

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA  
CENTRO TECNOLÓGICO  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA E ELETRÔNICA  
CURSO DE GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

Lucas Borré Lobo

**IDENTIFICAÇÃO DOS PARÂMETROS DO MODELO DE MÁQUINA SÍNCRONA  
UTILIZANDO ENSAIOS E MÉTODOS NUMÉRICOS**

Florianópolis

2021

Lucas Borré Lobo

**IDENTIFICAÇÃO DOS PARÂMETROS DO MODELO DE MÁQUINA SÍNCRONA  
UTILIZANDO ENSAIOS E MÉTODOS NUMÉRICOS**

Trabalho de Conclusão do Curso de Graduação em Engenharia Elétrica do Centro Tecnológico da Universidade Federal de Santa Catarina como requisito para a obtenção do título de Bacharel em Engenharia Elétrica.

Orientador: Prof. André Luís Kirsten, Dr. Eng.

Florianópolis

2021

### Ficha de identificação da obra

Lobo, Lucas  
IDENTIFICAÇÃO DOS PARÂMETROS DO MODELO DE MÁQUINA  
SÍNCRONA UTILIZANDO ENSAIOS E MÉTODOS NUMÉRICOS /  
Lucas Lobo ; orientador, André Kirsten, 2021.  
80 p.

Trabalho de Conclusão de Curso (graduação) -  
Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico,  
Graduação em Engenharia Elétrica, Florianópolis, 2021.

Inclui referências.

1. Engenharia Elétrica. 2. Máquina síncrona. 3.  
Parametrização. 4. Modelagem matemática. I. Kirsten, André  
Luis.  
II. Universidade Federal de Santa Catarina. Graduação em  
Engenharia Elétrica. III. Título.

Lucas Borré Lobo

**IDENTIFICAÇÃO DOS PARÂMETROS DO MODELO DE MÁQUINA SÍNCRONA  
UTILIZANDO ENSAIOS E MÉTODOS NUMÉRICOS**

Este Trabalho Conclusão de Curso foi julgado adequado para obtenção do Título de “Bacharel em Engenharia Elétrica” e aceito, em sua forma final, pelo Curso de Graduação em Engenharia Elétrica.

Florianópolis, 28 de maio de 2021.

---

Prof. Jean Viane Leite, Dr.  
Coordenador do Curso de Graduação em Engenharia Elétrica

**Banca Examinadora:**


---

Prof. André Luís Kirsten, Dr.  
Orientador  
Universidade Federal de Santa Catarina

---

Prof. Antonio Felipe da Cunha de Aquino, Dr.  
Avaliador  
Universidade Federal de Santa Catarina

---

  
Eng. Eletric. Rafael Bertolini de Paiva, Me.  
Avaliador  
Operador Nacional do Sistema Elétrico

Este trabalho é dedicado aos meus amigos, namorada e aos meus queridos pais.

## **AGRADECIMENTOS**

Gostaria de agradecer a minha família e pais por investir na minha educação e estarem sempre presentes e dando suporte durante toda minha graduação.

A todos os meus amigos, novos e antigos, que me acompanharam até aqui e tornaram essa jornada tranquila e incrível.

A Emillyn, pela compreensão, apoio e companhia.

A todos os ótimos professores que tive durante o curso, instigando a curiosidade e auxiliando na compreensão dos conteúdos.

Aos meus colegas da Reivax; Marcelo, Artur, Alécio e Murilo por todo o apoio durante minha estadia no projeto elétrico e ao Kleiton, Lucas e João pelo apoio e introdução a área da modelagem que motivou esse trabalho.

Finalmente, agradeço ao André pela ótima orientação e compreensão durante a execução desse trabalho.

## RESUMO

Sistemas elétricos de potência são complexos e possuem diversos componentes distintos. Assim, para estudá-los, são realizados estudos de estabilidade e análises de transitórios eletromecânicos utilizando modelos matemáticos do sistema. Um de seus principais componentes são as máquinas síncronas, cuja modelagem matemática é amplamente discutida na literatura. O objetivo desse trabalho é utilizar o método de Levenberg-Marquadt em conjunto com ensaios de rejeição de carga para parametrizar adequadamente o modelo da máquina síncrona de forma a representar com fidelidade o gerador analisado. A metodologia utilizada é robusta a condições iniciais e demonstra respostas simuladas compatíveis com os registros obtidos nos ensaios de rejeição de carga e de degrau de tensão com carga.

**Palavras-chave:** Máquina síncrona. Identificação. Modelagem matemática.

## **ABSTRACT**

Power systems are complex and have several different components. Therefore, in order to study them, stability studies and transient analysis are performed using mathematical modeling of the system. One of its main components is the synchronous machine, which mathematical modeling is extensively discussed in the literature. The goal of this work is to use the Levenberg-Marquadt method and load rejection tests to obtain the parameters that suit the model representation to the analyzed generator. The used methodology is robust to different initial conditions and it demonstrates simulated responses compatible with the synchronous machine load rejection and voltage step curves.

**Keywords:** Synchronous machine. Parameters identification. Mathematical modeling.



## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Sistema elétrico de potência.....	29
Figura 2 – Escalas de tempo relevantes para dinâmica de sistemas de potência. ....	31
Figura 3 – Resposta ao degrau de referência de tensão.....	32
Figura 4 – Esquema da máquina síncrona.....	33
Figura 5 – Estrutura do modelo completo de um sistema de potência para análise de estabilidade transitória.....	34
Figura 6 – Rotor de máquina síncrona com amortecedores.....	41
Figura 7 – Curva de saturação em circuito aberto.....	46
Figura 8 – Resposta da corrente terminal e de excitação a curto trifásico súbito. ....	47
Figura 9 – Sistema máquina síncrona barra infinita.....	53
Figura 10 – Processo de otimização parâmetros elétricos de eixo direto utilizando ensaio de rejeição de carga de eixo direto. ....	59
Figura 11 – Processo de otimização parâmetros elétricos de eixo em quadratura utilizando ensaio de rejeição de carga de eixo arbitrário.....	60
Figura 12 – Processo de otimização da inércia do conjunto gerador turbina utilizando ensaio de rejeição de carga de eixo arbitrário.....	61
Figura 13 – Resultado da rejeição de carga de eixo direto com os parâmetros obtidos. ....	71
Figura 14 – Corrente de campo sem deslocamento – Rejeição de carga de eixo direto .....	72
Figura 15 – Resultado da rejeição de carga com os parâmetros obtidos – Rejeição de carga de eixo arbitrário. ....	74
Figura 16 – Corrente de campo sem deslocamento – Rejeição de carga de eixo arbitrário. ....	75
Figura 17 – Resultado da rejeição de carga com os parâmetros obtidos e $x_d$ e $td_0'$ corrigidos – Rejeição de carga de eixo arbitrário. ....	76
Figura 18 – Frequência após rejeição de carga de eixo arbitrário.....	78
Figura 19 – Degrau de tensão em carga baixa.....	79
Figura 20 – Degrau de tensão em carga média. ....	80
Figura 21 – Degrau de tensão em carga alta. ....	81

## **LISTA DE QUADROS**

Quadro 1 – Parâmetros do modelo exemplo de máquina síncrona .....	31
---	----

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Parâmetros do modelo da máquina síncrona .....	35
Tabela 2 – Variáveis algébricas do modelo da máquina síncrona .....	36
Tabela 3 – Variáveis de estado do modelo da máquina síncrona.....	36
Tabela 4 – Faixas dos valores iniciais dos parâmetros de eixo direto.....	69
Tabela 5 – Análise parâmetros obtidos – Rejeição de carga de eixo direto .....	70
Tabela 6 – Faixas dos valores iniciais dos parâmetros de eixo em quadratura .....	73
Tabela 7 – Análise parâmetros obtidos – Rejeição de carga de eixo arbitrário .....	73
Tabela 8 – Faixas dos valores iniciais dos parâmetros de eixo em quadratura. ....	76
Tabela 9 – Análise parâmetros obtidos – Determinação da inércia do conjunto gerador turbina.....	77

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

$D$	Coeficiente de Amortecimento
$2H$	Constante de Inércia
$M$	Constante de Inércia
$r_a$	Resistência da armadura
$x_l$	Reatância de dispersão
$x_d$	Reatância de eixo direto não saturada
$x'_d$	Reatância transitória de eixo direto não saturada
$x''_d$	Reatância subtransitória de eixo direto não saturada
$x_q$	Reatância de eixo em quadratura não saturada
$x'_q$	Reatância transitória de eixo em quadratura não saturada
$x''_q$	Reatância subtransitória de eixo em quadratura não saturada
$T'_{d0}$	Constante de tempo transitória de eixo direto em vazio
$T''_{d0}$	Constante de tempo subtransitória de eixo direto em vazio
$T'_{q0}$	Constante de tempo transitória de eixo em quadratura em vazio
$T''_{q0}$	Constante de tempo subtransitória de eixo em quadratura em vazio
$x_{ad}$	Reatância de armadura de eixo direto
$A_g$	Parâmetro da função de saturação
$B_g$	Parâmetro da função de saturação
$C_0$	Parâmetro da função de saturação

## SUMÁRIO

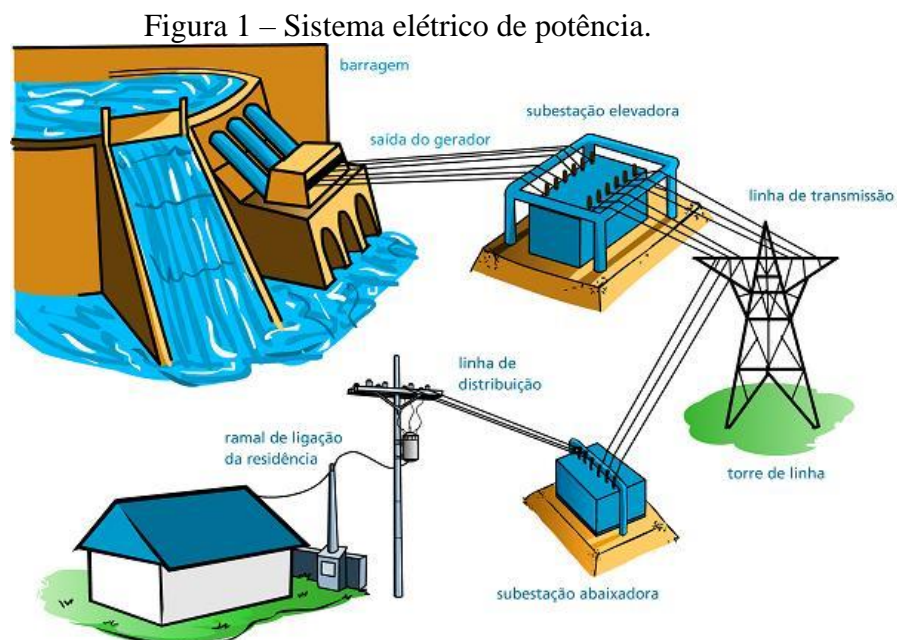
<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>29</b>
1.1	CONTEXTO.....	29
<b>1.1.1</b>	<b>A análise de um sistema de potência.....</b>	<b>30</b>
1.2	MOTIVAÇÃO.....	31
1.3	OBJETIVO .....	32
<b>2</b>	<b>A MÁQUINA SÍNCRONA .....</b>	<b>33</b>
2.1	OS PARÂMETROS DO MODELO DA MÁQUINA SÍNCRONA.....	34
2.2	EQUAÇÕES DE INTERFACE COM A REDE .....	36
2.3	EQUAÇÕES DIFERENCIAIS DE ACELERAÇÃO .....	37
2.4	EQUAÇÕES AUXILIARES E ENTRADA .....	37
2.5	EQUAÇÕES ELÉTRICAS DO ESTATOR.....	37
2.6	EQUAÇÕES MAGNÉTICAS.....	38
<b>2.6.1</b>	<b>Modelo linear de Sauer-Pai .....</b>	<b>39</b>
<b>2.6.2</b>	<b>Equações magnéticas simplificadas .....</b>	<b>40</b>
2.6.2.1	<i>Modelo de dois enrolamentos de eixo direto e um em quadratura .....</i>	<i>40</i>
2.6.2.2	<i>Modelo de um enrolamento de eixo direto e um em quadratura.....</i>	<i>42</i>
2.6.2.3	<i>Modelo de um enrolamento de eixo direto .....</i>	<i>43</i>
2.7	SATURAÇÃO.....	43
<b>3</b>	<b>ENSAIOS PARA IDENTIFICAÇÃO DE PARÂMETROS DO MODELO DA MÁQUINA SÍNCRONA .....</b>	<b>47</b>
3.1	ENSAIO DE CURTO-CIRCUITO TRIFÁSICO SÚBITO EM GERADOR SEM CARGA	47
3.2	ENSAIO DE RESPOSTA EM FREQUÊNCIA COM MÁQUINA PARALISADA	48
3.3	ENSAIO DE REJEIÇÃO DE CARGA .....	48
<b>4</b>	<b>SIMULAÇÃO DO MODELO DA MÁQUINA SÍNCRONA .....</b>	<b>50</b>
4.1	EQUAÇÕES DIFERENCIAIS ALGÉBRICAS .....	50

