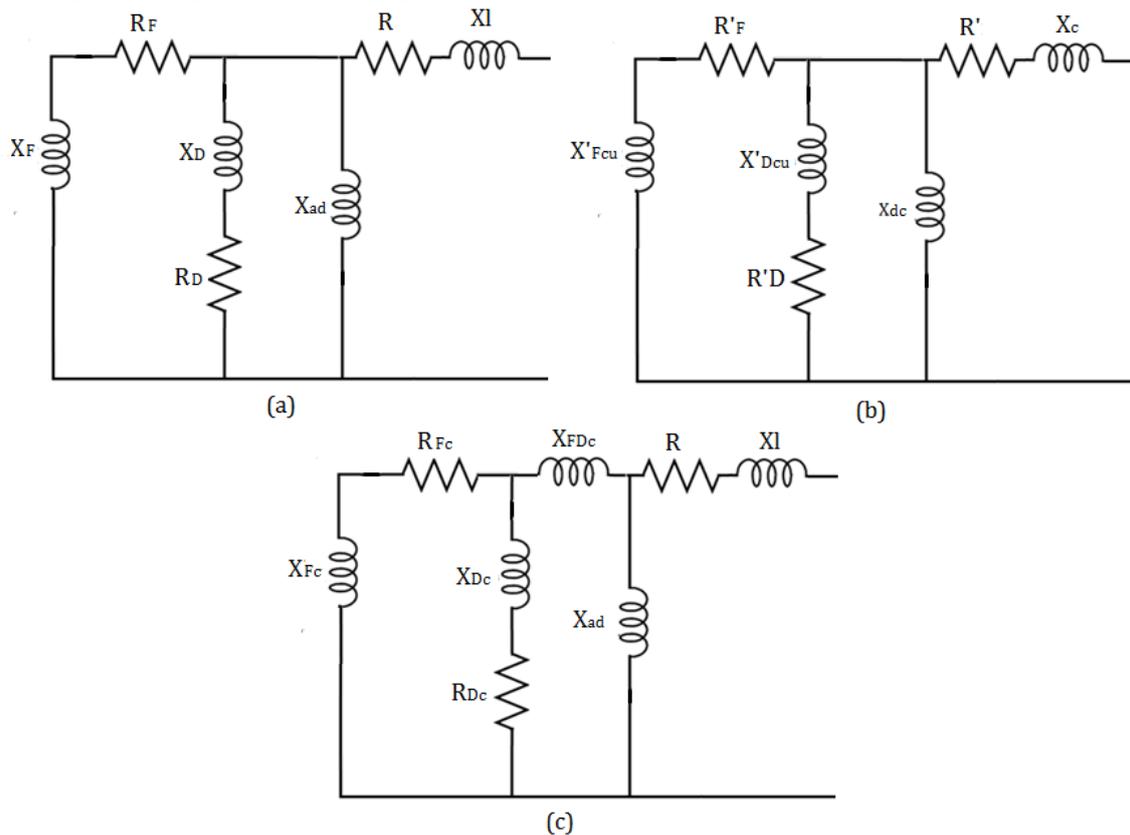


Figura 4.13 - Circuitos elétricos da máquina síncrona.

Considerando as variáveis de entrada, tem-se:

$$T'_{d0} + T''_{d0} = T'_d \frac{X_d}{X'_d} + \left(1 - \frac{X_d}{X'_d} + \frac{X_d}{X''_d}\right) T''_d \quad (4.36)$$

$$T'_{d0} T''_{d0} = T'_d T''_d \frac{X_d}{X''_d} \quad (4.37)$$

Para o ensaio de curto-circuito, deve-se calcular os parâmetros T'_{d0} e T''_{d0} a partir das equações 4.36 e 4.37. Para o ensaio de recuperação de tensão, as mesmas equações devem ser utilizadas, porém para calcular T'_d e T''_d .

Assim, tem-se os parâmetros intermediários:

$$X_{dc} = X_d - X_c \quad (4.37)$$

$$X''_{dc} = X''_d - X_c \quad (4.38)$$

$$X_{dc} = X_d - X_c \quad (4.39)$$

$$T'_{dc} + T''_{dc} = (T'_d + T''_d) \frac{X_d}{X_{dc}} - (T'_{d0} + T''_{d0}) \frac{X_c}{X_{dc}} \quad (4.40)$$

$$T'_{dc} T''_{dc} = (T'_{d0} T''_{d0}) \frac{X''_{dc}}{X_{dc}} \quad (4.41)$$

$$X'_{dc} = \frac{T'_{dc} - T''_{dc}}{T'_{d0} + T''_{d0} - \left(1 + \frac{X_{dc}}{X''_{dc}}\right) T''_{dc}} \quad (4.42)$$

E os Parâmetros de saída:

$$X_{FDc} = (X_c - X_l) \frac{X_{ad}}{X_{dc}} \quad (4.43)$$

$$X_{Dc} = \frac{X'_{dc} X''_{dc}}{X'_{dc} - X''_{dc}} \left(\frac{X_{ad}}{X_{dc}}\right)^2 \quad (4.44)$$

$$X_{Fc} = \frac{X_{dc} X'_{dc}}{X_{dc} - X'_{dc}} \left(\frac{X_{ad}}{X_{dc}}\right)^2 \quad (4.45)$$

$$R_{Dc} = \frac{X_{Dc}}{w_n T''_{dc}} \quad (4.46)$$

$$R_{Fc} = \frac{X_{Fc}}{w_n T'_{dc}} \quad (4.47)$$

Estas equações são obtidas através de transformações entre os circuitos (Canay, 1983). A reatância de dispersão é considerada conhecida, assim como a resistência da armadura. O subscrito c indica que os parâmetros foram calculados a partir do circuito que apresenta a reatância característica, sugerindo uma modificação nos valores dos parâmetros. Por exemplo, a reatância X_F do circuito (a) apresenta o mesmo significado físico da reatância X_{Fc} , mas os valores não são iguais. Assim, vale ressaltar que o circuito 4.13 (c) é o mesmo modelado no capítulo 3 (Figura 3.10), e o subscrito c foi introduzido aqui apenas para explicar a origem dos parâmetros deste modelo.

Para obter os resultados em pu, deve-se inserir as variáveis de entrada em pu.

Capítulo 5

Estudo de caso

5.1 Preparação dos testes

Foram realizados ensaios em laboratório para avaliação da metodologia proposta neste trabalho. Para tanto foi utilizado um conjunto motor-gerador didático, disponível em laboratório. As características nominais do gerador síncrono sob análise são descritas na tabela 5.1.

Tabela 5.1- Dados de placa da máquina síncrona

Fabricante	Equacional
Número de série	16762
Tipo	EGT1-6A
Potência	2 kVA
Fator de potência	0,8
Tensão	133/230/266/460 V
Corrente	8,7/5,0/4.4/2,5 A
Rotação	1800 rpm
Tensão de excitação	220 V
Corrente de excitação	0,6 A
Isolação	F
Massa	75 kg
Número de Polos	4

Os testes foram realizados com o gerador configurado para a tensão nominal de 220 V e corrente nominal de 5 A. Além do gerador, foram utilizados outros equipamentos auxiliares para a execução do ensaio. Estes são listados a seguir:

Para o circuito primário (motor):

- Motor de corrente contínua.
- Reostato (demarrador).
- Reostato.
- Fonte de alimentação DC.

Para o circuito do gerador:

- Gerador síncrono (especificado)
- Excitatriz estática
- Fonte de alimentação AC
- Contatores.

Para o circuito de comando:

- Botão de comando normalmente fechada
- Botão de comando normalmente aberta
- Fusível (2)
- Contatores.

Instrumentos medidores:

- Medidor Fluke - Scope meter 190 -204
- Garras amperimétricas
- Garras voltimétricas.
- Placa de aquisição de dados.

A taxa de amostragem utilizada na aquisição de dados foi de 4500 Hz.

A figura 5.1 mostra a bancada utilizada na realização dos ensaios de aplicação da metodologia proposta.

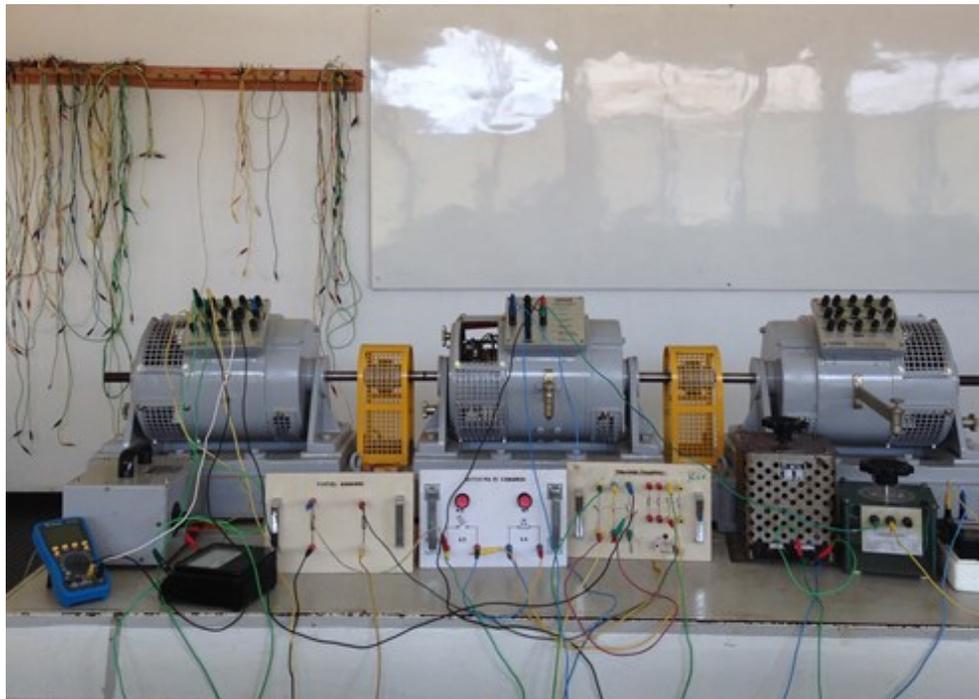


Figura 5.1 - Bancada utilizada para a realização dos testes.

5.2 Procedimentos e realização dos testes

O gerador sob teste foi inicialmente acionado empregando-se um motor de corrente contínua (MCC). Através de um reostato conectado à excitação do MCC, pôde-se ajustar a velocidade angular do eixo que conecta o motor de corrente contínua ao gerador síncrono. Ao atingir a velocidade síncrona de 1800 rpm, o circuito de excitação da máquina síncrona é ligado. Estando o gerador síncrono inicialmente com os terminais em aberto, ajusta-se a tensão de armadura ao valor desejado através de uma excitação estática ligada ao enrolamento de campo do gerador síncrono. Simultaneamente, corrige-se a velocidade angular do conjunto devido a uma pequena desaceleração causado pelo aumento da excitação do gerador.

Nestas condições, aplica-se um curto-circuito trifásico nos terminais do gerador, acionando-se o circuito de comando que fecha o contator trifásico ligado aos terminais do gerador. Durante o transitório registra-se os valores das tensões e correntes na armadura (através do medidor Fluke) e da corrente de campo (através do sistema de aquisição de dados). Após alguns segundos, (tempo necessário para a máquina síncrona voltar ao regime permanente), abre-se o contator trifásico ligado aos terminais da máquina e registra-se as mesmas grandezas nesta nova condição de abertura de curto-circuito.

Desta forma, desenvolvem-se ambos os ensaios, sendo o primeiro o fechamento de um curto-circuito trifásico nos terminais do gerador síncrono e o segundo de abertura deste curto trifásico (ensaio de recuperação de tensão). Este procedimento foi realizado várias vezes, com diferentes níveis de excitação do gerador síncrono. Os resultados de medições para dois destes ensaios são apresentados a seguir.

- a) Dados registrados para o ensaio de curto-circuito trifásico nos terminais do gerador:
Ensaio 1.

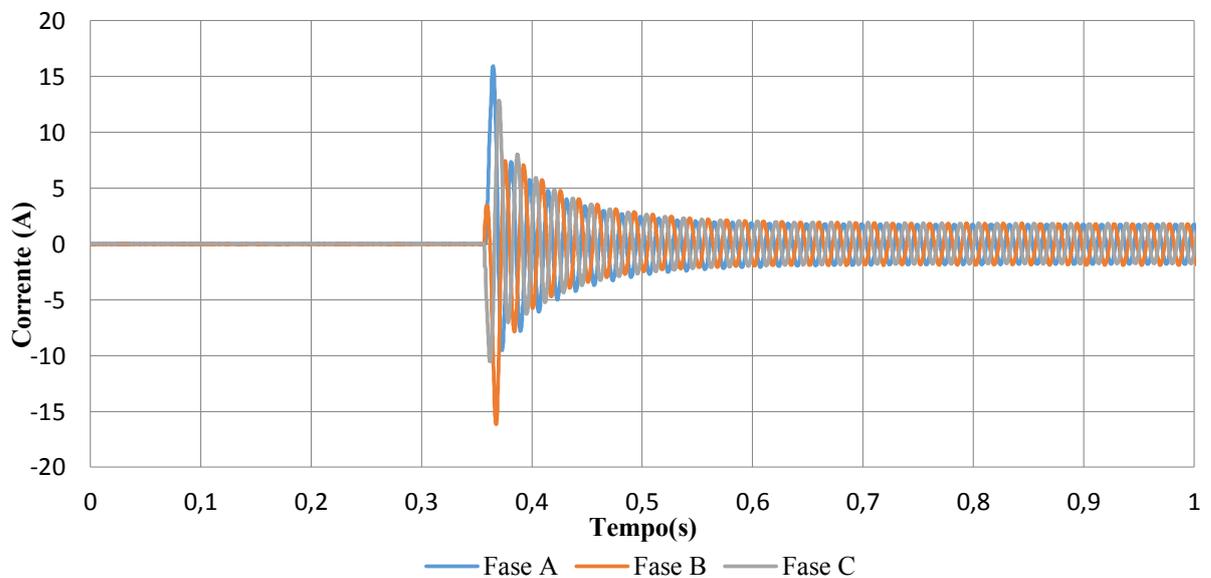


Figura 5.2 - Gráfico das correntes das fases A, B e C para o ensaio 1.