4.2	MÁQUINA SÍNCRONA DESCONECTADA .....	51
4.3	MÁQUINA SÍNCRONA COM CARGA .....	53
4.4	CONDIÇÕES INICIAIS .....	54
4.5	SIMULAÇÃO DO ENSAIO DE REJEIÇÃO DE CARGA .....	54
<b>4.5.1</b>	<b>Simulação para determinação de parâmetros elétricos .....</b>	<b>55</b>
<b>4.5.2</b>	<b>Simulação para determinação da inércia do conjunto máquina e turbina ....</b>	<b>56</b>
4.6	MÉTODOS NUMÉRICOS PARA SOLUÇÃO DO SISTEMA DE EQUAÇÕES DIFERENCIAIS E ALGÉBRICAS .....	56
<b>5</b>	<b>ALGORITMO PARA IDENTIFICAÇÃO DE PARÂMETROS .....</b>	<b>58</b>
5.1	METODOLOGIA.....	58
5.2	IDENTIFICAÇÃO DE SISTEMAS NÃO LINEARES.....	62
5.3	O ALGORITMO DE GAUSS-NEWTON .....	62
5.4	O ALGORITMO DE LEVENBERG-MARQUADT.....	64
5.5	APLICAÇÃO DO ALGORITMO DE LEVENBERG-MARQUADT EM MÁQUINAS SÍNCRONAS .....	64
<b>5.5.1</b>	<b>Identificação dos parâmetros elétricos .....</b>	<b>64</b>
<b>5.5.2</b>	<b>Identificação da inércia do conjunto gerador turbina .....</b>	<b>66</b>
<b>5.5.3</b>	<b>Particularidades da identificação dos parâmetros com a metodologia proposta</b>	<b>67</b>
<b>6</b>	<b>RESULTADOS .....</b>	<b>68</b>
6.1	IDENTIFICAÇÃO DOS PARÂMETROS DE EIXO DIRETO .....	68
6.2	IDENTIFICAÇÃO DOS PARÂMETROS DE EIXO EM QUADRATURA.....	72
6.3	IDENTIFICAÇÃO DA INÉRCIA DO CONJUNTO GERADOR TURBINA ....	76
6.4	AVALIAÇÃO DOS PARÂMETROS OBTIDOS EM ENSAIOS DE DEGRAU COM CARGA .....	78

# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 CONTEXTO

Em essência, um sistema de potência é um conjunto de dispositivos que transformam fontes de energia primária (água, vento, vapor...) em eletricidade e então, transformam a eletricidade em outra forma de energia. A eletricidade é transmitida em diversos níveis de tensão, através de uma série de transformadores, linhas de transmissão e cabos, dos geradores as cargas (MILANO, 2010).



Fonte: Site do Munda da Elétrica.<sup>1</sup>

Na Figura 1 é demonstrado um sistema elétrico de potência simplificado, que pode ser dividido em geração, transmissão e distribuição. A geração tem por fim converter a energia primária em energia elétrica. Isso é feito através de geradores e turbinas quando se utiliza uma máquina rotativa, porém pode ser realizado de demais maneiras, por exemplo, células fotovoltaicas. Por fim, a energia é então levada pelas linhas de transmissão aos centros de distribuição onde as cargas estão conectadas.

<sup>1</sup> Endereço: <https://www.mundodaeletrica.com.br/um-pouco-mais-sobre-o-sistema-eletrico-de-potencia-sep/>. Acessado em 10 de Abril de 2021.

Um sistema real é composto por diversos desses componentes conectados de forma complexa formando uma rede e é altamente dinâmico, sofrendo variações de carga durante o dia, além de diversos eventos na rede como descargas elétricas, chaveamento e quedas de linhas de transmissão ou distribuição, entre outros. Cada um possui diferentes implicações no sistema de potência que, apesar disso, deve se manter intacto e garantir a confiabilidade do serviço. Portanto, é essencial que o sistema seja projetado e operado de maneira a suportar as contingências mais prováveis sem perda na carga (com exceção da conectada ao elemento onde ocorre a falta) e de forma que as contingências mais adversas possíveis não resultem em interrupções de potência descontroladas, difundidas e em cascata (KUNDUR, 1994).

Assim, o sistema de potência deve possuir uma performance dinâmica adequada e estabilidade, ou seja, manter-se em equilíbrio em condições de operação normal e retornar a um estado de equilíbrio aceitável após sujeito a distúrbios (KUNDUR, 1994).

### **1.1.1 A análise de um sistema de potência**

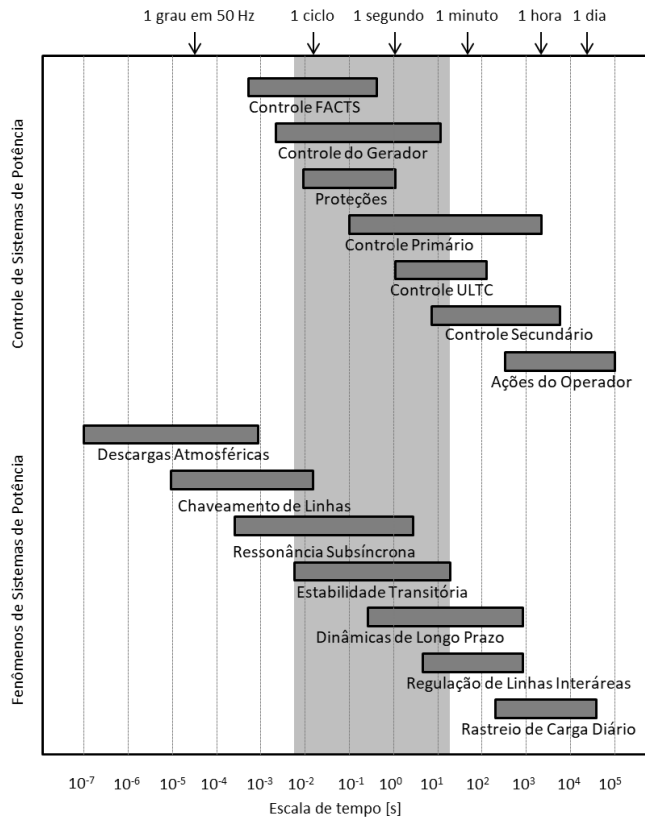
Para concluir se um sistema de potência atende os critérios de estabilidade, deve-se analisar seu comportamento de acordo com o distúrbio de interesse. Embora uma quantidade substancial de informação sobre o comportamento dinâmico pode ser obtido através de experiência, trabalhando e testando peças individuais de equipamento, os problemas complexos e práticas operativas de grandes sistemas interconectados podem ser melhor avaliados com essa experiência acoplada a modelos matemáticos (SAUER e PAI, 1998).

Existem diversas formas de modelar matematicamente cada equipamento de um sistema de potência. Esses modelos variam em ordem e complexidade de acordo com o tipo e escala de tempo do fenômeno de interesse representado (SAUER, et al., 1998). Na Figura 2 são expostos as escalas de tempo de alguns fenômenos de um sistema de potência com a região abordada por esse trabalho em cinza.

Destaca-se que cada modelo possui um conjunto de parâmetros que devem ser identificados através de testes ou de análise dos aspectos construtivos do elemento representado. Os ensaios adequados, bem como a análise construtiva para parametrização dependem da complexidade do modelo utilizado.



Figura 2 – Escalas de tempo relevantes para dinâmica de sistemas de potência.



Fonte: (MILANO, 2010).

## 1.2 MOTIVAÇÃO

Para uma análise eficiente do sistema de potência, além de escolher os modelos matemáticos dos componentes adequados ao evento de interesse, também é necessário uma correta parametrização desses modelos. Por exemplo, considere o modelo de quinta ordem de Sauer-Pai com saturação no enrolamento de campo (MILANO, 2010) com os parâmetros presentes no Quadro 1.

Quadro 1 – Parâmetros do modelo exemplo de máquina síncrona

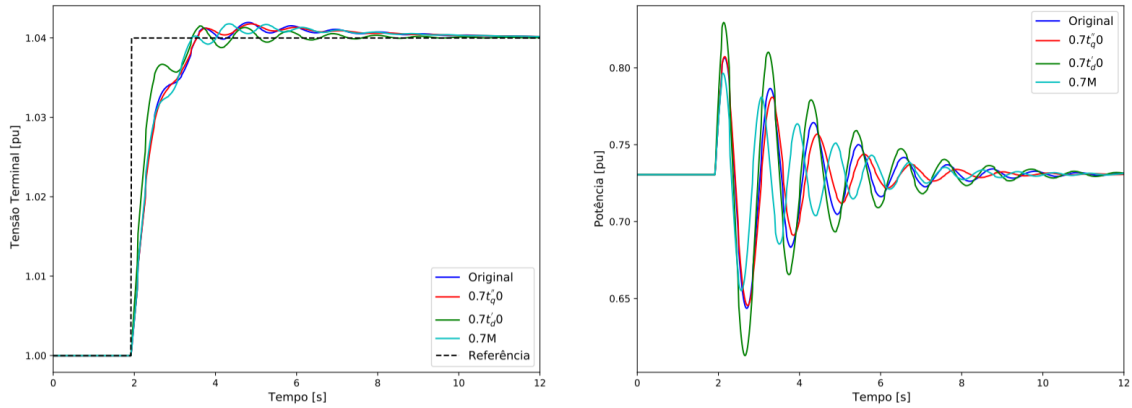
$x_d$	$x'_d$	$x''_d$	$x_q$	$t'_{d0}$	$t''_{d0}$	$t''_{q0}$	$r_a$	$x_l$	$D$	$M$	$A_g$	$B_g$	$C_0$
1,04	0,42	0,28	0,95	5,65	0,03	0,3	0,002	0,1	0,1	7,75	0,0153	8,9558	0,8

Fonte: elaborado pelo autor.

Na Figura 3 é mostrado a simulação da resposta de tensão e potência elétrica desse modelo a um degrau na referência de tensão do controlador. Na imagem são expostas as respostas do modelo com os parâmetros originais em azul e a variações de alguns parâmetros

nas demais curvas. Nota-se a sensibilidade do modelo aos parâmetros, principalmente nas oscilações eletromecânicas.

Figura 3 – Resposta ao degrau de referência de tensão.



Fonte: elaborado pelo autor.

A precisão na representação das oscilações eletromecânicas é essencial para a análise dos estabilizadores de potência e correta representação do amortecimento do sistema. Essas oscilações, em algumas situações, podem levar a instabilidades no sistema que podem comprometer a confiabilidade do fornecimento de energia levando a desconexão de linhas e geradores, portanto o uso de parâmetros inadequados podem levar a conclusões equivocadas quanto a resposta de potência e amortecimento do sistema.

### 1.3 OBJETIVO

O objetivo deste trabalho é realizar a identificação dos parâmetros do modelo da máquina síncrona de Sauer-Pai (SAUER e PAI, 1998) com saturação no enrolamento de campo (DEMELLO e HANNETT, 1986). Para isso, será utilizando o algoritmo de Levenberg-Marquardt (SJOBERG, ZHANG, *et al.*, 1995) de forma a minimizar o erro quadrático entre as curvas de tensão terminal e corrente de campo obtidas nos ensaios de rejeição de carga de eixo direto e rejeição de carga de eixo arbitrário.

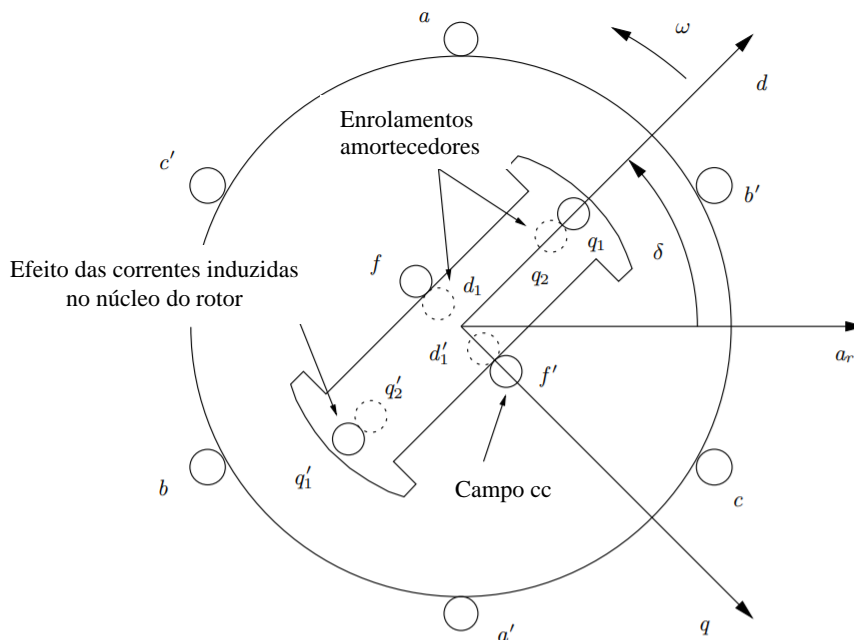
Para análise da parametrização, será comparado o resultado obtido pelo modelo identificado com curvas levantadas em ensaios de rejeição de carga e de degrau na referência de tensão com a máquina em carga.

## 2 A MÁQUINA SÍNCRONA

O esquema da máquina síncrona considerado neste trabalho é mostrado na Figura 4. Essa máquina tem um rotor de pólos salientes com um enrolamento de campo  $ff'$  e enrolamentos trifásicos no estator, nomeados  $aa'$ ,  $bb'$ ,  $cc'$ . O efeito das correntes induzidas no núcleo do rotor é modelado como um enrolamento concentrado  $q_1q'_1$  em quadratura ao enrolamento de campo. Finalmente, os efeitos de amortecimento são modelados como dois enrolamentos concentrados fictícios,  $d_1d'_1$  e  $q_2q'_2$  no rotor (MILANO, 2010).

Utiliza-se a transformada de Park para projetar todas as quantidades em 3 eixos, nomeados eixo direto, quadratura e homopolar,  $d$ ,  $q$  e  $0$ , respectivamente (MILANO, 2010). Em que o eixo direto está em fase com o campo do rotor e o eixo em quadratura está defasado de  $90^\circ$ . Também, como os eixos direto e em quadratura estão girando na velocidade síncrona, a transformada de Park permite reduzir as equações da máquina a fasores estáticos se o rotor também estiver rodando na velocidade síncrona (MILANO, 2010).

Figura 4 – Esquema da máquina síncrona

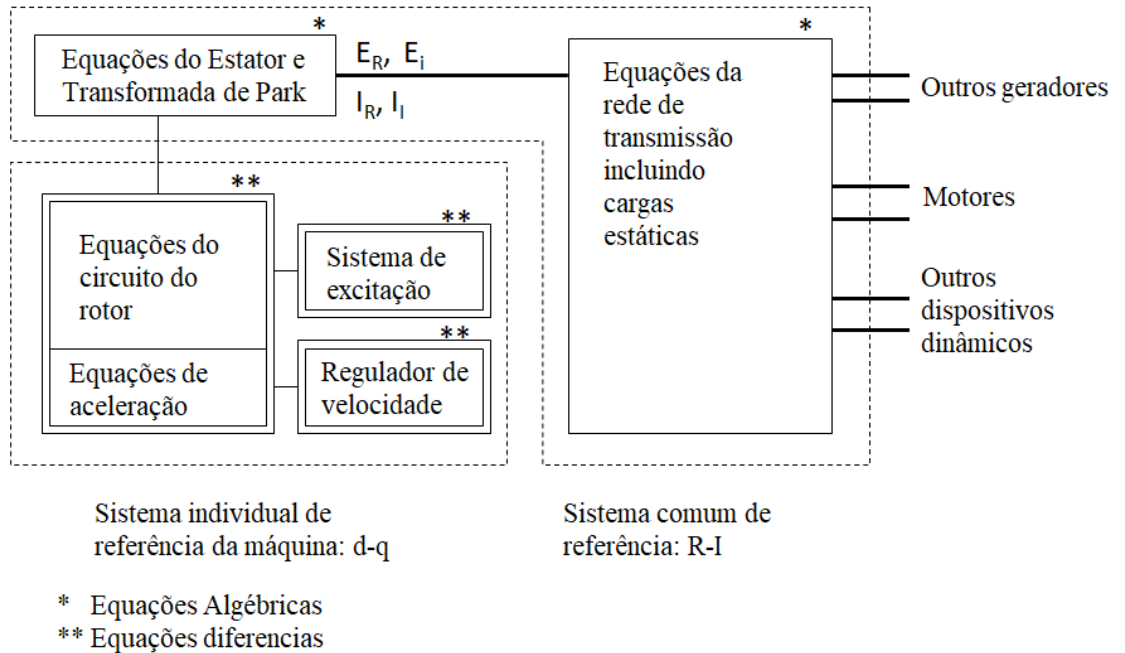


Fonte: adaptado de (MILANO, 2010).

Essa representação gera uma série de equações diferenciais e algébricas que representam matematicamente a máquina síncrona. Na Figura 5 é mostrado como esse modelo

se insere em um modelo completo de um sistema de potência para análise de estabilidade transitória.

Figura 5 – Estrutura do modelo completo de um sistema de potência para análise de estabilidade transitória.



Fonte: adaptado de (KUNDUR, 1994)

As equações de interface com a rede, do estator, rotor e de aceleração serão desenvolvidas nas subseções a seguir.

## 2.1 OS PARÂMETROS DO MODELO DA MÁQUINA SÍNCRONA

Na Tabela 1 é definido o conjunto completo de parâmetros do modelo da máquina síncrona, na Tabela 2 as variáveis algébricas e na Tabela 3 as variáveis de estado.

Tabela 1 – Parâmetros do modelo da máquina síncrona

Variável	Descrição	Unidade
$D$	Coefficiente de Amortecimento	pu/pu
$2H [M]$	Constante de Inércia	s
$r_a$	Resistência da armadura	pu
$x_l$	Reatância de dispersão	pu
$x_d$	Reatância de eixo direto não saturada	pu
$x'_d$	Reatância transitória de eixo direto não saturada	pu
$x''_d$	Reatância subtransitória de eixo direto não saturada	pu
$x_q$	Reatância de eixo em quadratura não saturada	pu
$x'_q$	Reatância transitória de eixo em quadratura não saturada	pu
$x''_q$	Reatância subtransitória de eixo em quadratura não saturada	pu
$T'_{d0}$	Constante de tempo transitória de eixo direto em vazio	s
$T''_{d0}$	Constante de tempo subtransitória de eixo direto em vazio	s
$T'_{q0}$	Constante de tempo transitória de eixo em quadratura em vazio	s
$T''_{q0}$	Constante de tempo subtransitória de eixo em quadratura em vazio	s
$x_{ad}$	Reatância de armadura de eixo direto	pu
$A_g$	Parâmetro da função de saturação	
$B_g$	Parâmetro da função de saturação	
$C_0$	Parâmetro da função de saturação	

Fonte: adaptado de (MILANO, 2010).

Tabela 2 – Variáveis algébricas do modelo da máquina síncrona

Variável	Descrição	Unidade
$\tau_e$	Torque elétrico	pu
$v_d$	Tensão de eixo direto	pu
$v_q$	Tensão de eixo em quadratura	pu
$i_d$	Corrente de eixo direto	pu
$i_q$	Corrente de eixo em quadratura	pu
$\tau_m$	Torque mecânico	pu
$v_f$	Tensão de excitação no campo da máquina síncrona	pu

Fonte: adaptado de (MILANO, 2010).

Tabela 3 – Variáveis de estado do modelo da máquina síncrona

Variável	Descrição	Unidade
$\psi_d$	Fluxo de eixo direto	pu
$\psi_q$	Fluxo de eixo em quadratura	pu
$\delta$	Ângulo do rotor	pu
$\omega$	Frequência angular do rotor	pu
$e'_q$	Tensão transitória de eixo em quadratura	pu
$e'_d$	Tensão transitória de eixo direto	pu
$\psi''_d$	Fluxo subtransitório de eixo direto	pu
$\psi''_q$	Fluxo subtransitório de eixo em quadratura	pu

Fonte: adaptado de (MILANO, 2010).

## 2.2 EQUAÇÕES DE INTERFACE COM A REDE

As equações de interface com a rede são equações algébricas que descrevem as injeções de potência ativa  $p_h$  e reativa  $q_h$  na barra do gerador, bem como a relação entre o fasor quase-estático de tensão na barra  $v_h \angle \theta_h$  e tensões de máquina  $v_d$  e  $v_q$ , onde  $h$  é a barra a qual o gerador está conectado.

As equações de injeção de potência são (MILANO, 2010):

$$p_h = v_d i_d + v_q i_q \quad (1)$$

$$q_h = v_q i_d - v_d i_q \quad (2)$$

E as equações de relação com o fasor quase-estático (MILANO, 2010):

$$v_d = v_h \text{sen}(\delta - \theta_h) \quad (3)$$

$$v_q = v_h \text{cos}(\delta - \theta_h) \quad (4)$$

### 2.3 EQUAÇÕES DIFERENCIAIS DE ACELERAÇÃO

As equações diferenciais mecânicas são as equações relacionam o torque elétrico  $\tau_e$  e mecânico  $\tau_m$  com a velocidade angular do rotor e essa velocidade angular com o ângulo do rotor. As equações são (MILANO, 2010):

$$\dot{\delta} = \Omega_b (\omega - \omega_s) \quad (5)$$

$$\dot{\omega} = \frac{1}{2H} (\tau_m - \tau_e - D(\omega - \omega_s)) \quad (6)$$

Onde  $\Omega_b$  é a frequência síncrona em rad/s o torque elétrico  $\tau_e$  é:

$$\tau_e = \psi_d i_q - \psi_q i_d \quad (7)$$

### 2.4 EQUAÇÕES AUXILIARES E ENTRADA

São estabelecidas equações triviais de entrada para fazer uma interface simples com os reguladores de tensão e velocidade, são elas:

$$0 = \tau_{m0} - \tau_m \quad (8)$$

$$0 = v_{f0} - v_f \quad (9)$$

### 2.5 EQUAÇÕES ELÉTRICAS DO ESTATOR

As equações elétricas do estator conectam as tensões as correntes e fluxos da seguinte maneira:

$$\dot{\psi}_d = \Omega_b (r_a i_d + \omega \psi_q + v_d) \quad (10)$$

$$\dot{\psi}_q = \Omega_b (r_a i_q - \omega \psi_d + v_q) \quad (11)$$

Embora requerido para transitórios eletromagnéticos, as dinâmicas da rede elétrica são relativamente rápidas para estudos de estabilidade transitória. Nota-se que o inverso da frequência base  $1/\Omega_b \approx 10^{-3}$  s para sistemas de potência trabalhando em 50 ou 60 Hz. Portanto, uma simplificação comum é assumir  $\dot{\psi}_d \approx \dot{\psi}_q \approx 0$  levando a (MILANO, 2010):

$$0 = r_a i_d + \omega \psi_q + v_d \quad (12)$$

$$0 = r_a i_q - \omega \psi_d + v_q \quad (13)$$

Essa simplificação reduz a ordem do sistema ao transformar essas 2 equações diferenciais em equações algébricas.

Além disso, considerando que os desvios de velocidade no rotor são pequenos, pode-se assumir que  $\omega \approx 1$  pu, conseqüentemente (MILANO, 2010):

$$0 = r_a i_d + \psi_q + v_d \quad (14)$$

$$0 = r_a i_q - \psi_d + v_q \quad (15)$$

A decisão mais comum adotada pela maioria dos livros de sistemas de potência é utilizar as equações (12) e (13) ou (14) e (15), o que também permite remover as variáveis  $\psi_d$  e  $\psi_q$  do modelo da máquina (MILANO, 2010).

## 2.6 EQUAÇÕES MAGNÉTICAS

O estabelecimento das funções de transferência que relacionam os fluxos do estator com as correntes do estator e tensão de campo apresentam certo grau de arbitrariedade no modelo da máquina síncrona. A maioria dos modelos completos utilizam uma variável de estado por enrolamento do rotor, real ou equivalente. Portanto, para o modelo apresentado na Figura 4, quatro variáveis de estado e as equações diferenciais associadas são requeridas nos modelos mais detalhados. Finalmente, duas equações algébricas permitem definir os fluxos do estator como função das correntes estatóricas, tensão de campo e as variáveis de estado do



rotor. Modelos simplificados consistem em reduzir uma ou mais variáveis de estado do rotor para variáveis algébricas (MILANO, 2010).

A resposta dinâmica dos enrolamentos amortecedores é mais rápida que do enrolamento de campo e das correntes induzidas no núcleo do rotor. A notação padrão define sub-transitório (indicado por um sobrescrito duplicado '') as dinâmicas rápidas dos enrolamentos amortecedores e transitório (indicado por um único sobrescrito ') as dinâmicas do enrolamento de campo e das correntes induzidas no núcleo do rotor. Finalmente, quantidades de regime permanente são ditas síncronas e são indicadas sem sobrescritos (MILANO, 2010).