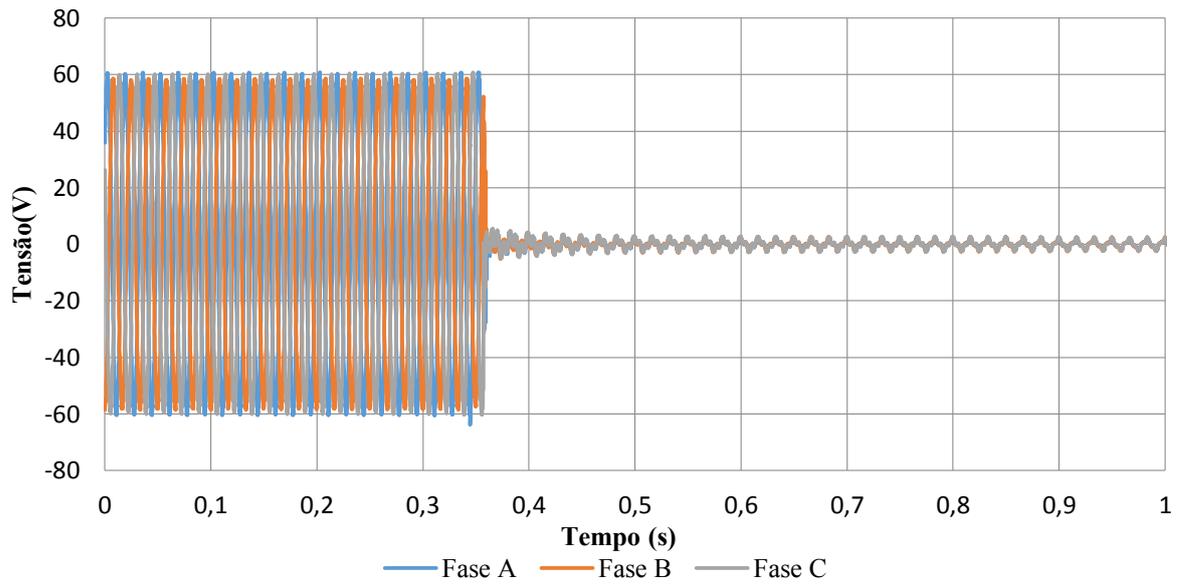


Figura 5.3 - Gráfico das tensões das fases A, B e C para o ensaio 1.

b) Dados registrados para o ensaio de recuperação de tensão: Ensaio 2.

As figuras 5.4 e 5.5 mostram a tensão e a corrente obtidas no ensaio de recuperação de tensão.

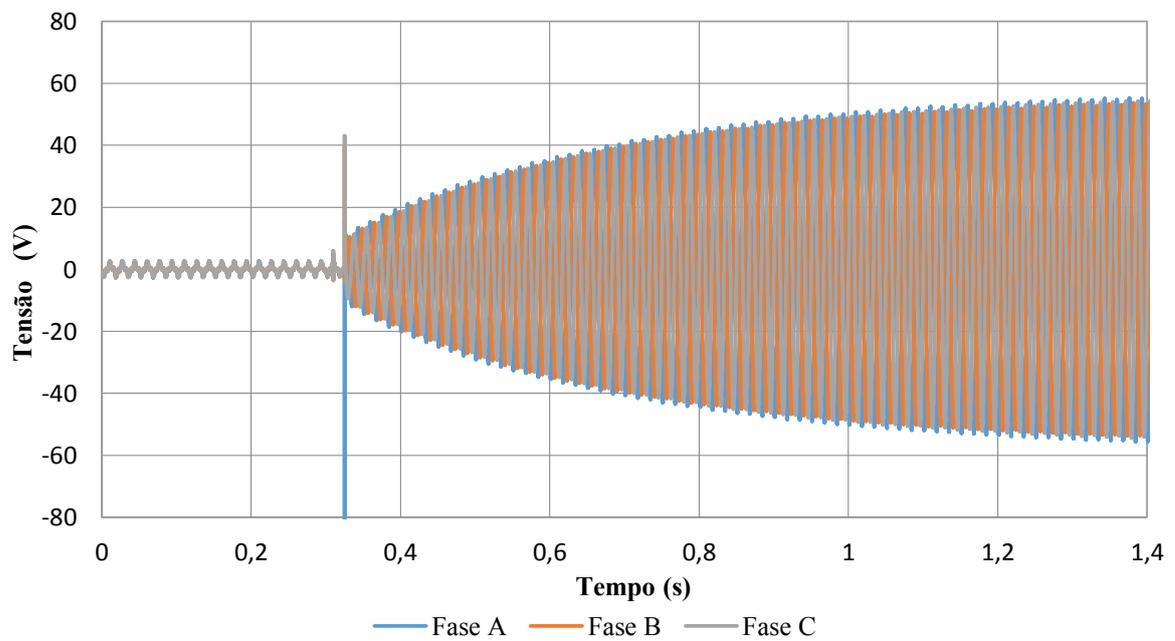


Figura 5.4 - Gráfico das tensões das fases A, B e C para o ensaio 2.

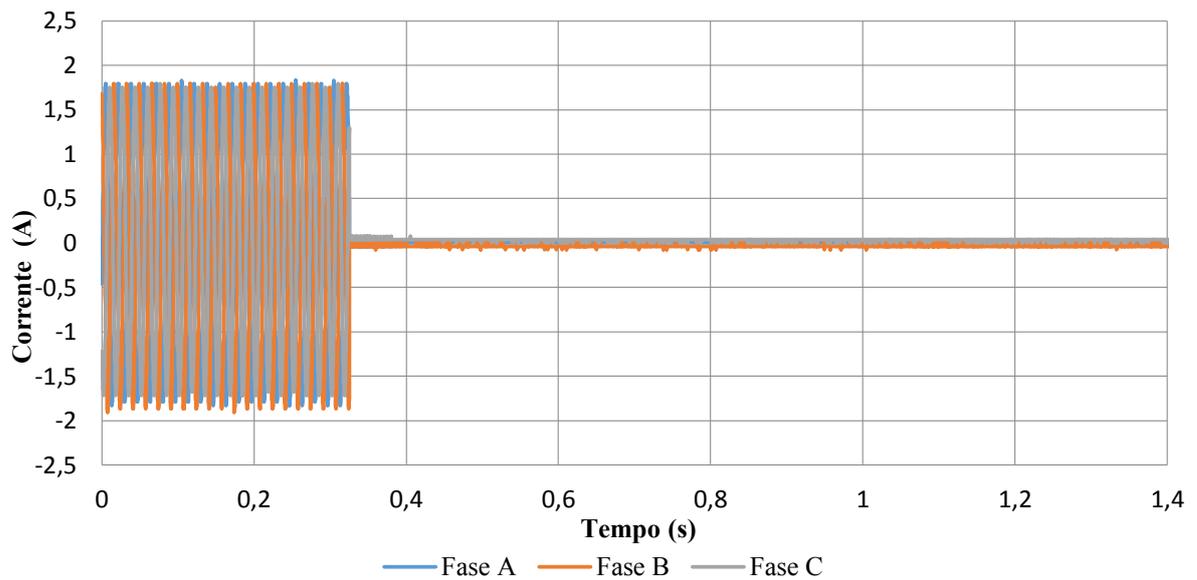


Figura 5.5 - Gráfico das correntes das fases A, B e C para o ensaio 2.

c) Dados registrados para o ensaio de curto-circuito trifásico nos terminais do gerador:
Ensaio 3.

As figuras 5.6 e 5.7 mostram a corrente e a tensão respectivamente, obtidas no ensaio de curto-circuito.

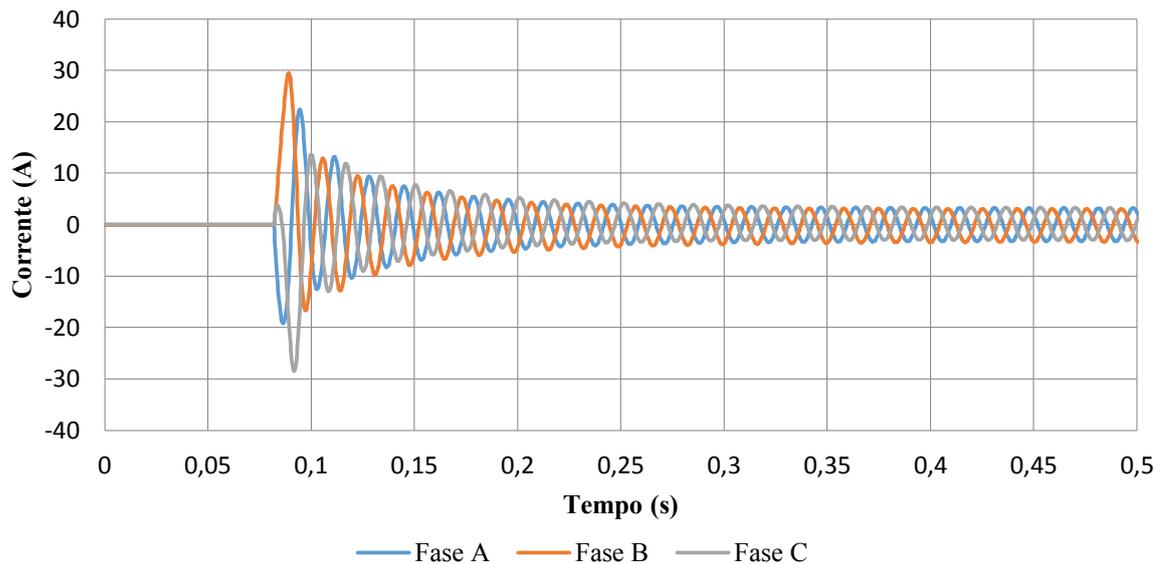


Figura 5.6 - Gráfico das correntes das fases A, B e C para o ensaio 3.

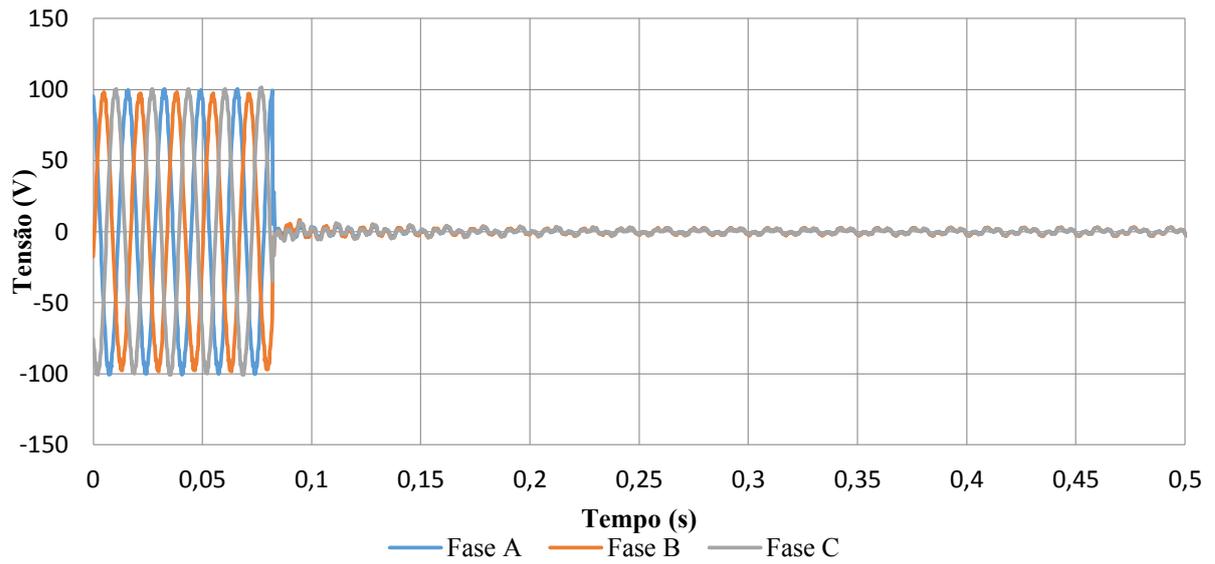


Figura 5.7 - Gráfico das tensões das fases A, B e C para o ensaio 3.

d) Dados registrados para o ensaio de recuperação de tensão: Ensaio 4.

As figuras 5.8 e 5.9 mostram a tensão e a corrente obtidas no ensaio recuperação de tensão.

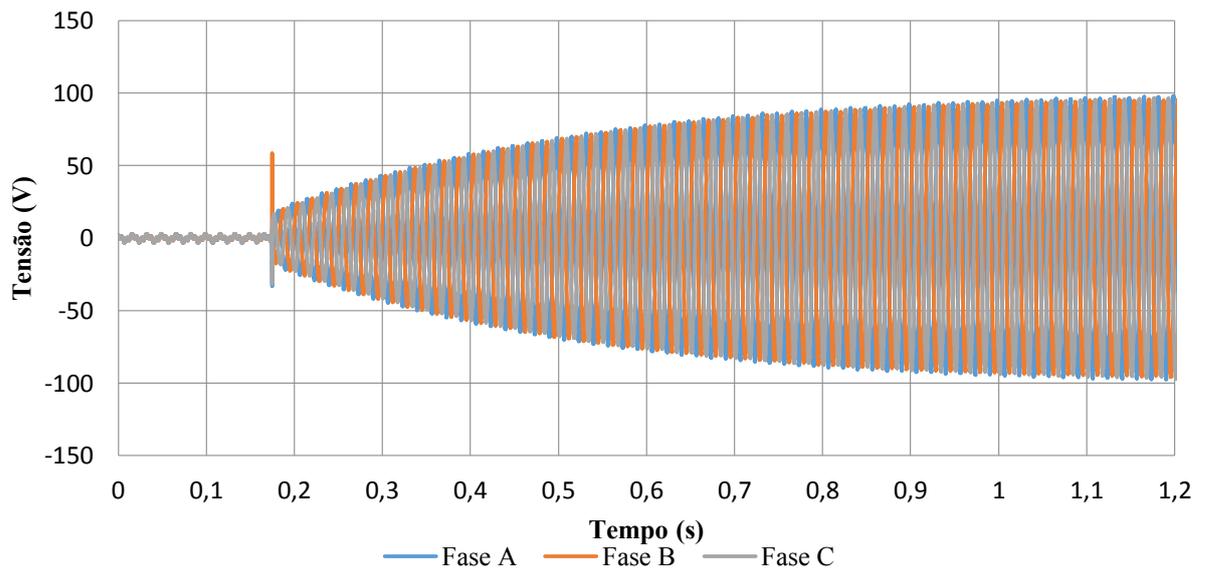


Figura 5.8 - Gráfico das tensões das fases A, B e C para o ensaio 4.