### 2.6.1 Modelo linear de Sauer-Pai

O modelo linear de Sauer-Pai define o conjunto das equações magnéticas diferenciais como (MILANO, 2010):

$$\begin{aligned}
 \dot{e}'_q &= \frac{-e'_q - (x_d - x'_d)(i_d - \gamma_{d2} \psi''_d - (1 - \gamma_{d1})i_d + \gamma_{d2} e'_q) + v_f}{T'_{d0}} \\
 \dot{e}'_d &= \frac{-e'_d + (x_q - x'_q)(i_q - \gamma_{q2} \psi''_q - (1 - \gamma_{q1})i_q - \gamma_{q2} e'_d)}{T'_{q0}} \\
 \psi''_d &= \frac{-\psi''_d + e'_q - (x'_d - x_l)i_d}{T''_{d0}} \\
 \psi''_q &= \frac{-\psi''_q - e'_d - (x'_q - x_l)i_q}{T''_{q0}}
 \end{aligned} \tag{16}$$

Onde:

$$\begin{aligned}
 \gamma_{d1} &= \frac{x''_d - x_l}{x'_d - x_l} \\
 \gamma_{q1} &= \frac{x''_q - x_l}{x'_q - x_l} \\
 \gamma_{d2} &= \frac{x'_d - x''_d}{(x'_d - x_l)^2} = \frac{1 - \gamma_{d1}}{x'_d - x_l} \\
 \gamma_{q2} &= \frac{x'_q - x''_q}{(x'_q - x_l)^2} = \frac{1 - \gamma_{q1}}{x'_q - x_l}
 \end{aligned} \tag{17}$$

Finalmente, as seguintes equações algébricas completam o modelo:

$$\begin{aligned} 0 &= \psi_d + x_d'' i_d - \gamma_{d1} e_q' - (1 - \gamma_{d1}) \psi_d'' \\ 0 &= \psi_q - x_q'' i_q - \gamma_{q1} e_d' + (1 - \gamma_{q1}) \psi_q'' \end{aligned} \quad (18)$$

E tem-se a corrente de excitação igual a (SAUER e PAI, 1998):

$$i_{fd} = e_q' + (x_d - x_d')(i_d - \gamma_{d2}(\psi_d'' + (x_d' - x_l)i_d - e_q')) \quad (19)$$

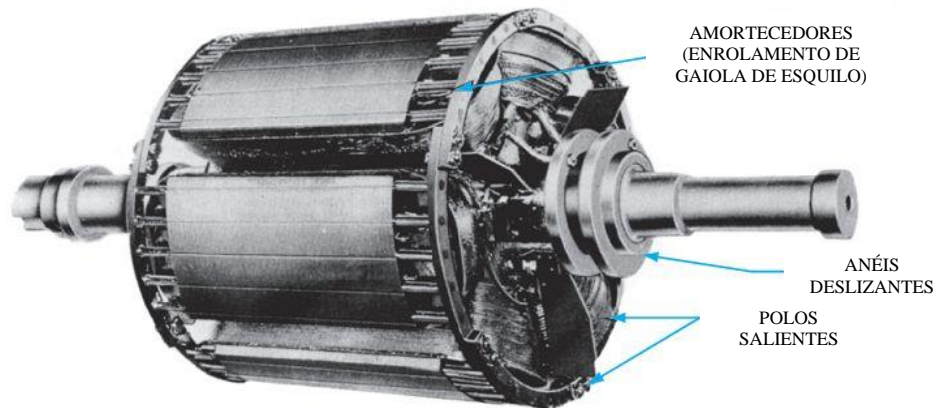
## 2.6.2 Equações magnéticas simplificadas

Muitas simplificações são possíveis nas equações magnéticas, o que permite reduzir a ordem e complexidade do modelo.

### 2.6.2.1 Modelo de dois enrolamentos de eixo direto e um em quadratura

Geradores de polos salientes com rotores laminados são normalmente construídos com barras de cobres amortecedoras localizadas nas faces polares (ver Figura 6). Essas barras amortecedoras são conectadas com anéis de extremidade formando um circuito amortecedor de gaiola de esquilo efetivo nos eixos direto e em quadratura. Como esse amortecedor é o único circuito físico presente no eixo em quadratura, uma única equação diferencial é adequada para representar esse eixo (IEEE, 2002).

Figura 6 – Rotor de máquina síncrona com amortecedores.



Fonte: adaptado do site da industrial electronics.<sup>2</sup>

Assim, para eliminar uma das equações de estado do eixo em quadratura, considera-se (MILANO, 2010):

$$\begin{aligned}x_q &= x'_q \\T''_{q0} &= 0 \\e'_d &= 0\end{aligned}\tag{20}$$

O que resulta no seguinte conjunto de equações diferenciais magnéticas:

$$\begin{aligned}\dot{e}'_q &= \frac{-e'_q - (x_d - x'_d)(i_d - \gamma_{d2} \psi''_d - (1 - \gamma_{d1})i_d + \gamma_{d2} e'_q) + v_f}{T'_{d0}} \\ \dot{\psi}''_d &= \frac{-\psi''_d + e'_q - (x'_d - x_l)i_d}{T''_{d0}} \\ \dot{\psi}''_q &= \frac{-\psi''_q - (x_q - x_l)i_q}{T''_{q0}}\end{aligned}\tag{21}$$

Com o conjunto de equações algébricas:

$$\begin{aligned}0 &= \psi_d + x''_d i_d - \gamma_{d1} e'_q - (1 - \gamma_{d1})\psi''_d \\ 0 &= \psi_q - x''_q i_q + (1 - \gamma_{q1})\psi''_q\end{aligned}\tag{22}$$

<sup>2</sup> Endereço: [https://www.industrial-electronics.com/elec\\_4\\_10th\\_keljik\\_17.html](https://www.industrial-electronics.com/elec_4_10th_keljik_17.html). Acessado em 12 de Abril de 2021.

Ressalta-se que as aspas duplas de  $\psi_q''$  e  $T_{q0}''$  deixam de indicar dinâmicas subtransitórias e passam a indicar parâmetros transitórios, ou seja, nessa simplificação, as dinâmicas subtransitórias do eixo em quadratura são desprezadas.

A corrente de excitação se mantém como em (19).

### 2.6.2.2 Modelo de um enrolamento de eixo direto e um em quadratura

Nesse modelo, desprezam-se todas as dinâmicas subtransitórias da máquina síncrona, ou seja (MILANO, 2010):

$$\begin{aligned}
 x_q &= x_q' \\
 \psi_d'' &= 0 \\
 e_d' &= 0 \\
 T_{q0}' &= 0 \\
 T_{d0}'' &= 0
 \end{aligned} \tag{23}$$

Assim, obtém-se as seguintes equações diferenciais:

$$\begin{aligned}
 \dot{e}_q' &= \frac{-e_q' - (x_d - x_d') i_d + v_f}{T_{d0}'} \\
 \dot{\psi}_q'' &= \frac{-\psi_q'' - (x_q - x_l) i_q}{T_{q0}''}
 \end{aligned} \tag{24}$$

Com as equações algébricas:

$$\begin{aligned}
 0 &= \psi_d + x_d' i_d - e_q' \\
 0 &= \psi_q - x_q' i_q + \psi_q''
 \end{aligned} \tag{25}$$

E corrente de excitação:

$$i_{fd} = e_q' + (x_d - x_d') i_d \tag{26}$$

### 2.6.2.3 Modelo de um enrolamento de eixo direto

O modelo de um enrolamento de eixo direto é o modelo mais simples em que é possível conectar uma excitação. Nesse modelo somente o enrolamento de campo é representado, ou seja, além das simplificações impostas em (23) ainda tem-se que (MILANO, 2010):

$$\begin{aligned}\psi_q'' &= 0 \\ T_{q0}'' &= 0\end{aligned}\tag{27}$$

Com isso, somente resta a equação diferencial:

$$\dot{e}'_q = \frac{-e'_q - (x_d - x'_d)i_d + v_f}{T'_{d0}}\tag{28}$$

Com as equações algébricas iguais a:

$$\begin{aligned}0 &= \psi_d + x'_d i_d - e'_q \\ 0 &= \psi_q - x'_q i_q\end{aligned}\tag{29}$$

Com corrente de excitação igual a (26).

## 2.7 SATURAÇÃO

Na referência (SAUER e PAI, 1998) é proposto um modelo geral com incremento da saturação. Nele são adicionadas funções arbitrárias não lineares para representar a saturação dos enrolamentos de campo, de eixo direto e quadratura do estator, bem como dos enrolamentos equivalentes dos amortecedores e da corrente induzida no rotor. Nesse trabalho será utilizado a representação típica proposta em (DEMELLO e HANNETT, 1986), onde somente a saturação dos enrolamentos de campo e do eixo em quadratura do estator são mantidas.

Assim, são adicionadas as as saturações  $S_{fd}$  e  $S_{1q}$  nas equações magnéticas rotor, modificando o modelo linear de Sauer-Pai (16) para:

$$\begin{aligned}
 \dot{e}'_q &= \frac{-e'_q - (x_d - x'_d)(i_d - \gamma_{d2} \psi''_d - (1 - \gamma_{d1})i_d + \gamma_{d2} e'_q) + v_f - S_{fd}}{T'_{d0}} \\
 \dot{e}'_d &= \frac{-e'_d + (x_q - x'_q)(i_q - \gamma_{q2} \psi''_q - (1 - \gamma_{q1})i_q - \gamma_{q2} e'_d) + S_{1q}}{T'_{q0}} \\
 \dot{\psi}''_d &= \frac{-\psi''_d + e'_q - (x'_d - x_l)i_d}{T''_{d0}} \\
 \dot{\psi}''_q &= \frac{-\psi''_q - e'_d - (x'_q - x_l)i_q}{T''_{q0}}
 \end{aligned} \tag{30}$$

As funções de saturação são expressadas da seguinte maneira:

$$S_{fd} = \frac{\psi_{1d}}{|\psi''|} S_G(|\psi''|) \tag{31}$$

$$S_{1q} = \frac{\psi_{1q}(x_q - x_{ls})}{|\psi''|(x_d - x_{ls})} S_G(|\psi''|) \tag{32}$$

Onde:

$$|\psi''| \triangleq (\psi_{1d}^2 + \psi_{1q}^2)^{\frac{1}{2}} \tag{33}$$

E:

$$\psi_{1d} \triangleq \gamma_{d1}(e'_q + \psi''_d) \tag{34}$$

$$\psi_{1q} \triangleq \gamma_{q1}(e'_d + \psi''_q) \tag{35}$$

Por fim, a corrente de excitação considerando saturação é expressada por:

$$i_{fd} = e'_q + (x_d - x'_d)(i_d - \gamma_{d2}(\psi''_d + (x'_d - x_l)i_d - e'_q) + S_{fd}) \tag{36}$$

A função de saturação  $S_G$  pode ser obtida com a máquina a vazio. Para regime permanente a vazio:

$$\begin{aligned}
i_d = i_q &= 0 \\
\psi_q = -e'_d = \psi_{1q} = v_d = \psi''_q &= 0 \\
\psi_d = e'_q = \psi_{1d} = v_q = \psi''_d = v_f - S_{fd}
\end{aligned} \tag{37}$$

A tensão terminal a vazio é igual a:

$$v_{t_{vazio}} = \sqrt{v_d^2 + v_q^2} = e'_q \tag{38}$$

E a corrente de campo:

$$i_{fd} = \frac{e'_q + S_{fd}}{x_{md}} \tag{39}$$

Onde:

$$x_{md} \triangleq x_d - x_l \tag{40}$$

Da representação da saturação em (31):

$$S_{fd} = S_G(v_{t_{vazio}}) \tag{41}$$

$$S_G(v_{t_{vazio}}) = x_{md} i_{fd} - v_{t_{vazio}} \tag{42}$$

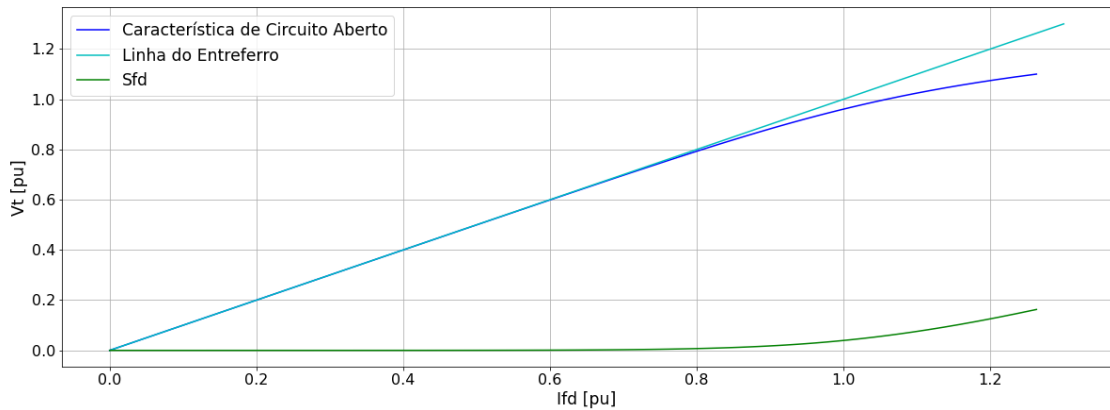
Fisicamente a corrente de saída do sistema de excitação ( $I_{fd}$ ) e a corrente do enrolamento de campo ( $i_{fd}$ ) são idênticas em ampères, a distinção é feita unicamente nos valores de base por unidade. A base da saída do sistema de excitação pode ser escolhida arbitrariamente, já a corrente de saída do enrolamento de campo tem sua base definida pelo modelo. A corrente do enrolamento de campo necessária para gerar 1 pu de tensão terminal na base do entreferro é dada por (KUNDUR, 1994):

$$1 = x_{md} i_{fd} \tag{43}$$

Dessa forma, a função  $S_G$  pode ser obtida de uma característica de circuito aberto com medição da tensão terminal e da corrente do sistema de excitação da máquina como mostrado na Figura 7.

Atenta-se que  $I_{fd}$  deve estar na base da linha do entreferro para obtenção da função.

Figura 7 – Curva de saturação em circuito aberto.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A função  $S_G$  pode ser aproximada por uma exponencial da forma:

$$S_G(v_{t_{vazio}}) = A_g e^{B_g(v_{t_{vazio}} - C_0)} \quad (44)$$

$C_0$  pode ser escolhido arbitrariamente, todavia geralmente é utilizado 0,8 como seu valor e os parâmetros  $A_g$  e  $B_g$  podem ser obtidos utilizando uma regressão linear do logaritmo dos pontos obtidos na curva de saturação aplicados a equação (42).

Embora a validade dessa função seja identificada na operação em vazio, isso não sustenta completamente seu uso com a máquina em carga. Além disso, foi evidenciado que essa representação não satisfaz a premissa de um acoplamento conservativo do campo (SAUER e PAI, 1998).

Todavia, essa representação, junto com a de reatância variável (KUNDUR, 1994) são comumente utilizadas na literatura e em programas de simulação de sistemas de potência. Além disso, (DEMELLO e HANNETT, 1986) demonstra uma boa precisão do uso dessa representação.



### 3 ENSAIOS PARA IDENTIFICAÇÃO DE PARÂMETROS DO MODELO DA MÁQUINA SÍNCRONA

Os métodos tradicionais para determinar os parâmetros de máquinas síncronas são descritos completamente em (IEEE, 2002). Esses métodos são realizados com a máquina desconectada ou com desconexão da máquina do sistema. Entre eles, os mais comuns são os de curto-circuito súbito, rejeição de carga e resposta em frequência com a máquina paralisada (IEEE, 2002).

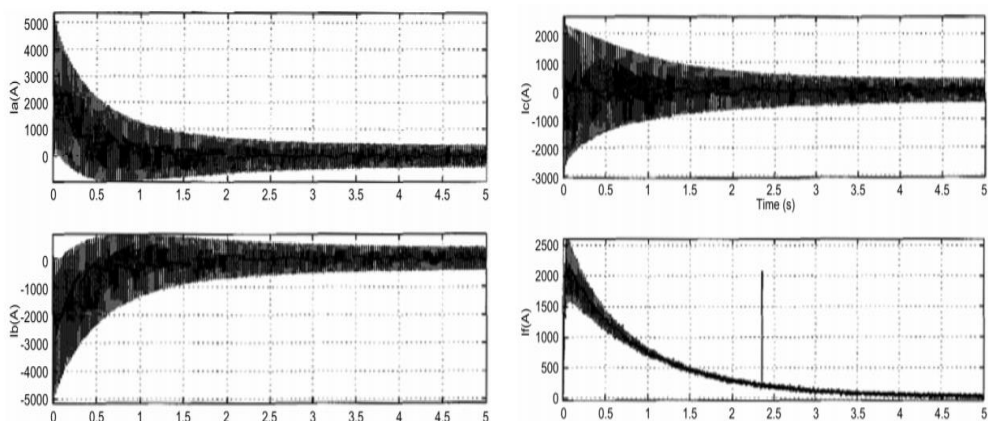
#### 3.1 ENSAIO DE CURTO-CIRCUITO TRIFÁSICO SÚBITO EM GERADOR SEM CARGA

O ensaio de curto-circuito consiste na aplicação de um curto-circuito franco súbito no estator da máquina operando desconectada do sistema. Diversos testes são realizados, com diferentes níveis de tensão de terminal, cujo valor máximo é ditado pelo risco de sobrecorrentes no estator, limitadas somente pela reatância subtransitória  $x_d''$  (IEEE, 2002).

Os parâmetros são identificados ao comparar a resposta da corrente estatórica do modelo com as curvas das correntes estatóricas obtidas nos ensaios.

Na Figura 9 é mostrado a resposta da corrente terminal e de excitação de um gerador de dois pólos de 361,4 MVA/20 kV após curto-trifásico súbito com 10% da tensão terminal nominal (IEEE, 2002).

Figura 8 – Resposta da corrente terminal e de excitação a curto trifásico súbito.



Fonte: (IEEE, 2002).

Esse método pode ser destrutivo para máquina e exige um disjuntor especial para a aplicação. Além disso, esse método ignora completamente o eixo em quadratura (pouco excitado durante o ensaio devido ao rotor estar alinhado com o eixo direto), permitindo somente a identificação dos parâmetros de eixo direto.

### 3.2 ENSAIO DE RESPOSTA EM FREQUÊNCIA COM MÁQUINA PARALISADA

Desenvolvido por (COULTES e WATSON, 1981), esse ensaio consiste em aplicar uma tensão variável no estator ou no campo com a máquina parada e desconectada do transformador elevador (IEEE, 2002).

As correntes de excitação são consideravelmente baixas e as frequências de excitação recomendadas variam no espectro de 0,1 a 200 Hz. Ao posicionar um dos enrolamentos do estator relativo ao enrolamento de rotor ou na posição de eixo direto ou eixo em quadratura é possível obter as impedâncias operacionais do estator (IEEE, 2002).

### 3.3 ENSAIO DE REJEIÇÃO DE CARGA

Realizados inicialmente na América do Norte por (DE MELLO e RIBEIRO, 1977), (DE MELLO e HANNET, 1981) e (EPRI, 1980), os ensaios de rejeição de carga podem ser realizados com desconexão do rotor ou estator (SHACKSHAFT, 1974, 1977), porém os realizados com desconexão do estator são mais comuns (IEEE, 2002).

Esses ensaios requerem as seguintes condições especiais de operação (IEEE, 2002):

- a) Isolar a parte de potência, ou seja, o sistema deixa de ser autoexcitado e passa a ser independente;
- b) O regulador de tensão deve estar na posição manual com controle da variável de tensão de excitação para eliminar os efeitos da regulação na resposta transitória da rejeição de carga;
- c) A excitação deve ser mantida durante a rejeição de carga.

Com essas condições satisfeitas, o ensaio é realizado ao desconectar a máquina do sistema através da abertura do disjuntor de grupo. O ponto de operação anterior a desconexão deve ser escolhido conforme o ângulo do rotor desejado.

Embora a estimação do ângulo do rotor permita a execução do ensaio com fluxos em eixo direto e em quadratura numa única rejeição, é geralmente preferível realizar ensaios de

rejeição de carga de eixo direto e quadratura separados. Todavia, o alinhamento do eixo em quadratura é complexo, caso uma estimação do ângulo do rotor não estiver disponível, dessa forma, pode-se adotar um ensaio de eixo arbitrário.

## 4 SIMULAÇÃO DO MODELO DA MÁQUINA SÍNCRONA

### 4.1 EQUAÇÕES DIFERENCIAIS ALGÉBRICAS

O modelo da máquina síncrona conectada a um sistema é um conjunto de equações diferenciais algébricas de forma:

$$\dot{x} = f(x, y, \bar{v}) \quad (45)$$

$$0 = g(x, y, \bar{v}) \quad (46)$$

$$0 = s(x, y, \bar{v}) \quad (47)$$

Onde para o modelo de sexta ordem com saturação  $x$  é o vetor de estados:

$$x = [\delta \ \omega \ e'_q \ e'_d \ \psi''_d \ \psi''_q] \quad (48)$$

$y$  é o vetor das variáveis algébricas:

$$y = [\tau_e \ v_d \ v_q \ i_d \ i_q \ \tau_m \ v_f \ S_{fd} \ S_{1q}] \quad (49)$$

E  $\bar{v}$  é o vetor das variáveis da barra em que o gerador está conectado:

$$\bar{v} = [v_h \ \theta_h] \quad (50)$$

$f(x, y, \bar{v})$  representa as equações diferenciais composta pelo conjunto das equações de aceleração (5) e (6) e das equações magnéticas (30),  $g(x, y, \bar{v})$  o conjunto de equações algébricas composto por (3)(4)(7)(8)(9)(12)(13) e de saturação (31)(32) e  $s(x, y, \bar{v})$  o conjunto das equações de conexão com o sistema.

## 4.2 MÁQUINA SÍNCRONA DESCONECTADA

Imediatamente após a realização dos ensaios de rejeição de carga, a máquina encontra-se desconectada do sistema, ou seja, operando a vazio. Assim, é necessário definir as equações de conexão com a rede nessa condição, que são:

$$0 = p_h \quad (51)$$

$$0 = q_h \quad (52)$$

Dessa forma, utilizando as equações (1) e (2) tem-se:

$$0 = v_d i_d + v_q i_q \quad (53)$$

$$0 = v_q i_d - v_d i_q \quad (54)$$

E, como  $v_d$  e  $v_q$  iguais a zero implicaria em uma tensão terminal igual a zero, tem-se que:

$$0 = i_d \quad (55)$$

$$0 = i_q \quad (56)$$

Com a máquina a vazio, se o interesse está somente na sua resposta elétrica, pode-se considerar a frequência como constante. Também, nessa condição de operação, o ângulo de carga não é relevante, dessa forma, as equações diferenciais de aceleração não precisam ser resolvidas. Finalmente, pode-se substituir as equações (3) e (4) do conjunto das variáveis algébricas pelas equações (55) e (56). Com isso, o ângulo de carga é removido completamente das equações.

Então, as equações diferenciais resultantes da operação em vazio são:

$$\begin{aligned}
 \dot{e}'_q &= \frac{-e'_q - (x_d - x'_d)(-\gamma_{d2} \psi''_d + \gamma_{d2} e'_q) + v_f - S_{fd}}{T'_{d0}} \\
 \dot{e}'_d &= \frac{-e'_d + (x_q - x'_q)(-\gamma_{q2} \psi''_q - \gamma_{q2} e'_d) + S_{1q}}{T'_{q0}} \\
 \dot{\psi}''_d &= \frac{-\psi''_d + e'_q}{T''_{d0}} \\
 \dot{\psi}''_q &= \frac{-\psi''_q - e'_d}{T''_{q0}}
 \end{aligned} \tag{57}$$

E as equações algébricas:

$$\begin{aligned}
 0 &= -\tau_e \\
 0 &= -i_d \\
 0 &= -i_q \\
 0 &= \frac{v_q}{\omega} - \gamma_{d1} e'_q - (1 - \gamma_{d1}) \psi''_d \\
 0 &= \frac{v_d}{\omega} - \gamma_{q1} e'_d + (1 - \gamma_{q1}) \psi''_q \\
 0 &= \tau_{m0} - \tau_m \\
 0 &= v_{f0} - v_f \\
 0 &= -S_{fd} + \frac{\psi''_d}{|\psi|} S_G(|\psi|) \\
 0 &= -S_{1q} + \frac{\psi_{1q}(x_q - x_{ls})}{|\psi''|(x_d - x_{ls})} S_G(|\psi''|)
 \end{aligned} \tag{58}$$

Com corrente de excitação:

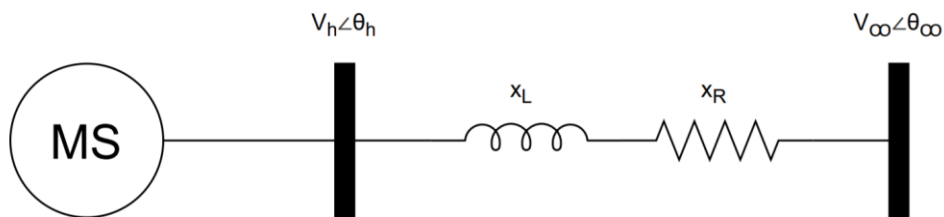
$$i_{fd} = e'_q + (x_d - x'_d)(-\gamma_{d2}(\psi''_d - e'_q) + S_{fd}) \tag{59}$$

No ensaio de rejeição de carga ocorre uma transição entre sistema em carga e sistema a vazio. As peculiaridades referentes a essa ação serão tratadas com ênfase em seção posterior.

### 4.3 MÁQUINA SÍNCRONA COM CARGA

Para simular a condição em que a máquina está conectada ao sistema é utilizado o circuito da Figura 9, uma simplificação muito utilizada que representa o sistema como uma barra infinita. Considera-se uma barra infinita uma fonte de tensão sinusoidal com magnitude, frequência e fase constantes (SAUER e PAI, 1998).

Figura 9 – Sistema máquina síncrona barra infinita.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Além disso, outra simplificação tradicional utilizada é a de  $x_R=0$ , utilizando-se somente o  $x_L$  na simulação. Dessa forma, tem-se que a potência ativa e reativa injetada na barra h sejam iguais a (MILANO, 2010):

$$p_h = \frac{v_h v_\infty}{x_L} \text{sen}(\theta_h - \theta_\infty) \quad (60)$$

$$q_h = \frac{v_h^2}{x_L} - \frac{v_h v_\infty}{x_L} \text{cos}(\theta_h - \theta_\infty) \quad (61)$$

Substituindo  $p_h$  e  $q_h$  do sistema máquina barra infinita nas equações de interface com a rede (1) e (2) obtêm-se:

$$0 = v_d i_d + v_q i_q - \frac{v_h v_\infty}{x_L} \text{sen}(\theta_h - \theta_\infty) \quad (62)$$

$$0 = v_q i_d - v_d i_q - \frac{v_h^2}{x_L} + \frac{v_h v_\infty}{x_L} \text{cos}(\theta_h - \theta_\infty) \quad (63)$$

Nesse caso, as equações diferenciais  $f(x, y, \bar{v})$  são compostas pelo conjunto das equações de aceleração (5) e (6) e das equações magnéticas (30),  $g(x, y, \bar{v})$  pelo conjunto de equações algébricas composto por (3)(4)(7)(8)(9)(12)(13) e de saturação (31)(32) e  $s(x, y, \bar{v})$  pelo conjunto das equações de conexão com o sistema (62) e (63).

#### 4.4 CONDIÇÕES INICIAIS

Para calcular as condições iniciais do sistema são necessárias as informações de potência ativa  $p_h$  e reativa  $q_h$  injetadas na barra do gerador, bem como a tensão terminal  $v_h$  dessa barra. O ângulo  $\theta_h$  pode ser considerado como o ângulo de referência, portanto  $0^\circ$ .