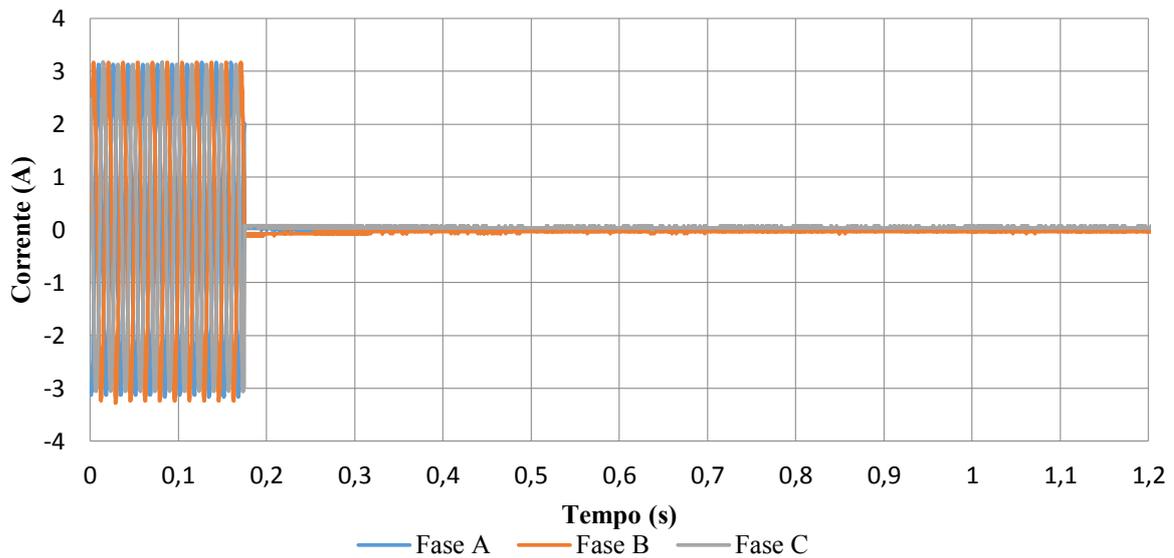


Figura 5.9 - Gráfico das correntes das fases A, B e C para o ensaio 4.

5.3 Processamento dos dados obtidos em testes

Depois da execução dos testes, iniciou-se o processo de tratamento dos dados obtidos durante os ensaios. Para os ensaios de curto-circuito, deve-se obter o valor eficaz da corrente da armadura. Assim, utilizando os resultados apresentados nas figuras 5.2 e 5.6, e escolhendo uma das fases (A, B ou C) inicia-se o processo. O mesmo vale para os ensaios de recuperação de tensão, com a diferença que, nestes ensaios, as análises são feitas sobre os valores da tensão da armadura, calculando o valor eficaz da tensão da armadura.

O valor eficaz da grandeza é obtido através da detecção, interpolação e extrapolação dos picos superiores e inferiores das senóides amortecidas dos sinais. Os valores ac (pico) e dc são obtidos como metade da diferença e metade da soma, respectivamente, da envoltória superior e inferior. Os pontos correspondentes ao valor eficaz são obtidos dividindo-se o valor de pico pela raiz quadrada de dois.

Para realizar esta tarefa, usa-se uma rotina, desenvolvida usando o Matlab, baseado-se no algoritmo de Spline cúbica e apresentada a seguir:

```
clear; home; load v821.dat

i=v821;
n=length(i);           % tamanho do vetor
s=4500;                % taxa de amostragem
f=60;                  % frequência do sistema
np=round(n*f/s);      % número de períodos
p=s/f;                 % pontos por período

plot(i(:,1),i(:,2));
hold on;
pause;
%hold off;
```

```

% obtém máximos e mínimos
for k=0:np-2

    %para valores que diminuem
    [a,ia] = min(i(k*p+1:(k+1)*p+1,2));
    [b,ib] = max(i(k*p+1:(k+1)*p+1,2));
    mini(k+1,:)=i(k*p+ia,:);
    maxi(k+1,:)=i(k*p+ib,:);
end

plot(maxi(:,1),maxi(:,2),'r');
plot(mini(:,1),mini(:,2),'k');
pause;

% corrige eventuais defeitos

for k=2:length(mini)
    if mini(k,')==mini(k-1,:) mini(k,:)=1.001*mini(k,:);
end
end
for k=2:length(maxi)
    if maxi(k,')==maxi(k-1,:) maxi(k,:)=1.001*maxi(k,:);
end
end

% interpola máximos e mínimos
% calcula rms e médio

irms(:,:)=i(:,:);
iavr(:,:)=i(:,:);

for k=1:n
    imax=spline(maxi(:,1),maxi(:,2),i(k,1));
    imin=spline(mini(:,1),mini(:,2),i(k,1));
    iavr(k,2)=(imax+imin)/2;
    irms(k,2)=(imax-imin)/(2*sqrt(2))+(imax+imin)*1/3;
end

plot(irms(:,1),irms(:,2));
plot(iavr(:,1),iavr(:,2));

% grava resultados
save irms.dat -ascii irms;
save iavr.dat -ascii iavr;

```

Aplicando este algoritmo aos dados apresentados nas figuras 5.2, 5.4, 5.6 e 5.8, obtêm-se o valor eficaz das tensões e correntes da amadura nos ensaios de recuperação de tensão e de curto-circuito, respectivamente. Os resultados são apresentados na sequência.

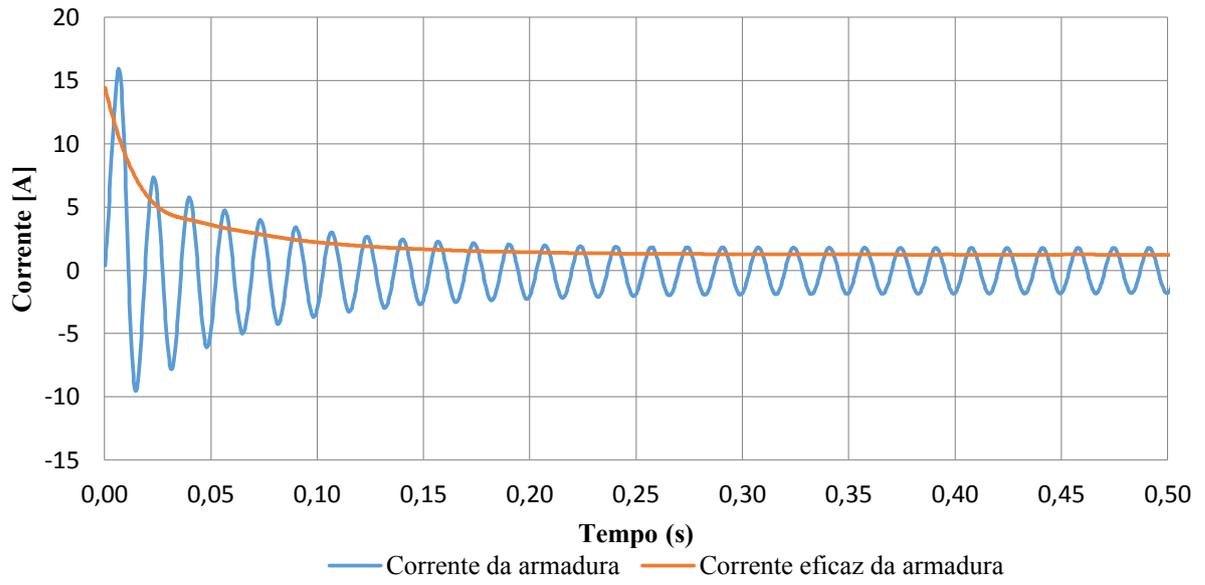


Figura 5.10 - Correntes de curto-circuito - Ensaio 1

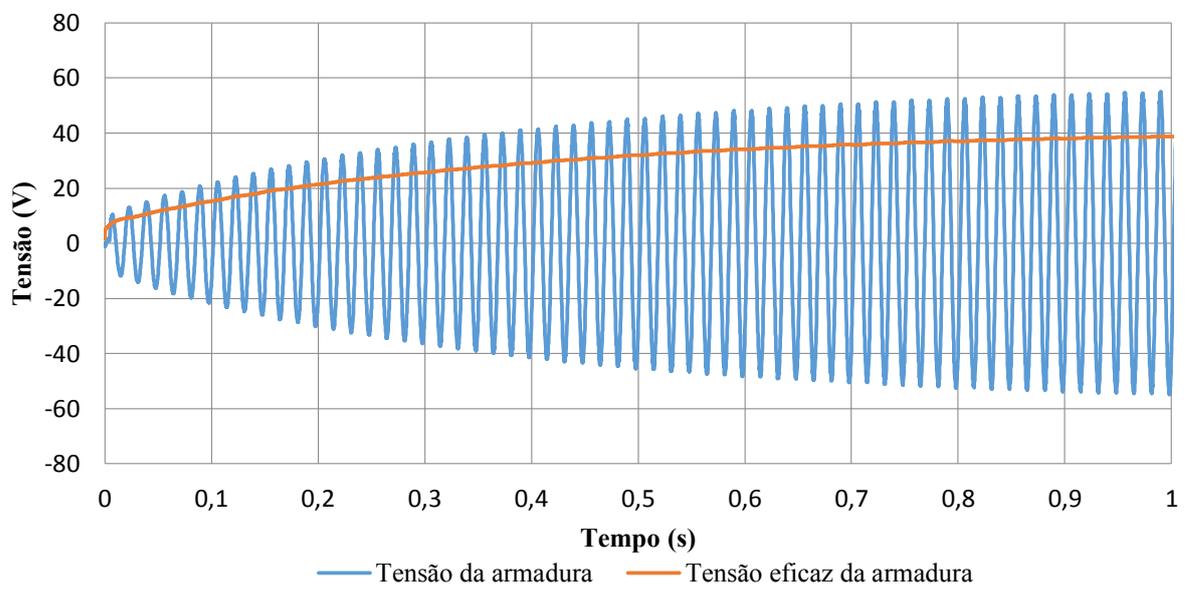


Figura 5.11 - Recuperação de tensão - Ensaio 2

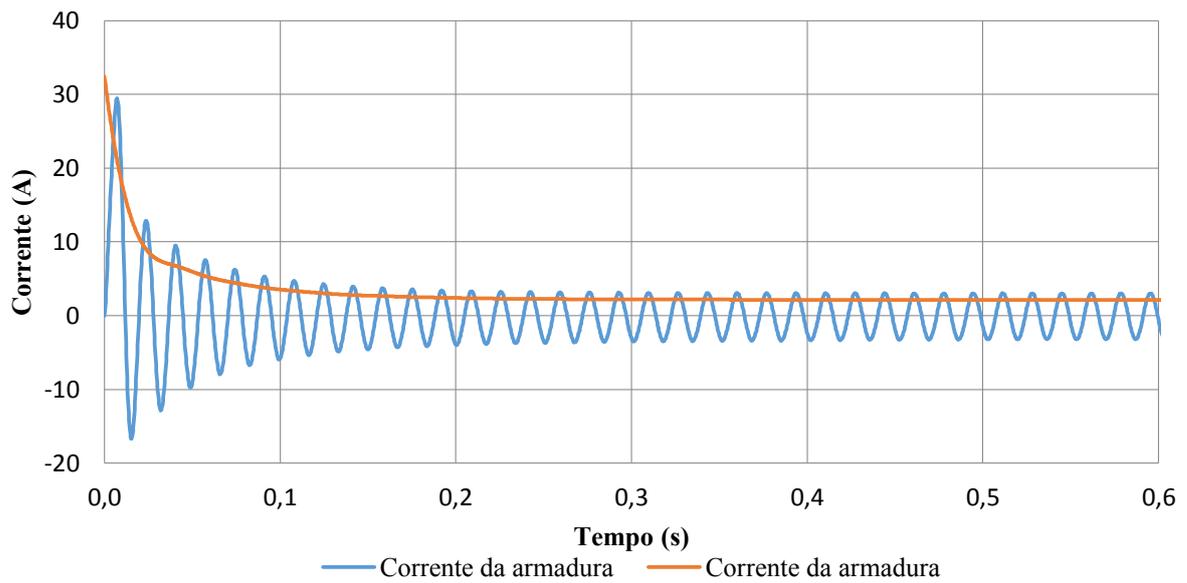


Figura 5.12 - Correntes de curto-circuito - Ensaio 3.

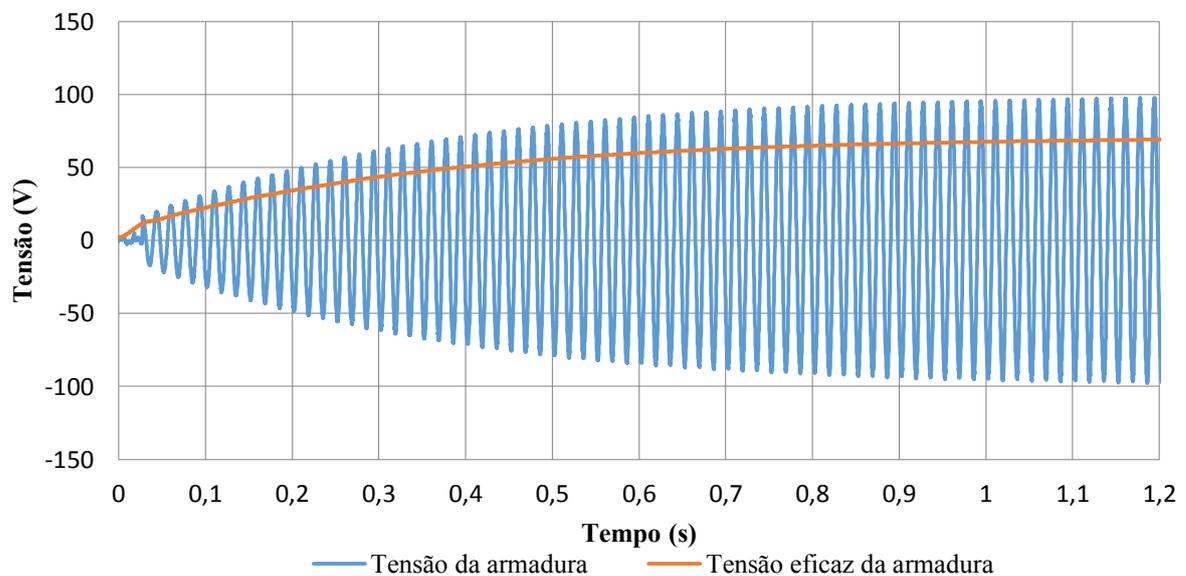


Figura 5.13 - Recuperação de tensão - Ensaio 4.

Com o valor eficaz das tensões e correntes, pôde-se aplicar os métodos apresentados no capítulo 4 para a identificação dos parâmetros desejados. Porém, inicialmente, será apresentado os resultados obtidos para a corrente de campo, utilizada para a determinação da reatância característica.

Foram registrados os dados da corrente de campo através da placa de aquisição de dados. A corrente foi medida através da tensão em um resistor shunt (R_p) com resistência conhecida, adicionada ao circuito de excitação do gerador. A corrente de campo foi calculada através da equação:

$$I_F = \frac{V_R}{R_p} \quad (5.1)$$

Devido a uma limitação na placa de aquisição de dados, a qual não registrava tensões superiores a 5 V, foram realizados ensaios adicionais, com menor excitação no gerador síncrono. Nos ensaios anteriores, o primeiro pico da corrente de campo ultrapassava o limite do instrumento de medição. Assim, realizou-se mais quatro ensaios e os resultados são apresentados a seguir. Preocupou-se apenas com os resultados da corrente de campo.