Assim, utilizando um método numérico para solução das equações não lineares (60) e (61) chega-se nos valores fixos de  $v_\infty$  e  $\theta_\infty$ . Percebe-se que o valor de  $x_L$  somente influencia na determinação das variáveis da barra infinita e em alterações de potência ativa e reativa injetadas, ou seja, em ensaios em que máquina se desconectará do sistema ou qualquer ensaio em que máquina esteja desconectada não necessita-se conhecer essa variável a priori.

Todavia, nos ensaios de degrau com carga, em que há variação da potência reativa injetada, bem como oscilações de potência ativa, deve-se determinar essa variável. Isso pode ser feito observando a variação da potência reativa com tensão terminal, já que  $x_L$  é determinante nesse processo.

Com os valores de  $p_h$ ,  $q_h$ ,  $v_h$ ,  $\theta_h$  determinados, pode-se determinar as condições iniciais utilizando-se das equações formadas por  $0 = \dot{x} = f(x, y, \bar{v})$  e as equações algébricas.

#### 4.5 SIMULAÇÃO DO ENSAIO DE REJEIÇÃO DE CARGA

Para simular a rejeição de carga, considera-se o sistema em regime permanente e determina-se as variáveis conforme condições iniciais. Então, para representar a desconexão, simula-se a máquina em vazio, com todas as variáveis partindo das condições iniciais determinadas no sistema conectado.

Nota-se que algumas variáveis algébricas serão variadas instantaneamente, como  $i_d$  e  $i_q$ , que no sistema em vazio são 0. Isso ocorre, pois a desconexão é ideal, entretanto, para o escopo de interesse, tais idealidades não alteram significativamente o resultado, como será visto posteriormente.



Como a resposta da frequência nesse ensaio depende do regulador de velocidade, exceto em um intervalo de tempo curto, para evitar a necessidade da modelagem desse regulador, divide-se a simulação em 2 partes.

A primeira parte, abordada na seção 4.5.1, tem por objetivo obter os parâmetros elétricos do gerador. A análise é feita na tensão terminal e corrente de excitação, geralmente utilizando períodos maiores que 10 segundos dessas curvas. Nesse período ocorre uma grande variação de frequência que depende fortemente do regulador de velocidade. Para desprezá-lo pode-se adotar a estratégia colocada na seção seguinte.

Já a segunda, visa identificar a inércia do conjunto máquina turbina através da frequência terminal lida nos transformadores de potencial. Como a resposta do regulador de velocidade é lenta, em um curto período de tempo após a rejeição, pode-se desprezá-lo ao considerar a potência mecânica constante.

#### 4.5.1 Simulação para determinação de parâmetros elétricos

Durante a rejeição, normalmente tem-se uma grande variação de frequência decorrente do fato de a potência mecânica variar muito mais lentamente que o torque elétrico que varia instantaneamente após o evento. Assim, para evitar ter que representar os limites das taxas dos atuadores, bem como o controle de velocidade, essa não idealidade não é representada quando o interesse é analisar a tensão terminal e corrente de excitação da máquina síncrona para determinação dos parâmetros elétricos. Então, para que não ocorra variação de frequência na simulação, o torque mecânico é modificado instantaneamente no momento da rejeição para 0, e como consequência a frequência se mantém constante.

Entretanto, a tensão terminal é diretamente relacionada à frequência da máquina, como visto no conjunto de equações (58), ou seja, ao medir a tensão real, a frequência estará influenciando no valor obtido, logo esse valor deve ser corrigido para ser comparado com a tensão terminal do modelo. Para concluir qual correção deve ser feita pode-se substituir (58) em (38), obtendo-se:

$$v_{t_{vazio}} = \omega \sqrt{(\gamma_{q1} e'_d - (1 - \gamma_{q1})\psi''_q)^2 + (\gamma_{d1} e'_q + (1 - \gamma_{d1})\psi''_d)^2} \quad (64)$$

Assim, conclui-se que deve-se dividir ponto a ponto a curva da tensão terminal obtida pelo valor da frequência de forma a deixar a resposta independente da variação de frequência e possibilitar a comparação com o modelo matemático do evento da rejeição.

#### 4.5.2 Simulação para determinação da inércia do conjunto máquina e turbina

Para determinar a inércia da máquina, a variação de frequência é utilizada e as equações magnéticas não são relevantes.

Por um pequeno intervalo de tempo após a rejeição de carga, pode-se considerar o torque mecânico igual ao instante pré-rejeição e, utilizando-se da equação (6), determina-se a frequência simulada.

De maneira geral, o intervalo utilizado é menor que 1 segundo, e deve ser restrito a região linear da alteração de frequência medida.

#### 4.6 MÉTODOS NUMÉRICOS PARA SOLUÇÃO DO SISTEMA DE EQUAÇÕES DIFERENCIAIS E ALGÉBRICAS

Para integrar numericamente (45), o problema principal está em como lidar com as equações algébricas. Existem duas maneiras tradicionais (MILANO, 2010):

- d) Abordagem particionada. As variáveis de estado  $x$  e as variáveis algébricas  $y$  e  $\bar{v}$  são resolvidas sequencialmente.
- e) Abordagem de solução simultânea. As variáveis  $x$ ,  $y$  e  $\bar{v}$  são resolvidas simultaneamente em um único passo usando um solver numérico como o método de Newton.

No método particionado, como  $x$ ,  $y$  e  $\bar{v}$  são independentes, pode-se utilizar qualquer método de integração. Todavia, esse método é normalmente utilizado com métodos de integração explícitos (RungeKutta, Euler) de forma a não necessitar calcular e fatorar a matriz jacobiana  $f_x$ . Em contrapartida, tal abordagem introduz um “atraso” entre  $x$ ,  $y$  e  $\bar{v}$ , visto que enquanto  $x^{(i+1)}$  é calculado, as variáveis algébricas são congeladas no ponto  $y^{(i)}$ . Dessa forma, para evitar esse atraso, deve-se iterar entre  $y^{(i)}$  e  $x^{(i)}$  em cada passo. Além disso, nota-se que para atualizar os valores de  $y$  e  $\bar{v}$  resolvendo (46) e (47) requer a solução de um

sistema de equações não lineares, o que geralmente necessita cálculo e fatorização da matriz jacobiana dessas funções (MILANO, 2010).

O método de solução simultânea tem a vantagem de que  $x$ ,  $y$  e  $\bar{v}$  são resolvidos simultaneamente, portanto nenhum atraso é inserido. Essa abordagem é usado em conjunto com métodos de integração numéricos implícitos (trapezoidal ou de ordem superiores) que necessitam, a cada passo, a solução de um conjunto de equações não lineares. Essa solução é normalmente obtida através do método de Newton. Portanto, esse método exige o cálculo iterativo e fatorização de uma matriz jacobiana de dimensão  $(n_x + n_y + n_{\bar{v}}) \times (n_x + n_y + n_{\bar{v}})$  (MILANO, 2010).

## 5 ALGORITMO PARA IDENTIFICAÇÃO DE PARÂMETROS

### 5.1 METODOLOGIA

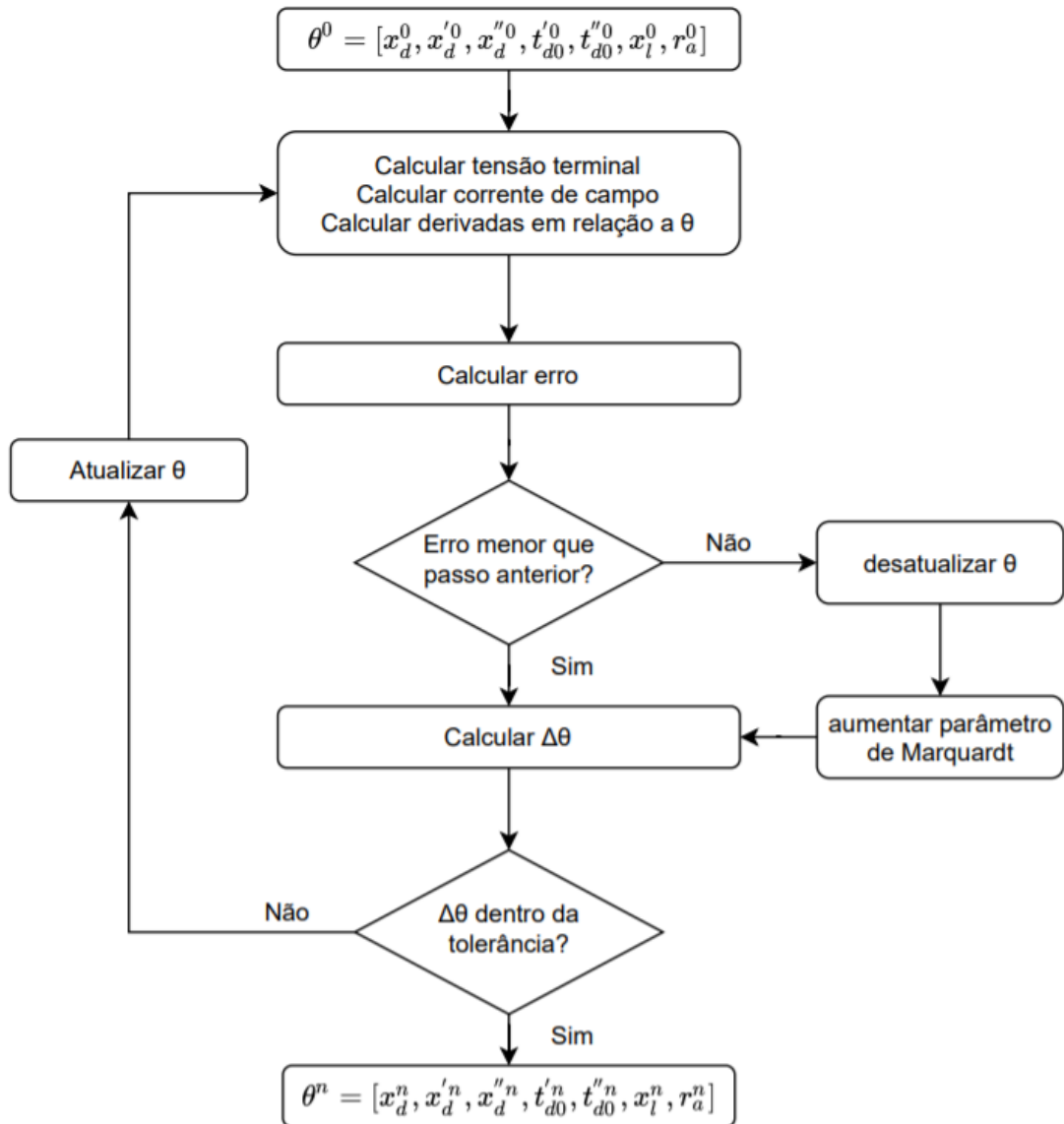
Para identificar os parâmetros do modelo da máquina síncrona, foram utilizados as curvas de tensão terminal, potência ativa e reativa, tensão e corrente de excitação e frequência adquiridas em ensaios de rejeição de carga de eixo direto e arbitrário (DE MELLO e RIBEIRO, 1977). Esses ensaios diferem dos propostos pela literatura pois é utilizado controle manual de corrente de campo, ou seja, a tensão de excitação varia durante a rejeição de carga.

Com isso, simula-se a máquina conforme descrito na seção 4.5, utilizando-se dos dados levantados para calcular as condições iniciais, e da tensão de campo corrigida para a base do entreferro como entrada do modelo.

Então, com o algoritmo de Levenberg-Marquardt (SJOBERG, ZHANG, *et al.*, 1995) otimiza-se os parâmetros de forma a obter um erro mínimo entre as curvas de tensão terminal e corrente de campo.

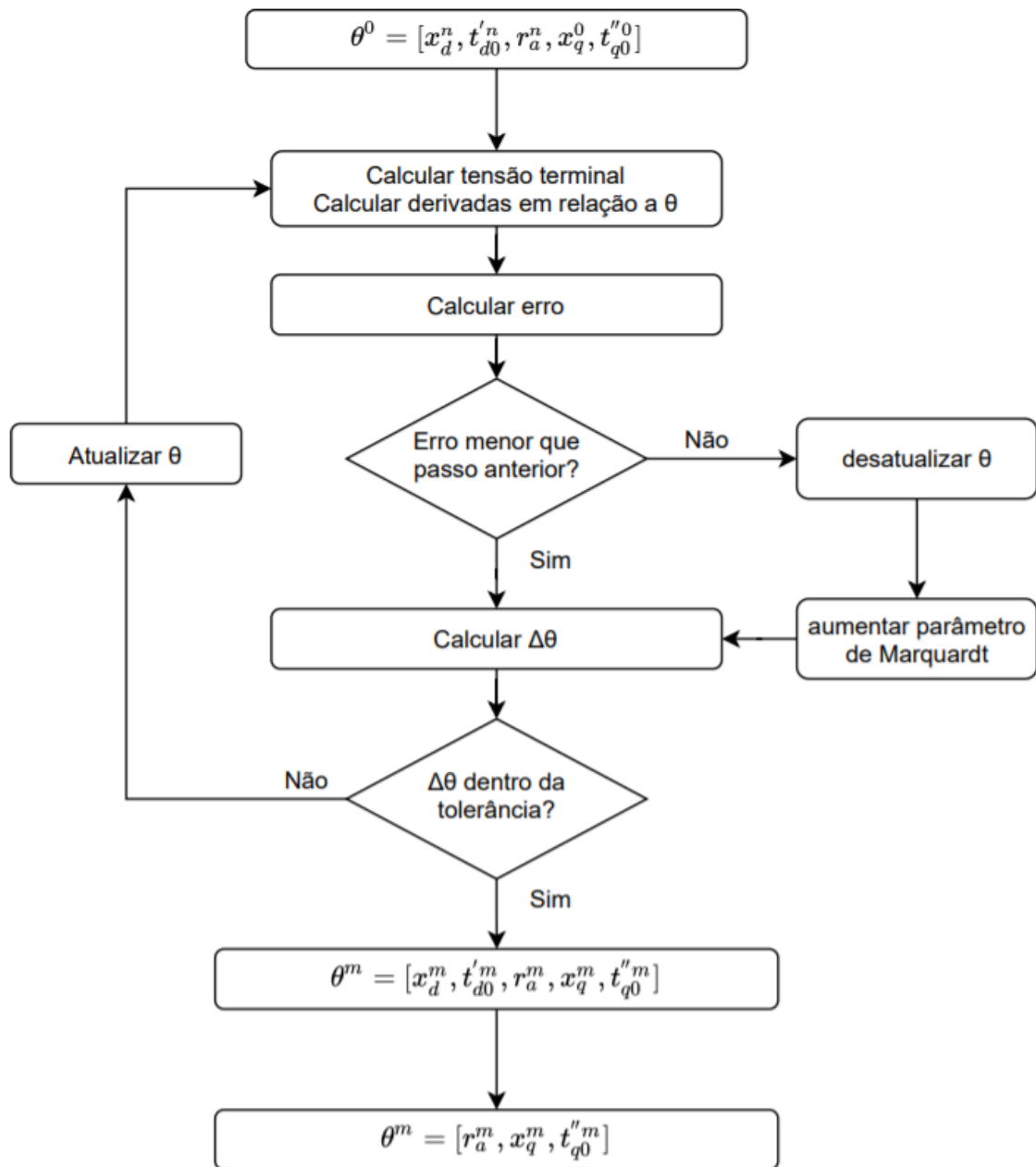
Utiliza-se o ensaio de rejeição de carga de eixo direto para identificação dos parâmetros elétricos de eixo direto (desconsidera-se os parâmetros de eixo em quadratura durante a otimização) e o ensaio de eixo arbitrário para identificação dos parâmetros elétricos de eixo em quadratura e da inércia do conjunto gerador turbina. Porém, como o ensaio de eixo arbitrário parte de uma condição de carga diferente do de eixo direto, além dos parâmetros de eixo em quadratura, identifica-se também  $x_d$  e  $t'_{d0}$  simultaneamente, partindo dos parâmetros obtidos no ensaio de eixo direto. Essa consideração é realizada pois o primeiro é dependente da saturação resultante do ponto de operação e o segundo da temperatura do enrolamento de campo (KUNDUR, 1994), assim, a influência desses efeitos são minimizadas no resultado obtido. A identificação da inércia do conjunto gerador turbina é realizada separadamente. A Figura 10, Figura 11 e Figura 12 demonstram os processos iterativos realizados sequencialmente para a obtenção de todos os parâmetros.

Figura 10 – Processo de otimização parâmetros elétricos de eixo direto utilizando ensaio de rejeição de carga de eixo direto.



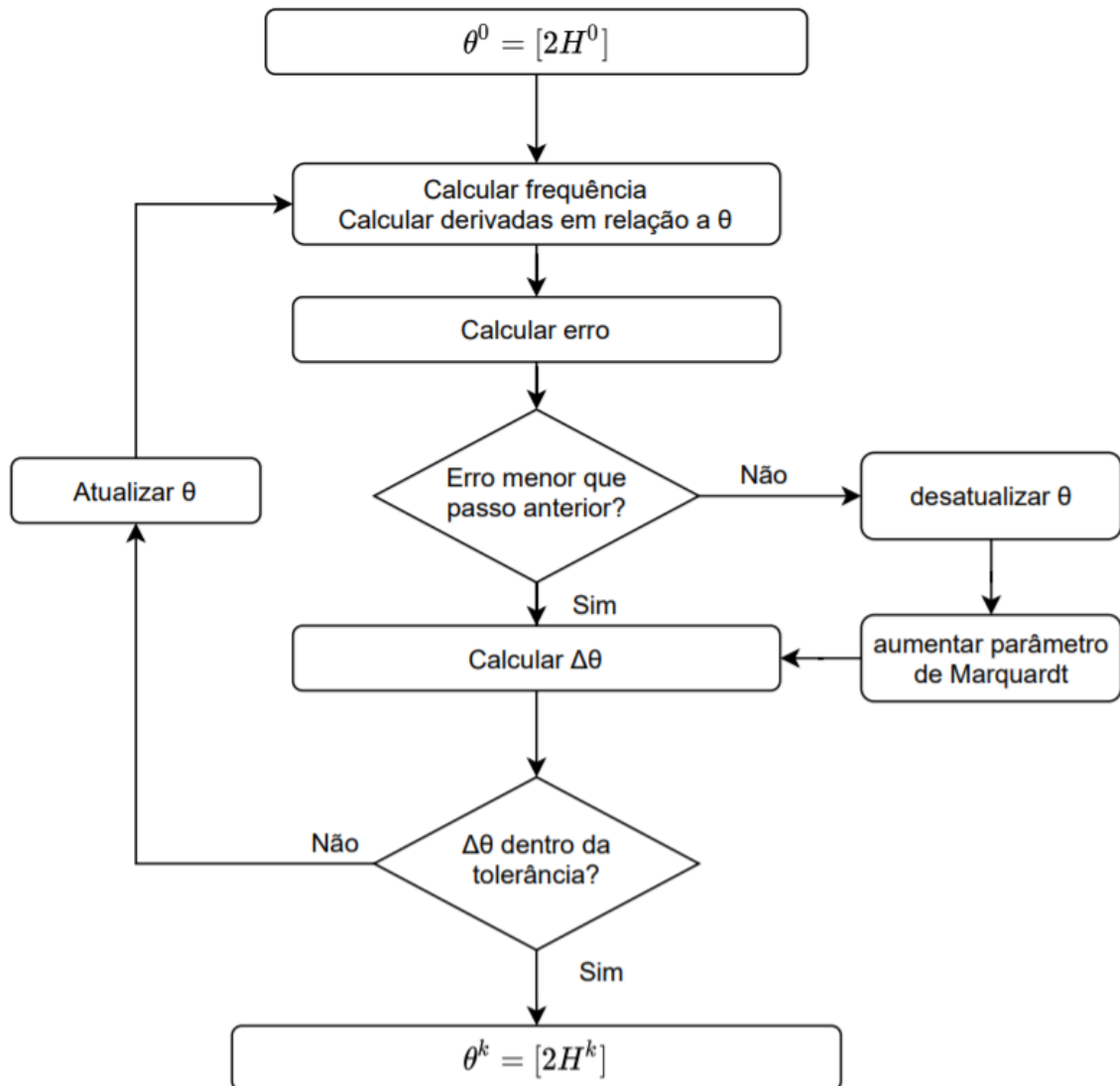
Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 11 – Processo de otimização parâmetros elétricos de eixo em quadratura utilizando ensaio de rejeição de carga de eixo arbitrário.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 12 – Processo de otimização da inércia do conjunto gerador turbina utilizando ensaio de rejeição de carga de eixo arbitrário.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Devido a não linearidade do sistema, as simulações são realizadas partindo de diferentes condições iniciais de parâmetros e é utilizado o resultado de menor erro como parâmetro identificado.

## 5.2 IDENTIFICAÇÃO DE SISTEMAS NÃO LINEARES

A identificação de sistemas consiste em construir um modelo matemático proveniente de medidas de entradas e saídas de um sistema real (LJUNG, 1999). De maneira geral, a identificação de sistemas possui 5 passos: seleção da estrutura do modelo, função objetivo, elaboração de experimentos, identificação de parâmetros e validação do modelo (RASOULI, 2015).

Para o problema abordado, a estrutura do modelo são as equações diferenciais e algébricas da máquina síncrona, a função objetivo consiste da soma dos erros quadráticos, os experimentos são os ensaios de rejeição de carga, a identificação dos parâmetros é feita com o algoritmo de Levenberg-Marquardt e a validação com os demais ensaios propostos.

## 5.3 O ALGORITMO DE GAUSS-NEWTON

Para descrever o algoritmo de Levenberg-Marquadt, deve-se inicialmente compreender o algoritmo de Gauss-Newton para identificação de sistemas não lineares, já que o primeiro é uma variação desse.

Dado  $m$  funções  $r = (r_1, \dots, r_m)$  de  $n$  variáveis  $\theta = (\theta_1, \dots, \theta_n)$  com  $m \geq n$ , o Algoritmo de Gauss-Newton iterativamente encontra o mínimo da soma dos quadrados (BJÖRCK, 1996):

$$S(\theta) = \sum_{i=1}^m r_i^2(\theta) \quad (65)$$

Começando com uma estimativa inicial  $\theta^{(0)}$  para cálculo da soma, o algoritmo prossegue com as iterações:

$$\theta^{(s+1)} = \theta^{(s)} - (J_r^T J_r)^{-1} J_r^T r(\theta^{(s)}) \quad (66)$$

Onde:

$$J_r = \frac{\partial r_i}{\partial \theta_j}(\theta^{(s)}) \quad (67)$$



Ou seja,  $J_r$  é a matriz jacobiana de  $r(\theta)$ .

Para o caso em que deseja-se identificar um sistema com a representação matemática:

$$\hat{y} = f(x, \theta) \quad (68)$$

Onde,  $\hat{y}$  é saída do sistema modelado,  $x$  depende de suas entradas e  $\theta$  são os parâmetros.

Tem-se por objetivo obter minimizar os resíduos descritos pelas funções:

$$r_i(\theta) = y_i - f(x, \theta)$$

Em que  $y_i$  são os valores medidos da saída do sistema.

Dessa forma, o método de Gauss-Newton pode ser em termos da jacobiana da função  $f(x, \theta)$ :

$$\theta^{(s+1)} = \theta^{(s)} + (J_f^T J_f)^{-1} J_f^T r(\theta^{(s)}) \quad (69)$$

Onde:

$$J_f = \frac{\partial f_i}{\partial \theta_j}(\theta^{(s)}) \quad (70)$$

Reescrevendo de forma a deixar o passo  $\Delta\theta$  isolado:

$$\Delta\theta = (J_f^T J_f)^{-1} J_f^T r(\theta^{(s)}) \quad (71)$$

Como o método de Gauss-Newton utiliza da aproximação por série de Taylor na sua formulação, na prática, é adequado utilizar uma fração do passo  $\Delta\theta$ , senão a extrapolação linear pode estar além da região em que a função é representada adequadamente. Todavia, ainda assim falha na convergência não é incomum (MARQUARDT, 1963).

## 5.4 O ALGORITMO DE LEVENBERG-MARQUADT

O algoritmo de Levenberg-Marquadt aumenta a robustez do método de Gauss-Newton ao limitar o passo através da imposição de uma região máxima onde estima-se que a série truncada de Taylor representa adequadamente o modelo não linear, assim evitando os problemas de divergência do algoritmo (MARQUARDT, 1963).

Isso é feito modificando a formulação de (71) para:

$$\Delta\theta = (J_f^T J_f + \lambda I)^{-1} J_f^T r(\theta^{(s)}) \quad (72)$$

Onde  $\lambda$  é o parâmetro de Marquardt e  $I$  a matriz identidade.

Dessa forma, define-se arbitrariamente um valor inicial para o parâmetro de Marquadt e, quando a iteração não converge, multiplica-se esse parâmetro por uma constante.

## 5.5 APLICAÇÃO DO ALGORITMO DE LEVENBERG-MARQUADT EM MÁQUINAS SÍNCRONAS

Nessa sessão, o algoritmo presente na seção 5.4 é aplicado ao problema da estimação de parâmetros da máquina síncrona. A aplicação é dividida em duas partes conforme exposto nas seções 4.5.1 e 4.5.2.

### 5.5.1 Identificação dos parâmetros elétricos

Para a determinação dos parâmetros elétricos, considera-se o sistema apresentado na seção 4.5.1. Para esse modelo, têm-se as seguintes variáveis de estado, entrada e saída:

$$x = [e'_q \ e'_d \ \psi''_d \ \psi''_q] \quad (73)$$

$$u = [v_{f0}] \quad (74)$$

$$y = [v_t \ i_{fa}] \quad (75)$$

Também, o conjunto de parâmetros:

$$\theta = [r_a \ x_l \ x_d \ x'_d \ x''_d \ x_q \ x'_q \ x''_q \ T'_{d0} \ T''_{d0} \ T'_{q0} \ T''_{q0}] \quad (76)$$

Tem-se o sistema de equações diferenciais e algébricas definido por (57) e (58), e as saídas determinadas por:

$$v_t = \sqrt{(\gamma_{q1} e'_d - (1 - \gamma_{q1})\psi''_q)^2 + (\gamma_{d1} e'_q + (1 - \gamma_{d1})\psi''_d)^2} \quad (77)$$

$$i_{fd} = e'_q + (x_d - x'_d)(i_d - \gamma_{d2}(\psi''_d + (x'_d - x_l)i_d - e'_q)) + S_{fd} \quad (78)$$

A equação (77) é adquirida ao considerar  $\omega = 1$  na equação (64).