A figura 5.14 apresentam os resultados obtidos para o curto-circuito trifásico nos terminais da armadura: Ensaio 5.

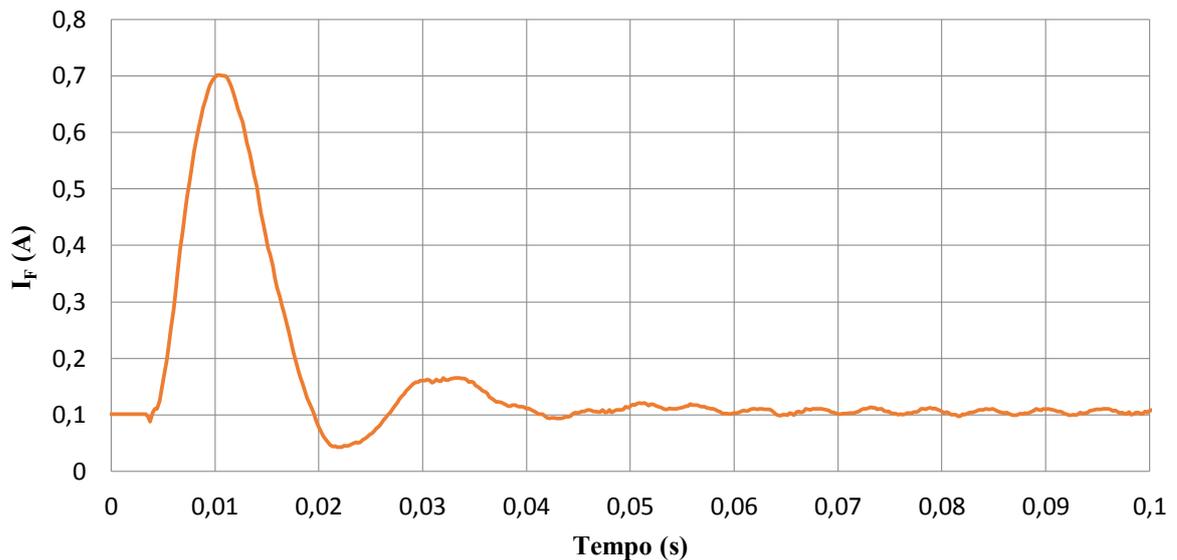


Figura 5.14 - Corrente de campo para o curto-circuito - Ensaio 5

A figura 5.15 apresenta os resultados obtidos para o ensaio de recuperação de tensão: Ensaio 6.

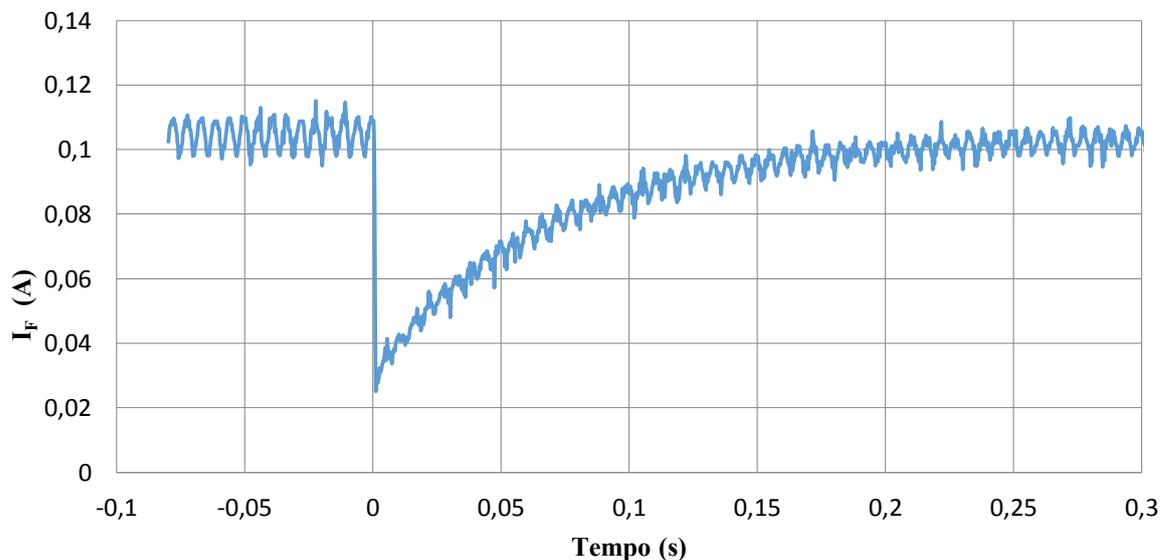


Figura 5.15 - Corrente de campo para o ensaio de recuperação de tensão -Ensaio 6

A figura 5.16 apresenta os resultados obtidos para o curto-circuito trifásico nos terminais da armadura: Ensaio 7

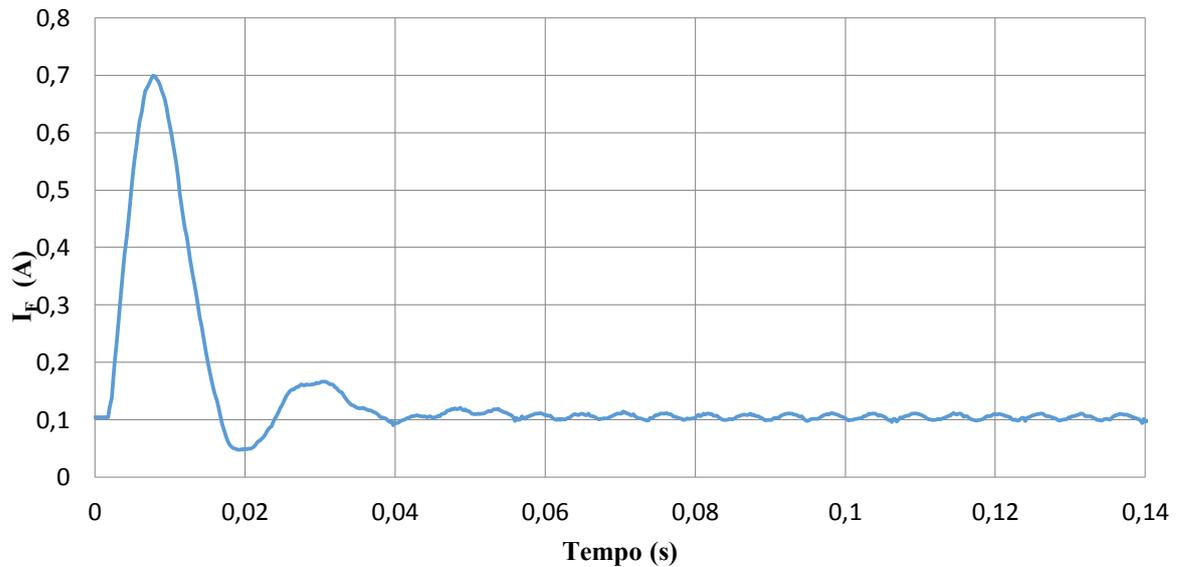


Figura 5.16 - Corrente de campo para o curto-circuito – Ensaio 7

A figura 5.17 apresenta os resultados obtidos para o ensaio de recuperação de tensão: Ensaio 8.

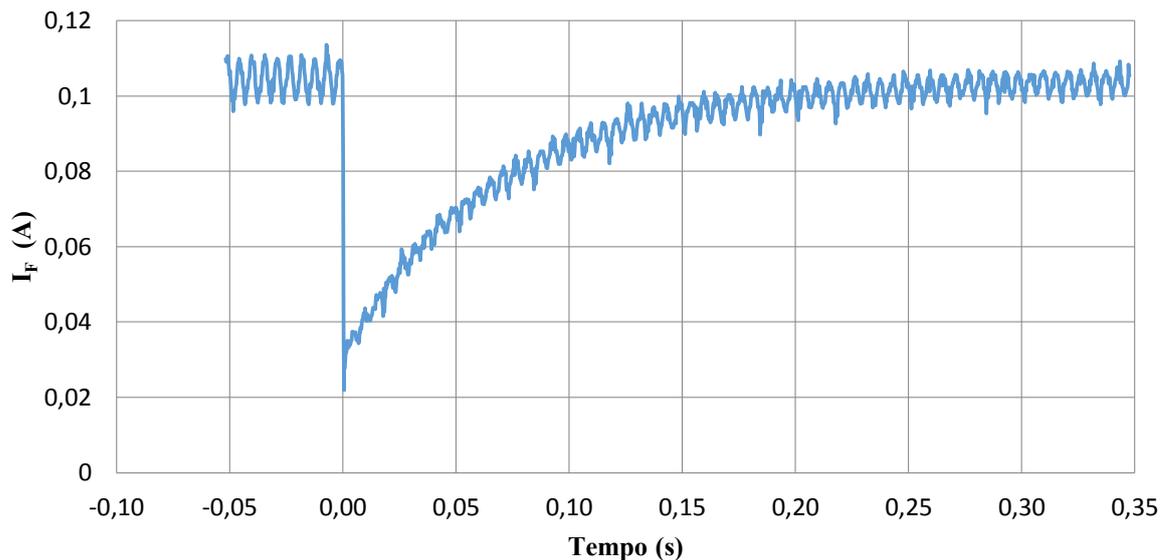


Figura 5.17 - Corrente de campo para a recuperação de tensão - Ensaio 8

A partir das medições realizadas, serão identificados os períodos subtransitório, transitório e permanentes, e aplicadas regressões lineares e logarítmicas com o objetivo de fornecer subsídios para o cálculo dos parâmetros desejados.

Ensaio 1.

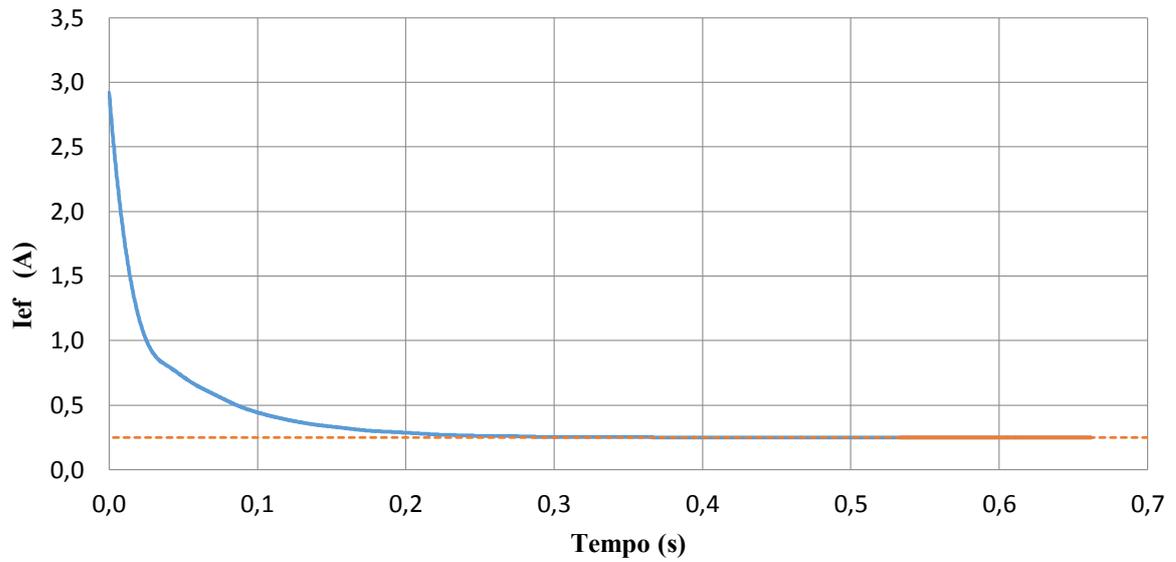


Figura 5.18 - Cálculo da corrente de regime permanente (I_{rp}) – Ensaio 1.

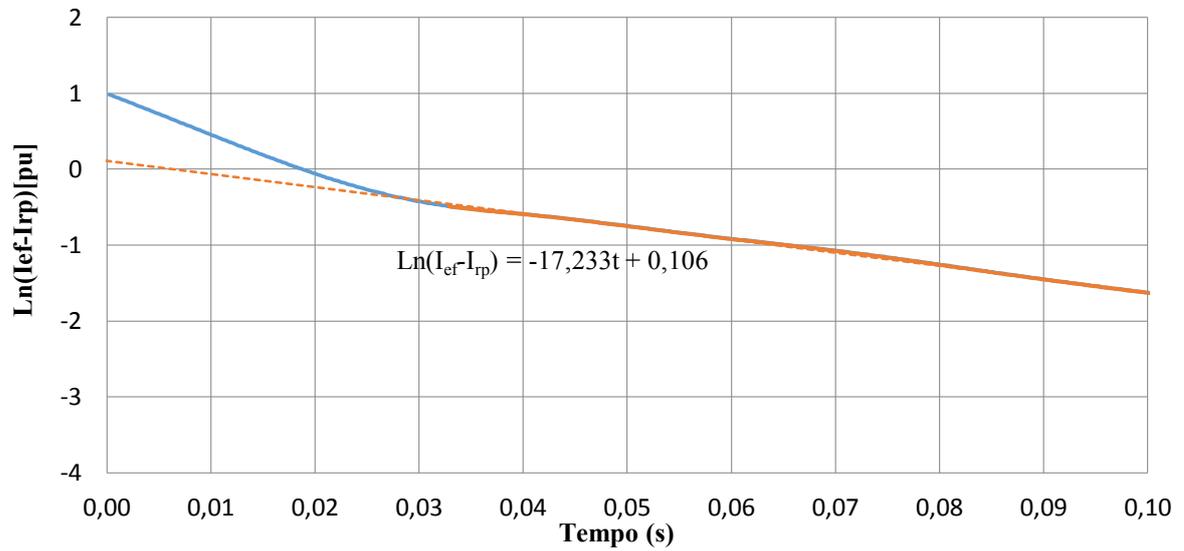


Figura 5.19 – Ajuste da reta transitória da corrente da armadura – Ensaio 1.

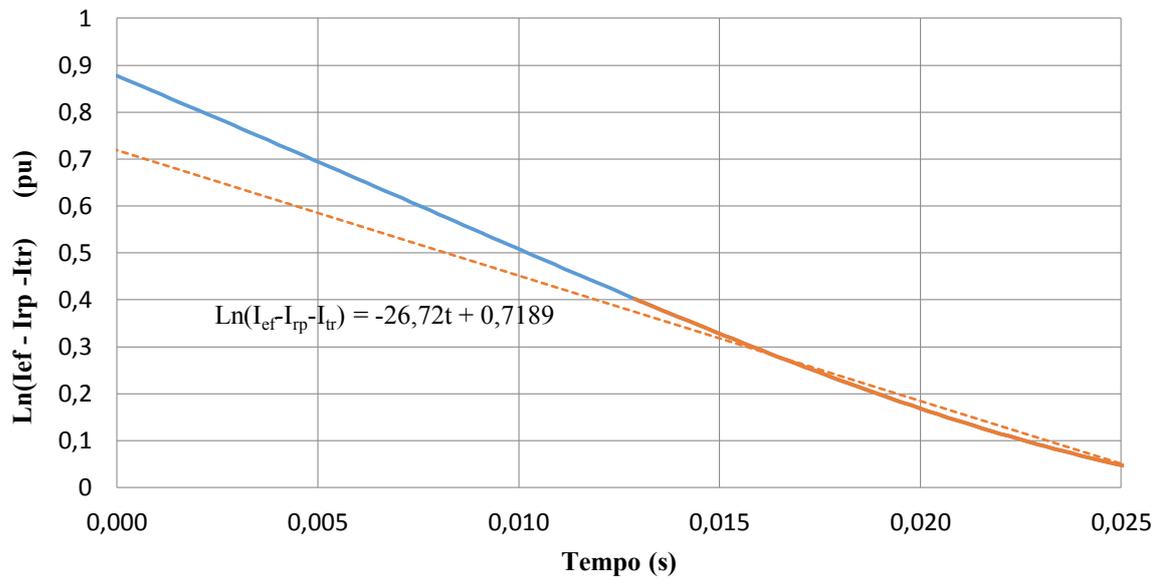


Figura 5.20 - Ajuste da reta subtransitório da corrente da armadura – Ensaio 1.
Ensaio 2.

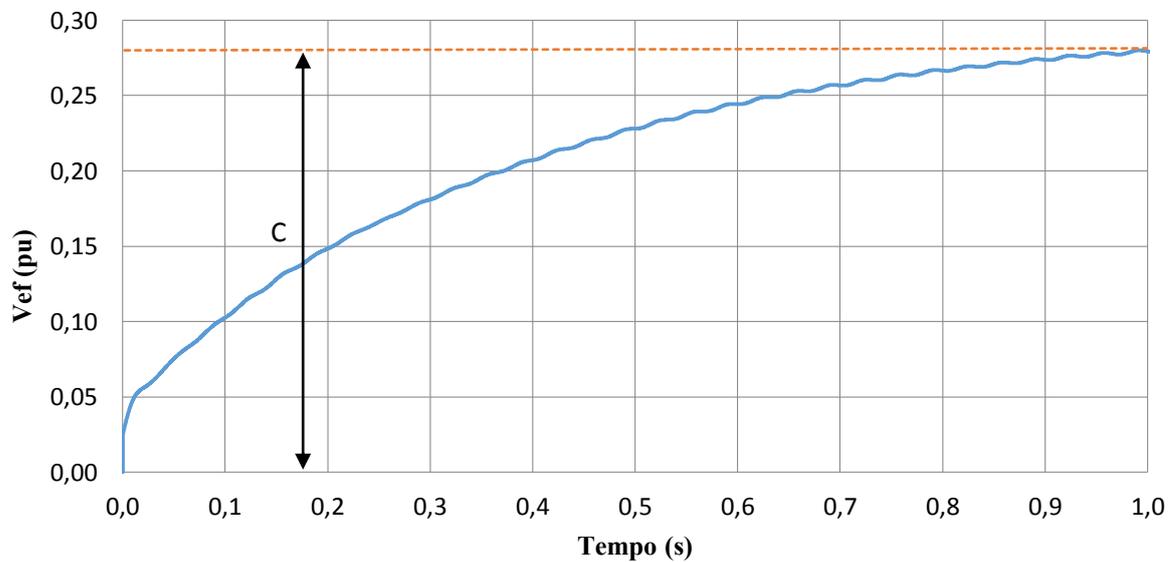


Figura 5.21 - Tensão eficaz da armadura para o regime permanente – Ensaio 2

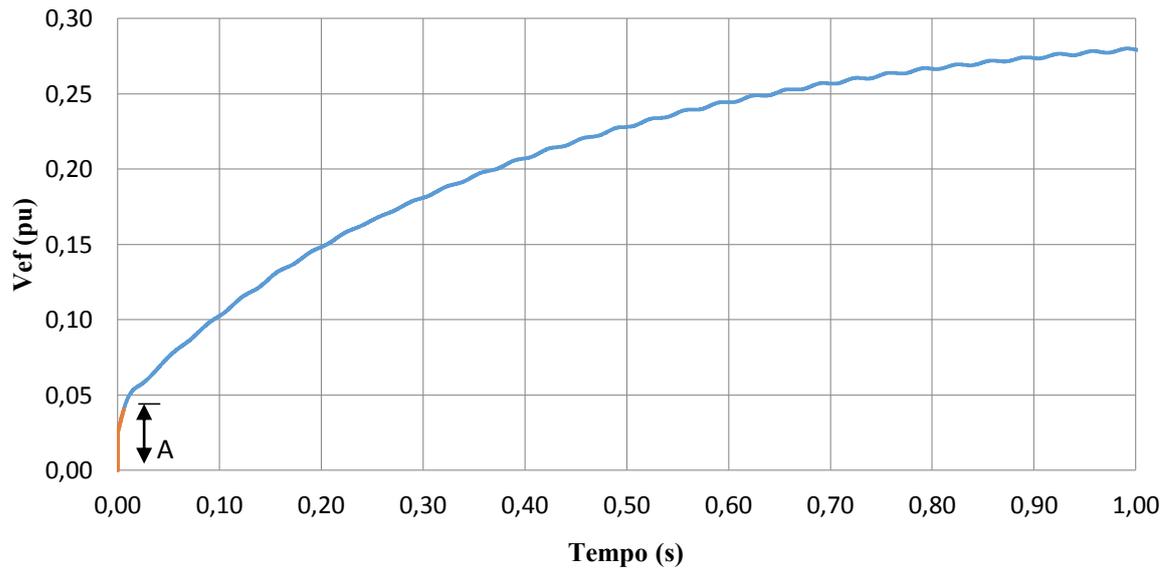


Figura 5.22 - Tensão eficaz da armadura, determinação de A – Ensaio 2

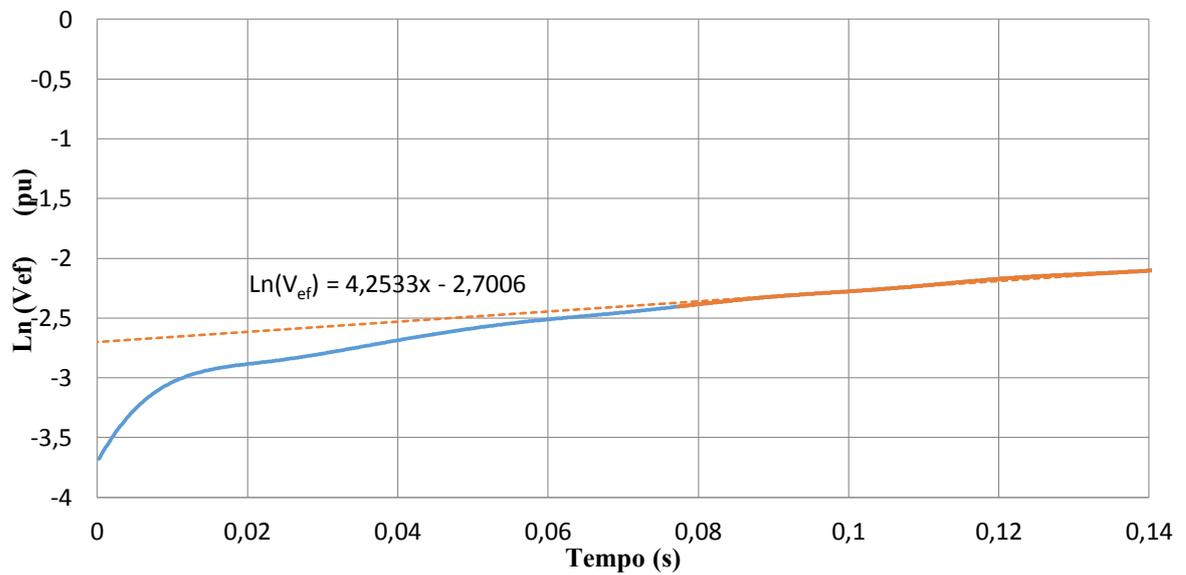


Figura 5.23 - Ajuste da reta transitória da tensão da armadura – Ensaio 2

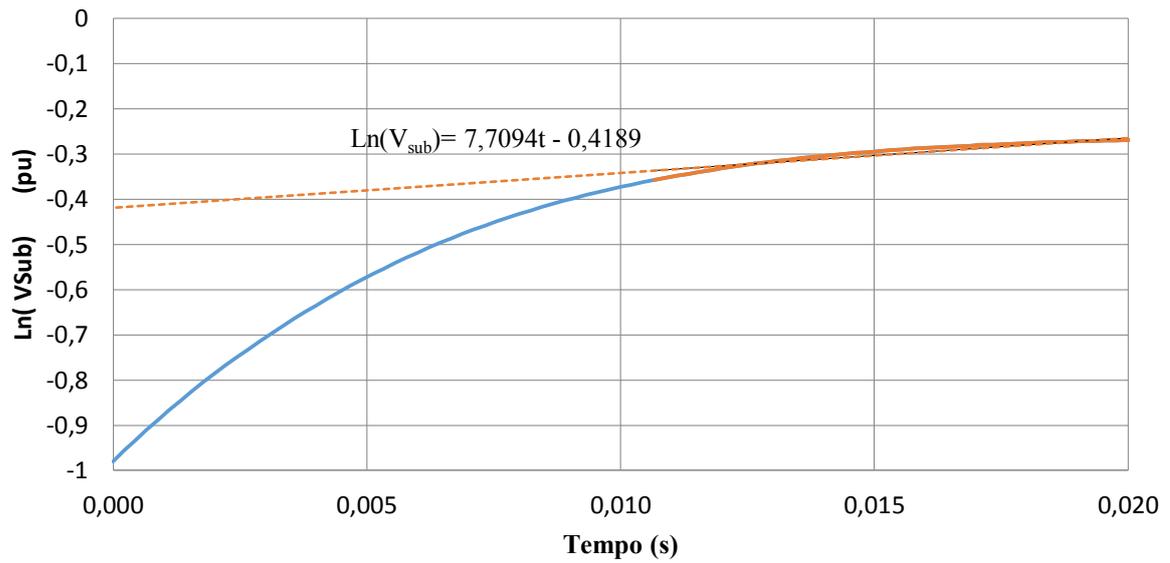


Figura 5.24 - Ajuste da reta subtransitória da tensão da armadura – Ensaio 2

Ensaio 3.

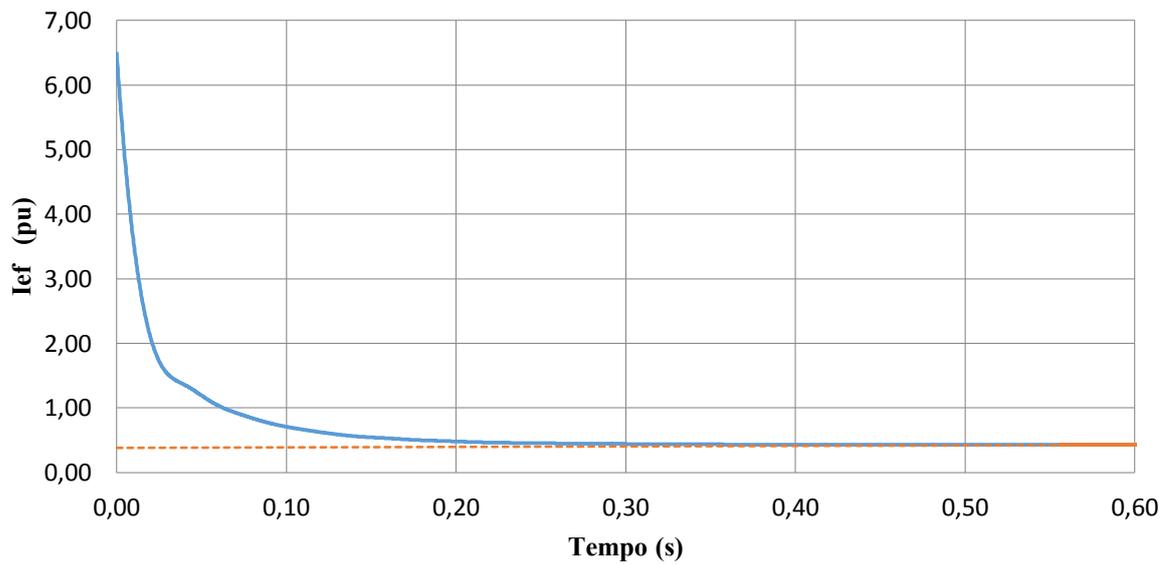


Figura 5.25 - Cálculo da corrente de regime permanente (I_{rp}) – Ensaio 3.

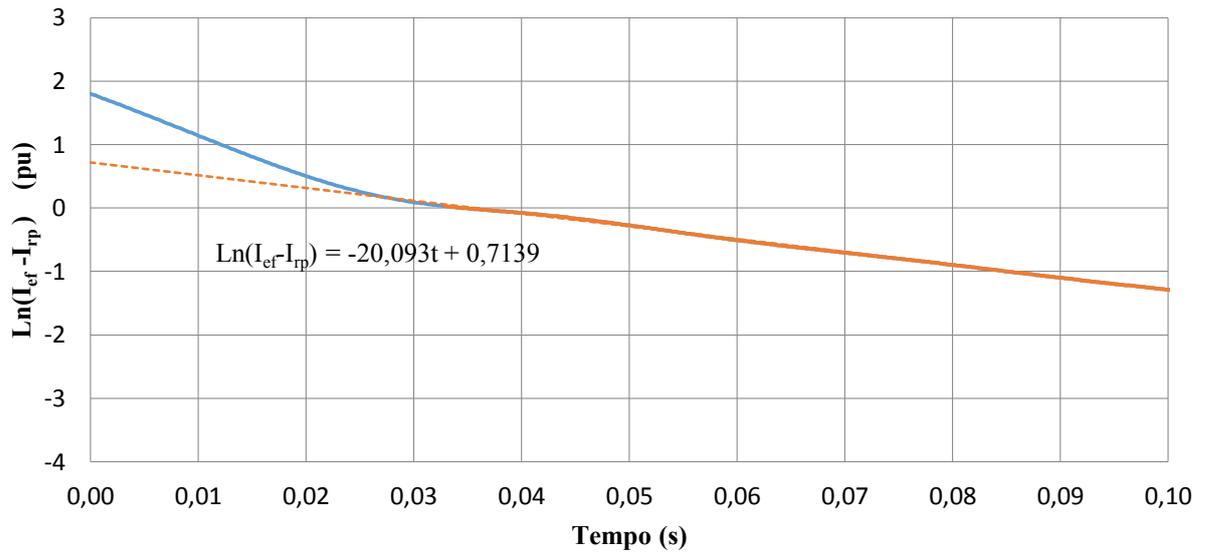


Figura 5.26 - Ajuste para a reta transitória da corrente da armadura Ensaio 3.

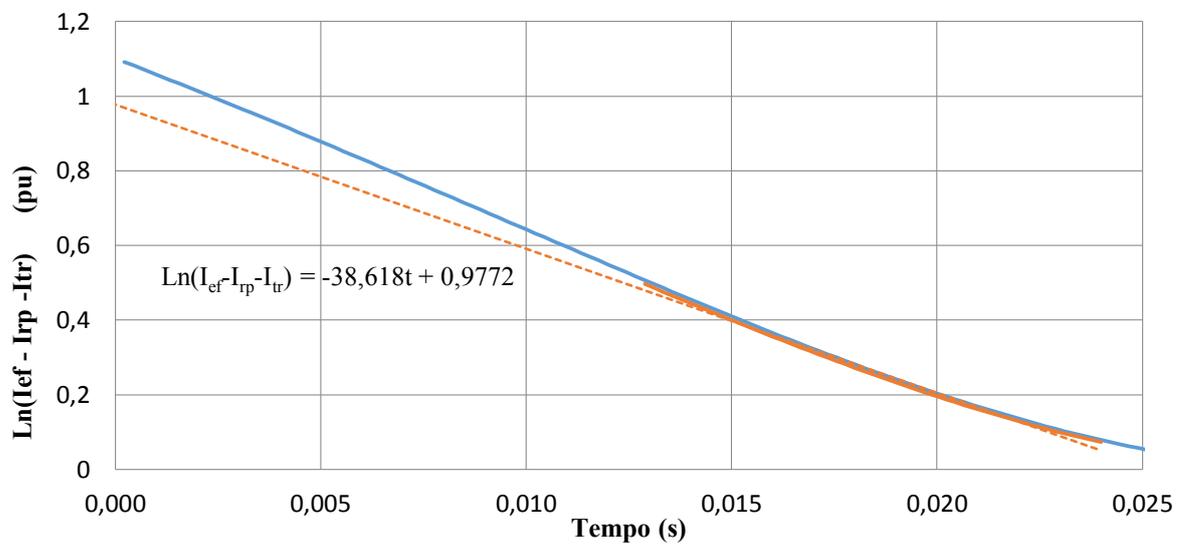


Figura 5.27 - Ajuste da reta subtransitória da corrente da armadura – Ensaio 3.

Ensaio 4.

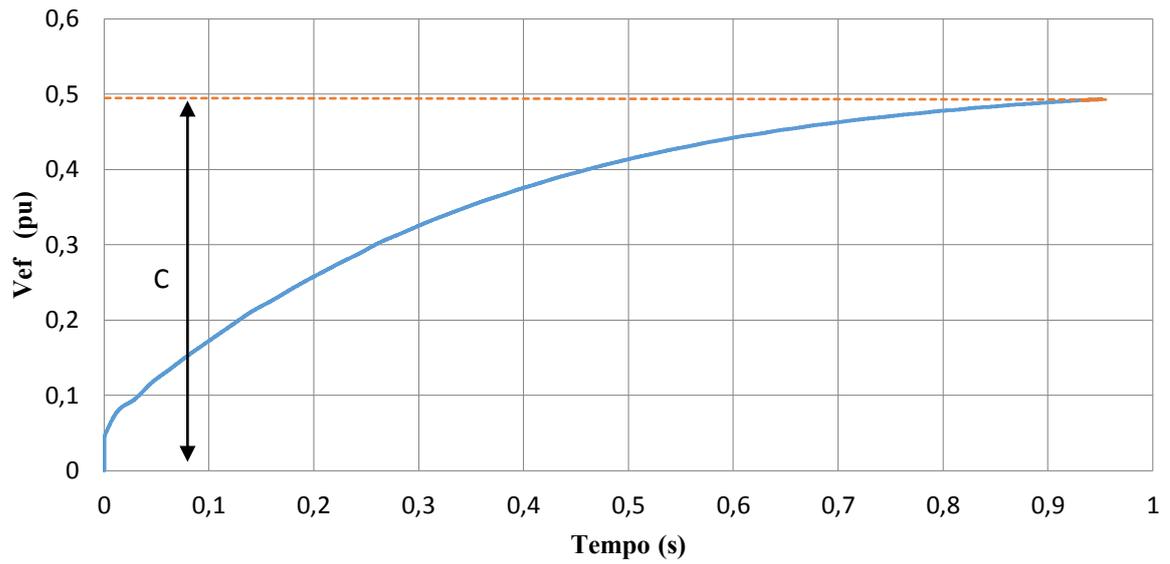


Figura 5.28 - Tensão eficaz da armadura de regime permanente – Ensaio 4.

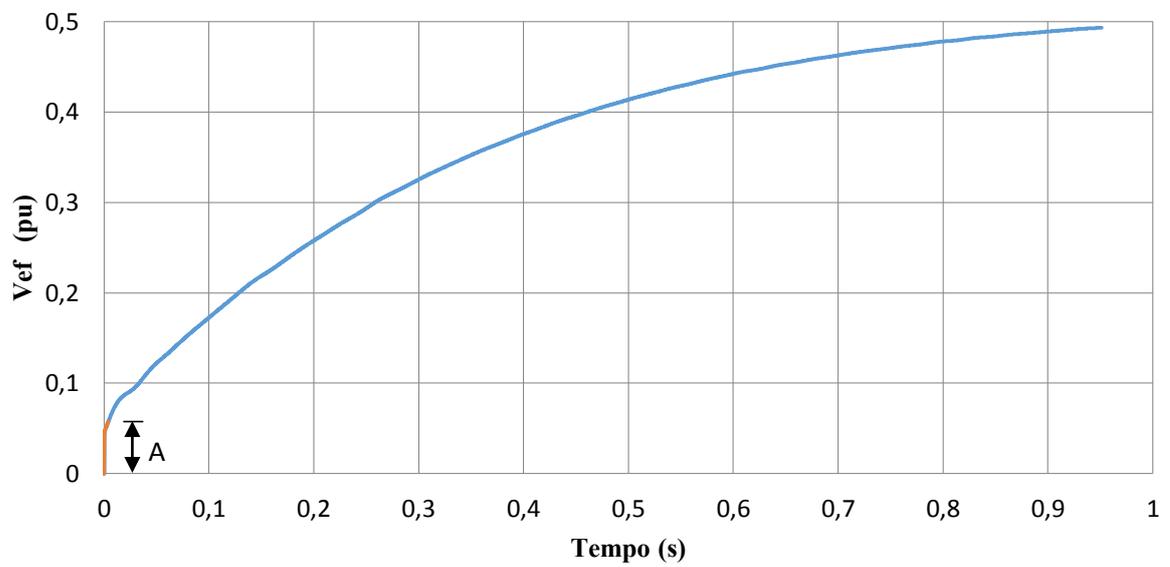


Figura 5.29 - Tensão eficaz da armadura, determinação de A – Ensaio 4.

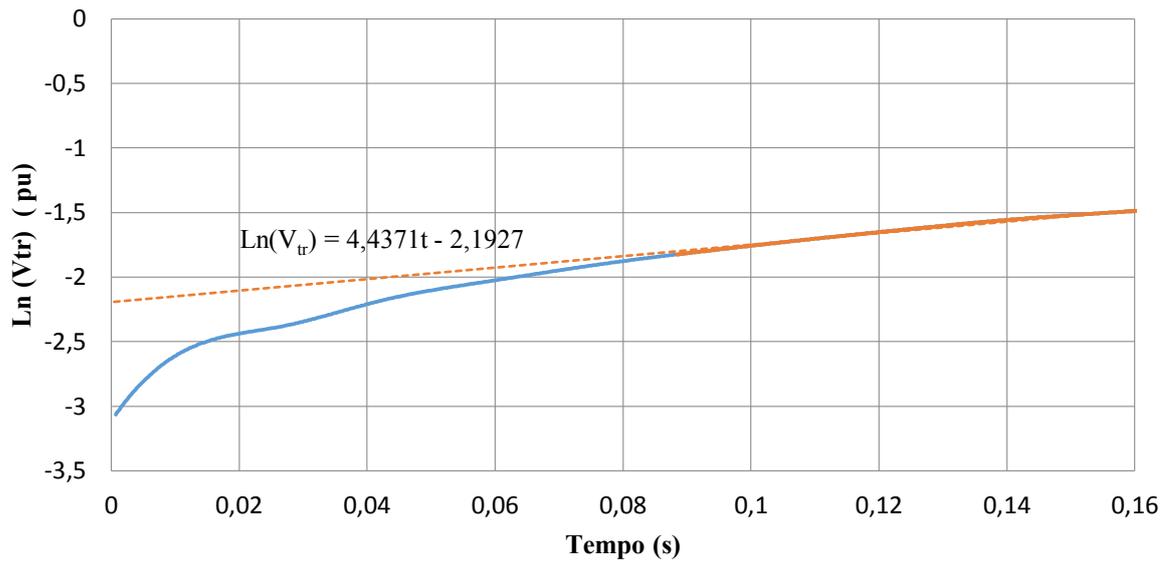


Figura 5.30 - Ajuste da reta transitória da tensão da armadura – Ensaio 4.

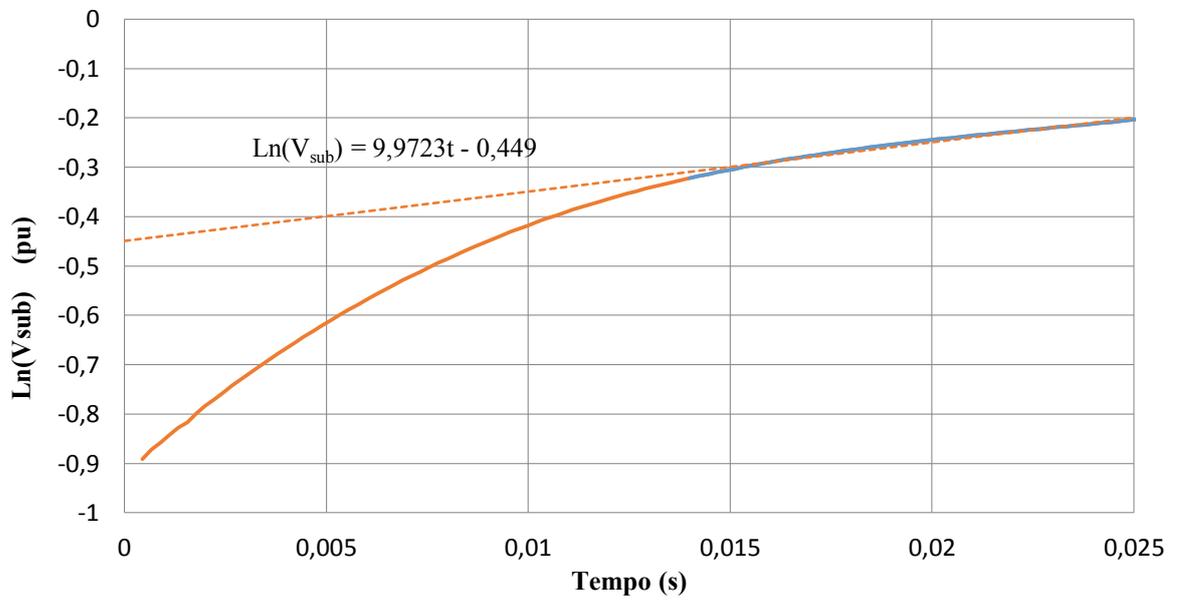


Figura 5.31 - Ajuste da reta subtransitória da tensão da armadura – Ensaio 4.

Ensaio 5.

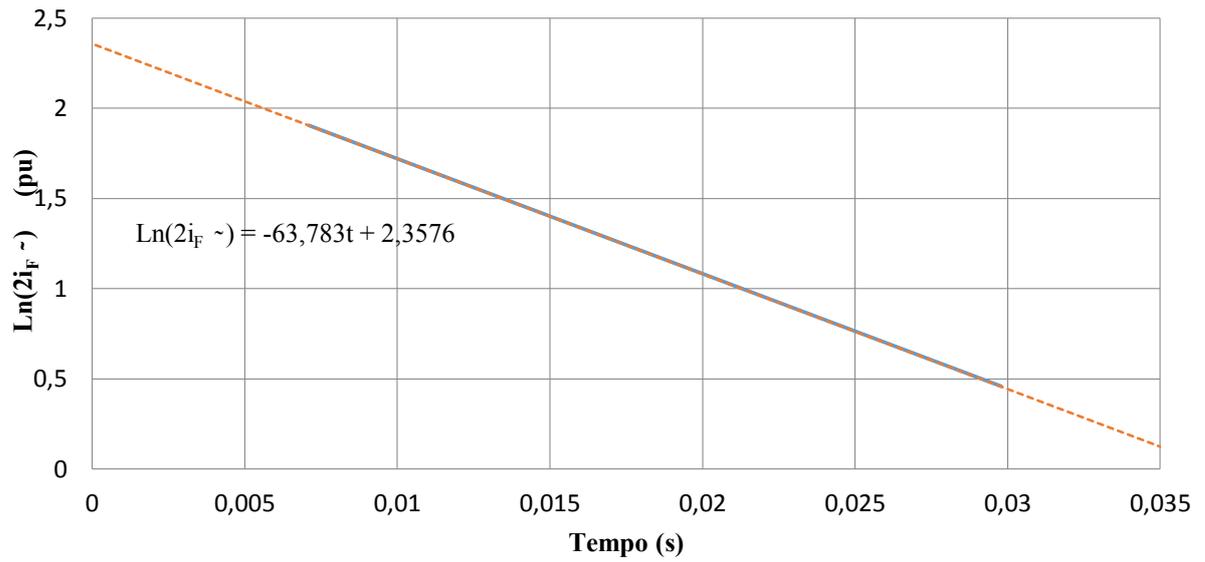


Figura 5.32 - Gráfico semilog com a amplitude da componente fundamental da corrente de campo – Ensaio 5.

Ensaio 6.

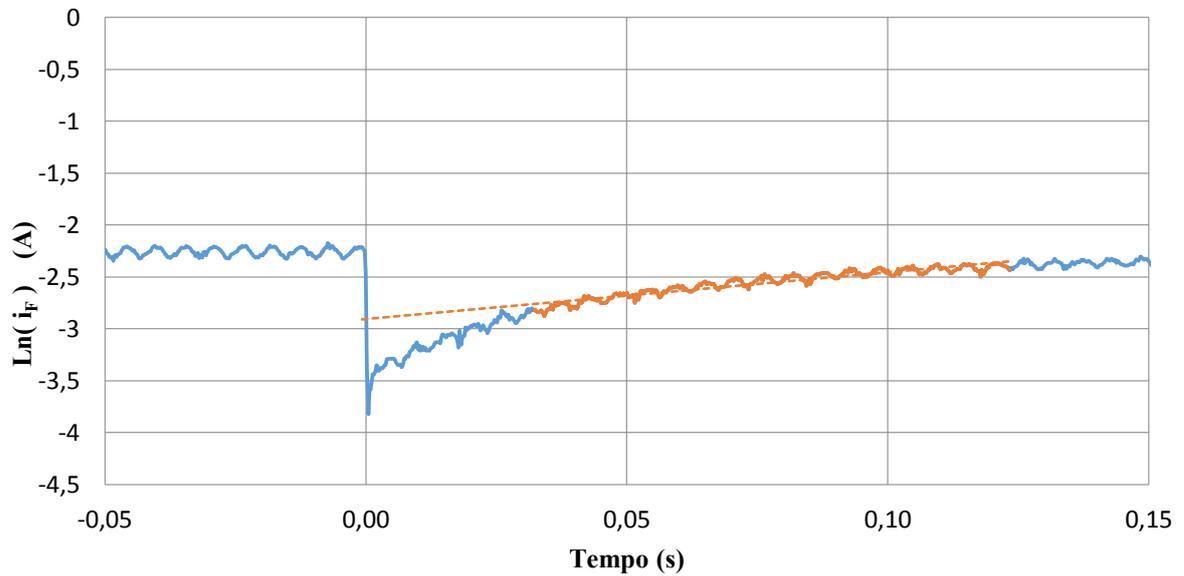


Figura 5.33 - Gráfico semilog da Corrente de campo – Ensaio 6.

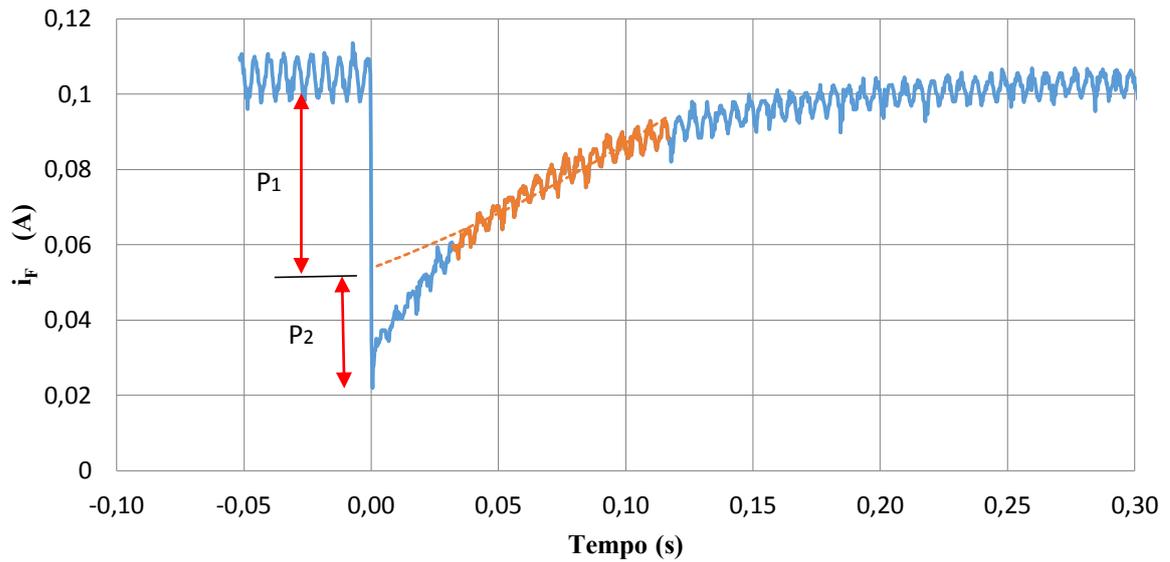


Figura 5.34 - Gráfico para o cálculo das constantes P_1 e P_2 - Ensaio 6.

Ensaio 7.

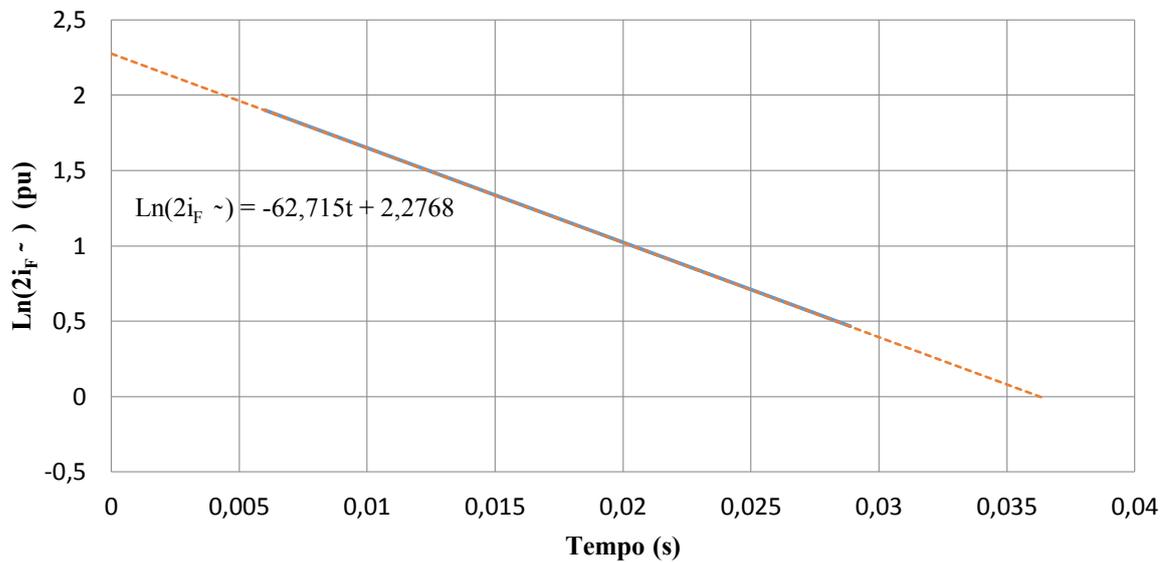


Figura 5.35 - Gráfico semilog com a amplitude da componente fundamental da corrente de campo – Ensaio 7.

Ensaio 8.

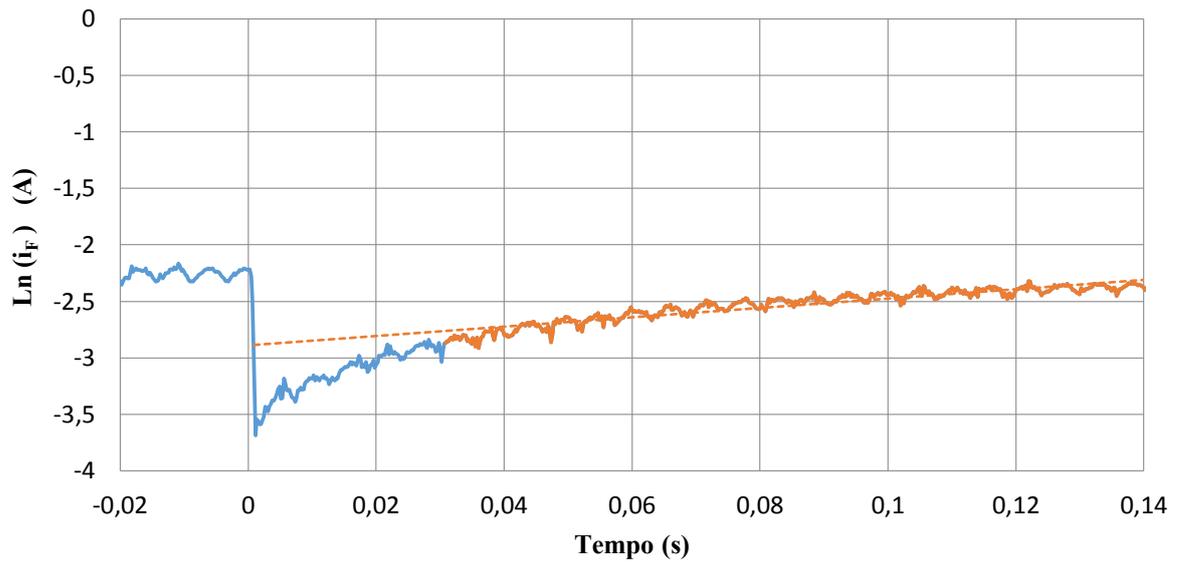


Figura 5.36 - Gráfico semilog para o ajuste da componente transitória – Ensaio 8.

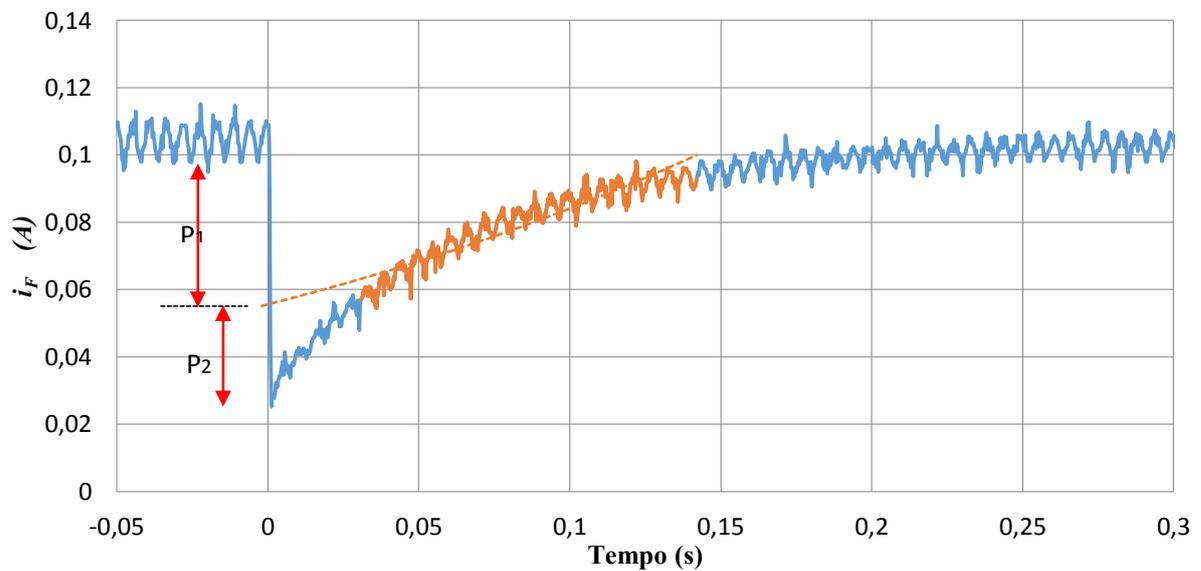


Figura 5.37 - Gráfico para o cálculo das constantes P_1 e P_2 – Ensaio 8.

5.4 Cálculo dos parâmetros

Através dos resultados obtidos no item anterior, podem-se calcular as reatâncias e constantes de tempo da máquina síncrona utilizando os métodos apresentados no capítulo 4. Os resultados obtidos são apresentados a seguir:

Valores bases considerados:

$$V_b = 132,65 \text{ V} \quad (5.2)$$

$$I_b = 5 \text{ A} \quad (5.3)$$

$$Z_b = \frac{V_{nb}}{I_b} = 26,6 \Omega \quad (5.4)$$

Onde V_b é a tensão fase neutro base, I_b é a corrente de fase base e Z_b é a impedância base

Tabela 5.2 - Parâmetros tradicionais obtidos através dos ensaios

Ensaio	X_{du}	X'_{du}	X''_{du}	T'_d	T''_d	T'_{d0}	T''_{d0}	X_{cu}
1	1,2694	0,2311	0,0920	0,0580	0,0374	-	-	-
2	1,2697	0,2638	0,0992	-	-	0,2351	0,1297	-
3	1,2407	0,2155	0,1065	0,04976	0,0258	-	-	-
4	1,1964	0,2545	0,1047	-	-	0,2545	0,1002	-
5	-	-	-	-	-	-	-	0,0860
6	-	-	-	-	-	-	-	0,0835
7	-	-	-	-	-	-	-	0,1108
8	-	-	-	-	-	-	-	0,0888
Média	1,2440	0,2412	0,1006	0,0538	0,0316	0,2448	0,1149	0,0922
Desvio Padrão	0,0345	0,0219	0,0065	0,0058	0,0082	0,0137	0,0208	0,0125

Com estes valores, pode-se calcular os parâmetros do circuito equivalente da máquina síncrona para o eixo direto (figura 3.10). Para isto são necessários os seguintes parâmetros de entrada:

- Para o ensaio do curto-circuito trifásico: X_d , X'_d , X''_d , T'_d , T''_d , X_l e X_c .
- Para o ensaio de recuperação de tensão: X_d , X'_d , X''_d , T'_{d0} , T''_{d0} , X_l e X_c .

Como não foi possível registrar as correntes de campo para os ensaios de 1 a 4 será utilizada a reatância característica obtida dos ensaios 5, 6, 7 e 8. Assim, realizam-se as seguintes combinações para obter-se o circuito equivalente.

- Teste 1- Dados dos ensaios 1 e 5;
- Teste 2- Dados dos ensaios 2 e 6;
- Teste 3- Dados dos ensaios 3 e 7;
- Teste 4- Dados dos ensaios 4 e 8.

Considerando que a máquina síncrona ensaiada é de polos salientes, e que as reatâncias características identificadas são positivas, a reatância de dispersão deve ser menor que a

reatância subtransitória de eixo direto. Dessa forma, a reatância de dispersão será estimada como sendo 90% da reatância subtransitória de eixo direto.

$$X_l = 0,9 X'_d \quad (5.5)$$

A resistência da armadura (R_a) é de 0,067 pu, obtido por medição direta.

De posse destes valores, pode-se obter os parâmetros do circuito equivalente apresentados na tabela 5.3:

Tabela 5.3 - Parâmetros do circuito equivalente da máquina síncrona.

Teste	X_{lu}	X_{adu}	X_{FDu}	X_{Fu}	X_{Du}	R_{Fu}	R_{Du}
1	0,0828	1,1801	0,0032	0,1097	0,0064	0,0054	0,1121
2	0,0892	1,1801	-0,0057	0,2105	0,01703	0,0071	0,1119
3	0,0958	1,1448	-0,0787	0,2001	0,16183	0,0074	0,3707
4	0,0942	1,1021	-0,0054	0,1929	0,0174	0,0068	0,1261
Média	0,0905	1,1517	-0,0216	0,1783	0,0448	0,0066	0,1802
Desvio Padrão	0,0058	0,5059	0,0382	0,0463	0,0742	0,0008	0,1271

5.5 Análise dos parâmetros calculados

Uma primeira análise é realizada baseando-se nos resultados da tabela 5.2. Observando a coerência entre a teoria e os gráficos obtidos com os testes, conclui-se que os ensaios foram realizados de maneira adequada. O mesmo pode ser dito sobre os métodos aplicados, pois produziram parâmetros coerentes e com boa precisão, tendo em vista que nas quatro medições realizadas, os valores obtidos foram próximos.

Naturalmente, deve ser considerado que a máquina utilizada é de pequeno porte, e a sua relação (R/L) induz a uma resistência não tão desprezível, principalmente quando considerado a reatância subtransitória, prejudicando a qualidade dos resultados.

Isto ficou claro, quando se realiza uma análise quantitativa. Assim, considerando o menor valor medido para a reatância subtransitória ($X''_d = 0,092$ pu) e a resistência da armadura ($R_a = 0,067$ pu), tem-se uma relação $R/L = 0,72$. Por esse motivo, os parâmetros do enrolamento amortecedor de eixo direto, fortemente ligados a esta reatância, são os mais afetados, explicando-se as divergências entre medições de R_D e X_D . Para as reatâncias X_d , e X'_d , considerando os casos críticos, ou seja, as medições de menor valor, têm-se 0,05 e 0,31 para a relação R/L, respectivamente.

Desta forma, baseados nestes números e na precisão das medições, pode-se fazer uma análise da exatidão das grandezas do estator. Assim, para os períodos transitório e de regime

permanente, o modelo de máquina síncrona deve apresentar resultados próximos à máquina real, devido a precisão observada nas medições destes parâmetros e a menor influência da resistência da armadura. Já para o período subtransitário, apesar da repetitividade das medições, os resultados podem ser afetados pela considerável resistência da armadura.

As metodologias apresentadas para identificar a reatância característica obtiveram êxito. Considerando que os valores obtidos para a reatância característica foram semelhantes nas quatro medições, tem-se que os resultados foram precisos, ressaltando o êxito dos métodos utilizados. Assim, tem-se que a medição da corrente de campo através da resistência *shunt*, demonstrou-se bastante eficiente. O mesmo pode ser dito para as análises da corrente de campo durante os ensaios de curto-circuito e recuperação de tensão.

Na aplicação dos métodos para obter (X_c), notou-se que a identificação da reatância característica através do ensaio de recuperação de tensão é muito sensível e de difícil ajuste. Já a metodologia utilizada no ensaio de curto-circuito trifásico, para identificar o mesmo parâmetro, é melhor, mais robusta, e de fácil execução.

Vale ressaltar que a identificação da reatância característica não é influenciada pela alta resistência da armadura apontada anteriormente.

Analisando os resultados da tabela 5.3, observa-se que os parâmetros obtidos, são precisos devido ao grau de congruência entre os valores medidos para uma mesma variável. Porém, deve ser observado que existem alguns parâmetros divergentes que são uma propagação dos erros inerentes na tabela 5.2. Isto é reforçado, observando que os parâmetros que apresentam maior discrepância são os relacionados ao enrolamento amortecedor.

O valor de X_{FD} , negativo em três medições, comprova a ausência de um significado físico para esta variável. O mesmo pode ser extrapolado para a reatância característica, que é fortemente relacionada a X_{FD} . Assim, a teoria de que estas variáveis são apenas um fator de correção para as grandezas do rotor, é reforçada.

Capítulo 6

Conclusão

O trabalho apresentado trata da identificação dos parâmetros da máquina síncrona através de ensaios reais no domínio do tempo. A metodologia proposta realiza a identificação dos parâmetros da máquina síncrona, sendo que a reatância característica está presente. O modelo de máquina síncrona foi identificado com dados do estator e do rotor, visando a correta representação de ambos os circuitos.

Os ensaios de abertura e fechamento do curto-circuito foram realizados com sucesso, tendo em vista a precisão observada entre os resultados. Ambos os ensaios necessitam da desconexão da máquina síncrona para a sua execução, sendo esta a principal desvantagem na realização dos testes. Porém, a facilidade na realização destes ensaios em conjunto, representa um importante benefício observado e comprovado durante os testes.

As metodologias para a identificação das reatâncias e constantes de tempo da máquina síncrona foram executadas adequadamente. Porém, devido ao considerável valor da resistência da armadura, prejudica-se a qualidade dos resultados. Principalmente o valor de X''_d .

A metodologia proposta para a identificação da reatância característica através do ensaio de recuperação de tensão é a principal contribuição deste trabalho. Esta se baseia nos dados da corrente de campo registrados durante a execução do ensaio. Os métodos para a identificação deste parâmetro através do ensaio de curto-circuito trifásico nos terminais da máquina síncrona, também foram apresentados e representam outra importante contribuição. Ambos os métodos obtiveram êxito, considerando a convergência entre os valores obtidos para a reatância característica, porém, a metodologia utilizada na obtenção deste parâmetro usando o ensaio de curto circuito se mostrou melhor, mais eficiente e de fácil aplicação, desde que os dados tenham sido registrados corretamente. Assim, justifica a maior utilização do ensaio de curto-circuito trifásico brusco para a identificação de um modelo de máquina que represente adequadamente as grandezas do rotor.

A obtenção de um modelo de máquina síncrona com adequada representação dos circuitos do estator e do rotor, também foi realizada. Com parâmetros obtidos através das grandezas do rotor e do estator, pode-se derivar o modelo de máquina síncrona desejado. Isto foi alcançado com a utilização de transformações entre os circuitos. Assim, a partir do circuito equivalente da máquina síncrona com a reatância característica, obteve-se o modelo de máquina síncrona proposto. Este último, representa a reatância X_{FD} , parâmetro fortemente relacionado com a reatância característica, pois são responsáveis pela aderência das grandezas do rotor.

Analisando os resultados, nota-se que o valor da reatância mútua entre o campo e o amortecedor (X_{FD}) é ligeiramente negativo em três medições. Isto, está convergente com a teoria, considerando que a máquina síncrona utilizada é de polos salientes. Porém, comprova-se que esta reatância, assim como a reatância característica, não apresenta significado físico, sendo apenas um fator de ajuste para as grandezas do rotor.

Os resultados obtidos, de maneira geral, são satisfatórios, considerando a máquina síncrona de pequeno porte utilizada nos ensaios. Mesmo com alguns parâmetros discrepantes, pode-se concluir que os ensaios e métodos utilizados, foram válidos e corretamente desenvolvidos. Assim, os objetivos propostos inicialmente foram alcançados.

Para trabalhos futuros, recomenda-se a identificação deste modelo através de um ensaio de resposta em frequência, aplicando métodos já existentes para a identificação da reatância característica. Pode-se também, desenvolver algoritmos estimadores para a determinação mais exata dos parâmetros da máquina síncrona. Essas rotinas podem ser desenvolvidas visando obter resultados adequados para as grandezas do estator e do rotor.

Referências bibliográficas

- ABNT (1984); “NBR 5052 - Máquinas síncronas - Ensaio”, 122 p.
- AIEE (1945); “Test code for synchronous machines” - AIEE Standard n. 503”, pp. 1840-1863/ 1920-1943.
- Al-Hamadi, H.M.; EL-Naggar, K.M. (2010); “Measurement of synchronous machine parameters using Kalman filter based fuzzy logic estimator” - Measurement 43 1327–1335.
- Anderson, P.M.; Fouad, A.A. (1977); “Power System Control and Stability”- Iowa State University Press, Ames.
- Bortoni, E.C.; Jardini, J.A. (2002); “Identification of synchronous machine parameters using load rejection test data”- IEEE Trans. EC., Vol. 17, No. 2.
- Bortoni, E.C.; Jardini, J.A. (2004); “A standstill frequency response method for large salient pole synchronous machines”- IEEE Trans. EC., Vol. 19, No. 4,
- Canay, I.M. (1969); “Equivalent circuits of synchronous machines for calculating quantities of the rotor during transient processes and asynchronous starting Part I. Turbogenerators” - Brown Boveri Review, BBR-2, pp. 60-71.
- Canay, I.M. (1970); “Equivalent circuits of synchronous machines for calculating quantities of the rotor during transient processes and asynchronous starting Part I. Salient-Pole Machines” - Brown Boveri Review, BBR-3, pp. 134-143.
- Canay, I.M. (1983); “Determination of model parameters of synchronous machines”-IEE PROC., Vol. 130, Pt. B, No. 2
- Canay, I. M., (1984); “Identification and determination of synchronous machine parameters” - Brown Boveri Review, BBR-6(7), pp. 299-304.
- Canay, I.M., (1993); “Modelling of alternating-current machines having multiple rotor circuits”- IEEE Trans. EC., Vol. 8, No.2.
- Chaudhry, S. R.; Ahmed-Zaid, N.; Demerdash, A. (1995); “An Artificial-Neural-Network Method for the identification of saturated turbogenerator parameters based on a coupled Finite-Element/State-Space computational algorithm”- IEEE Trans. EC., Vol. 10. No. 4.
- Dalton, F.K.; Cameron, A.W.W. (1952); “Simplified measurement of subtransient and negative sequence reactance’s in salient-pole synchronous machines” - Trans. AIEE., pp. 752-757.
- Doherty, R.E.; Nickle, C.A. (1926); “Synchronous machines - Part I. An extension of Blondel’s two-reaction theory” - Trans. AIEE-45., p.912.
- Dandeno, P.L.; Baker, D.H.; de Mello. F.P.; Coultres, M.E.; Hannett, L.; Minnich, S.H.; Salon, S.J. S.R.; Umans, S.D. (1986); “Current usage and suggested practices in power system stability simulation for synchronous machines” - IEEE Trans. EC., pp. 77-93.
- IEC (1985); “IEC 34.4 - Methods for determining synchronous machines quantities from tests”, 175 p.

- IEEE (2010); “IEEE STD 115 - IEEE Guide: Test Procedures for Synchronous Machines”, 87p.
- IEEE (2002); “IEEE STD 1110 - IEEE Guide for Synchronous Generator Modeling Practices and Applications in Power System Stability Analyses”
- Fitzgerald, A.E.; Kingsley, C.; Umans, S. D. (1983); “Electric Machinery. New York: McGraw-Hill”.
- Kamwa, I.; Viarouge, P. (1994); “On equivalent circuit structures for empirical modeling of turbine-generators”- IEEE Trans. EC., vol. 9, No. 3
- Karrari, M.; Rosehart, W.; Malik, O.P.; Givehehi, A.H. (2006); “Identification of synchronous machine using (4SID)-Identification method and neural networks” - I-Elsevier IFAC, Power Plants and Power Systems Control, Kananaskis, Canada.
- Krause, P.C.; Nozari, F.; Skvarenina, T. L. (1979); “The theory of neglecting stator transients” -IEEE Trans. PAS., Vol.PAS-98, No.1.
- Kundur, P. (1994); “Power system stability and control” – EPRI-McGraw Hill, Inc.
- Lingling, F.; Yasser, W. (2013); “Extended Kalman filtering based real-time dynamic state and parameter estimation using PMU data” - Electric Power Systems Research 103 168–177.
- Martin, J.P.; Tindall, C.E. (2000); “Non-invasive technique for determining parameter values from the sudden short-circuit test data of brushless alternators” - IEEE Trans. EC., Vol. 15, No. 3.
- Mpanda-Mabwe, B.; Beya, K.; Crappe, M. Delhaye, M. (1995); “Estimation of synchronous machine parameters from multisine stand-still frequency response test data”- Mathematics and Computers in Simulation 38 359-367.
- Oliveira, S.E.M. (1989); “Modelling of synchronous machines for dynamic studies with different mutual couplings between direct windings” - Trans. EC., Vol. 4, No. 4.
- Park, R.H., Robertson, B.L. (1928); “The reactances of synchronous machines” – Trans AIEE, Vol. 47, pp. 514-536.
- Park, R.H. (1929); “Two reaction theory of synchronous machines – Part I”- Trans AIEE., Vol 48(2), pp. 714-724.
- Park, R.H. (1933); “Two reaction theory of synchronous machines – Part II”- Trans AIEE., Vol 52, pp. 352-355.
- Rankin, A.W. (1945a); “Per-unit impedances of synchronous machines – I”- Trans AIEE., Vol 64, pp. 569-573.
- Rankin, A.W. (1945b); “Per-unit impedances of synchronous machines – II”- Trans AIEE., Vol 64, pp. 839-841.
- Rahimpour, M.; Talebi, M.A.; Shayanfar, H.A.; Azad Hosseini, M.R. (2009); “On line synchronous generator parameters estimation based on applying small disturbance on excitation system using ANN”- PSCE '09, Power Systems Conference and Exposition, IEEE/PES, 2009.
- Salvatore, L.; Savino, M. (1981); “Experimental determination of synchronous machine parameters” - IEE Proc., vol. 128(4) Pt. B, pp. 212-218.

- Shackshaft, G. (1974); “New approach to the determination of synchronous-machine parameters from tests” - IEE Proc., vol. 121(11), pp. 1385-1392.
- Shackshaft, G. (1976); “Discussion on “New approach to the determination of synchronous machine parameters from tests” – IEE Proc., Vol. 123, No 5, pp.431-432.
- Takeda, Y.; Adkins, B. (1974); “Determination of synchronous - machine parameters allowing for unequal mutual inductances” - IEE Proc., Vol. 121, No. 12.
- Wamumkeue, R.; Jollette, C.; Mabwe, A.B.M. (2006); “New approach for partial and full load rejection analysis of synchronous generator”. IEEE CCECE/CCGEI, Ottawa.
- Wamumkeue, R.; Jollette, C.; Kamwa, I. (2007); “Alternative approaches for linear analysis and prediction of a synchronous generator under partial- and full-load rejection tests” - IET Electr. Power Appl., Vol. 1, No. 4.
- Wamumkeue, R.; Baetscher, F.; Kamwa, I. (2008); “Hybrid-state-model-based time-domain identification of synchronous machine parameters from saturated load rejection test Records”- IEEE Trans. EC., Vol. 23, NO. 1.
- Wamumkeue, R.; Jollette, C.; Mabwe, A.B.M. (2011); “Cross-identification of synchronous generator parameters from RTDR test time domain analytical responses”. IEEE Trans. EC., Vol. 26, NO. 3.
- Yu, Y.; Moussa, H.A.M. (1971); “Experimental determination of exact equivalent circuit parameters of synchronous machines” – IEEE Trans. on PAS-90, pp.1102-1112.