De forma compacta:

$$\dot{x}(t, \theta, u) = f(x(t, \theta, u), \theta) \quad (79)$$

$$y(t, \theta, u) = g(x(t, \theta, u), \theta) = \begin{bmatrix} v_t \\ i_{fd} \end{bmatrix} \quad (80)$$

Para calcular a jacobiana  $J_f$ , as derivadas parciais das variáveis de estado em relação aos parâmetros do modelo são necessárias (HISKENS e PAI, 2000).

$$J_f = \frac{\partial y_i}{\partial \theta_j} = \left[ \frac{\partial g_i}{\partial x} \right]^T \frac{\partial x}{\partial \theta_j} + \frac{\partial g_i}{\partial \theta_j}, j = 1, \dots, N_p \quad (81)$$

Onde  $N_p$  é o número de parâmetros do vetor  $\theta$ .

Define-se  $s \triangleq \frac{\partial x}{\partial \theta}$  e substituindo em (79), obtém-se (RASOULI, 2015):

$$\dot{s} = \frac{\partial f}{\partial x} s + \frac{\partial f}{\partial \theta} \quad (82)$$

Assim, as matrizes de derivadas parciais  $\frac{\partial f}{\partial x}$ ,  $\frac{\partial f}{\partial \theta}$ ,  $\frac{\partial g}{\partial x}$  e  $\frac{\partial g}{\partial \theta}$  devem ser calculadas.

O cálculo de  $\frac{\partial x}{\partial \theta}$  é realizado através de (82), primeiro calculando as condições iniciais através de:

$$0 = \frac{\partial f}{\partial x} s + \frac{\partial f}{\partial \theta} \quad (83)$$

Então, para reduzir o erro de propagação, é utilizado o método modificado de Euler com preditor-corretor (KUNDUR, 1994) para resolver as equações diferenciais com coeficientes variáveis no tempo de (82). É utilizado o mesmo passo para essa solução e a solução das equações diferenciais da máquina síncrona, mas passos menores podem ser utilizados se necessário.

Com todas essas variáveis determinadas, pode-se determinar  $J_f$  que terá dimensão  $m$  por  $N_p$ , onde  $m$  é a quantidade de passos da simulação (*tempo x timestep*).

O passo de  $\theta$  determinado pela equação (72) deve respeitar limites físicos dos parâmetros, então tem-se um problema com restrições que pode ser descrito da seguinte forma:

$$\theta^{(s+1)} = \theta^{(s)} + \arg \min_{\Delta\theta} \left\| (J_f^T J_f + \lambda I) \Delta\theta - J_f^T r(\theta^{(s)}) \right\|_2 \quad (84)$$

*Sujeito a  $\Delta\theta_{min} < \Delta\theta < \Delta\theta_{max}$*

### 5.5.2 Identificação da inércia do conjunto gerador turbina

Para a determinação da inércia, considera-se o sistema apresentado na seção 4.5.2. Para esse modelo, tem-se a seguinte variável de estado, entrada e saída:

$$x = [\omega] \quad (85)$$

$$u = [\tau_{m0}] \quad (86)$$

$$y = [\omega] \quad (87)$$

Também, o conjunto de parâmetros:

$$\theta = [M] \quad (88)$$

Tem-se o sistema de equações diferenciais definido por (6) e as equações algébricas podem ser reduzidas a:

$$\tau_m = \tau_{m0} \quad (89)$$

Com isso, utiliza-se da mesma formulação exposta em 5.5.1.

### **5.5.3 Particularidades da identificação dos parâmetros com a metodologia proposta**

O algoritmo permite utilizar o ensaio de rejeição de carga de eixo arbitrário com o ângulo do rotor não alinhado com o eixo em quadratura da máquina como proposto em (DE MELLO e RIBEIRO, 1977). Além disso, a identificação de  $x_d$  e  $t'_{d0}$  tornam a metodologia robusta a variações de temperatura e de ponto de operação na identificação dos parâmetros de eixo em quadratura.

## 6 RESULTADOS

Os registros levantados dos ensaios foram realizados pela empresa Reivax S/A Automação e Controle com a unidade geradora ensaiada mantida em sigilo nesse trabalho. Também, são fornecidos os parâmetros obtidos pelo cálculo eletromagnético da unidade, utilizados nesse trabalho como comparação.

A unidade consiste de um gerador de uma usina hidrelétrica, portanto são utilizadas as equações magnéticas da seção 2.6.2.1 com saturação.

Além disso, também é utilizado a simplificação de  $x_d''$  igual a  $x_q''$  que facilita a solução de sistemas multimáquinas (SAUER e PAI, 1998), utilizada em diversos programas de simulação de sistemas de potência.

### 6.1 IDENTIFICAÇÃO DOS PARÂMETROS DE EIXO DIRETO

Para obter o resultado do método numérico na estimação dos parâmetros do eixo direto, foram gerados 100 conjuntos diferentes de parâmetros iniciais utilizando distribuição uniforme nos intervalos conforme Tabela 4. O ensaio realizado possuía 15 segundos de curvas após a rejeição, todavia, utilizou-se somente metade do tempo de ensaio sem maiores prejuízos nos resultados (a tensão terminal já atingia seu regime) e com grande aceleração no tempo de iteração.

Também, considerou-se como tolerância uma variação máxima de parâmetro de 0,005, finalizando o processo iterativo caso todos os passos do vetor de parâmetros fosse inferior a esse valor ou caso o número de iterações atingisse um valor superior a 10.

Tabela 4 – Faixas dos valores iniciais dos parâmetros de eixo direto

Parâmetro	Valor mínimo	Valor máximo
$x_d''^0$	0,10	0,35
$x_l^0$	0,05	0,15
$x_d'^0$	$x_d''^0+0,05$	$x_d''^0+0,5$
$x_d^0$	$x_d'^0+0,05$	$x_d'^0+1,0$
$t_{d0}'^0$	0,5	4,0
$t_{d0}''^0$	0,01	0,05
$r_a^0$	0,00	0,02

Fonte: Elaborado pelo autor.

Caso o  $x_l^0$  fosse maior que  $x_d''^0$ , seu valor era alterado para  $x_d''^0 - 0.001$ .

Com isso, o programa de otimização foi executado por 15 minutos e 14 segundos obtendo os resultados expostos na Tabela 5. Nela são mostrados as médias e desvios padrão relativos (DPR) dos 5 resultados com menor erro e os parâmetros em que o menor erro foi obtido. O erro foi calculado somando as diferenças absolutas entre os sinais reais e simulados. Entende-se por iterações divergentes, aquela em que o erro após o passo foi superior a iteração passada e o parâmetro de Marquadt teve que ser atualizado.

Tabela 5 – Análise parâmetros obtidos – Rejeição de carga de eixo direto

Parâmetro	Valor cálculo EM	Valor inicial menor erro	Valor menor erro	Média 5 menores erros	DPR 5 menores erros [%]
$x_d$	1,08	1,107	1,087	1,087	0,002
$x'_d$	0,38	0,248	0,420	0,420	0,070
$x''_d$	0,30	0,191	0,343	0,343	0,043
$t'_{d0}$	5,42	3,989	5,492	5,490	0,030
$t''_{d0}$	0,06	0,035	0,077	0,076	0,498
$x_l$	0,22	0,060	0,209	0,208	0,924
$r_a$	0,015	0,008	0,013	0,011	8,698
Iterações	-	-	6	7,6	10,526
Iterações divergentes	-	-	3	2,2	18,182
Erro $v_t$	-	-	10,530	10,647	0,696
Erro $i_{fd}$	-	-	49,746	50,972	1,499

Fonte: Elaborado pelo autor.

A Tabela 5 evidencia que o método proposto é robusto, convergindo para os parâmetros com baixo desvio padrão, com exceção do parâmetro  $r_a$ , todavia no ensaio de rejeição de carga de eixo arbitrário esse parâmetro é determinado com maior precisão pelo método e possui média próxima a determinação desse ensaio.

Nas figuras abaixo são mostrados os gráficos do ensaio de rejeição de carga de eixo direto reproduzido com o modelo utilizando os parâmetros que obtiveram o menor erro (Método Proposto), com os parâmetros obtidos pelo cálculo eletromagnético do gerador (Cálculo EMT) e os sinais medidos do ensaio realizado (Registros).

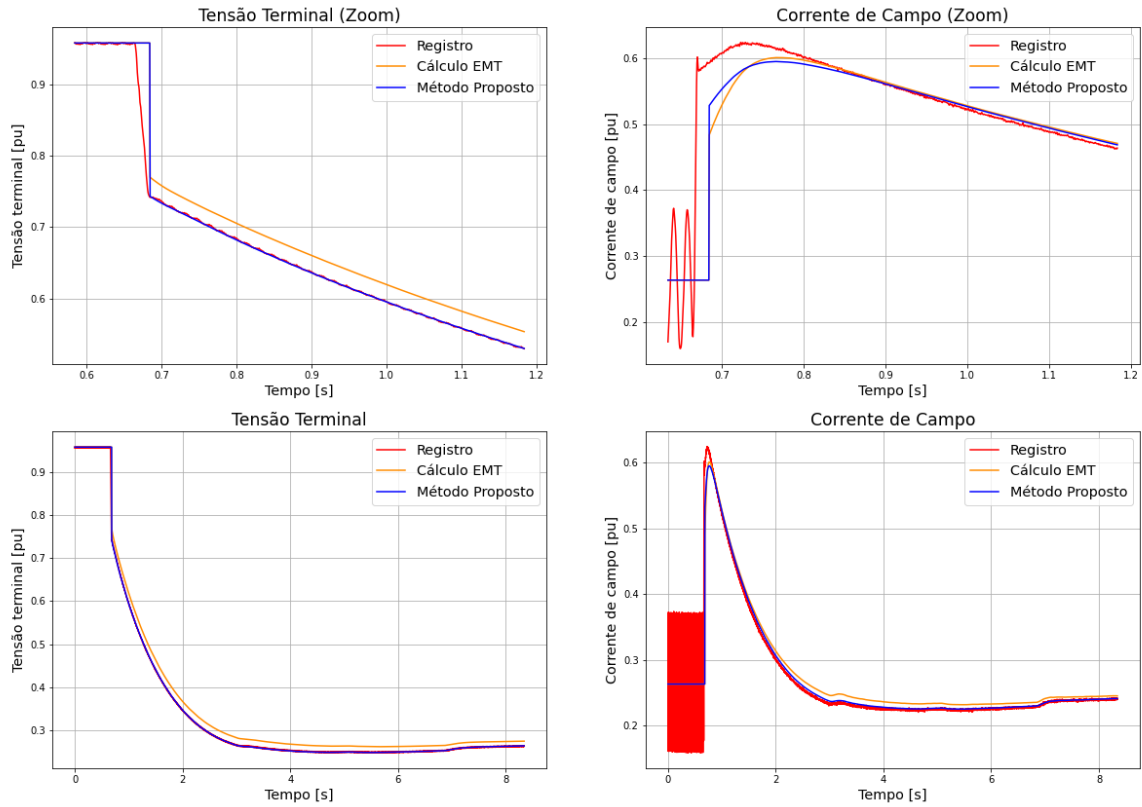
A corrente de campo está deslocada de forma a igualar as condições iniciais, na Figura 14 está presente o resultado obtido sem o deslocamento. Esse deslocamento pode ocorrer devido a diversos fatores como temperatura e saturações não modeladas.

A potência ativa inicial no instante da rejeição é de aproximadamente 0 pu com o objetivo de alinhar o rotor com eixo direto e a potência reativa é de -0,6 pu buscando obter as reatâncias não saturadas.



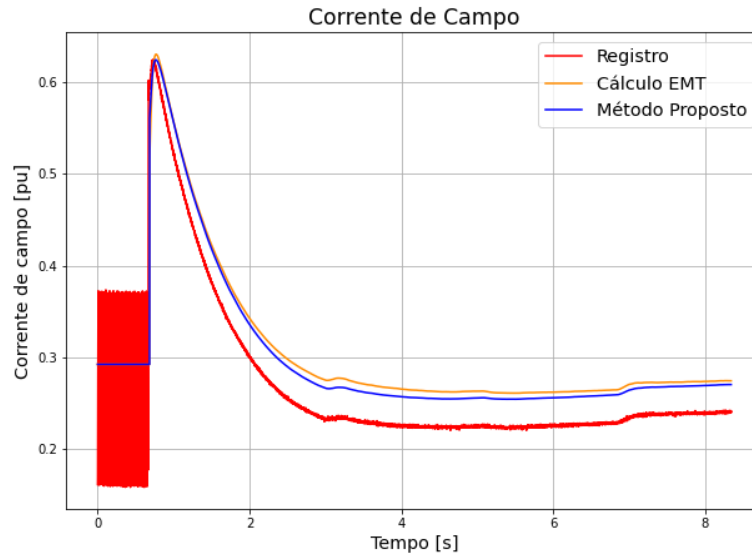
Nota-se a queda de tensão terminal após a rejeição. Isso ocorre devido a máquina estar operando absorvendo potência reativa, caso ela estivesse fornecendo reativo para a rede, a tensão terminal teria o comportamento contrário, elevando-se inicialmente.

Figura 13 – Resultado da rejeição de carga de eixo direto com os parâmetros obtidos.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 14 – Corrente de campo sem deslocamento – Rejeição de carga de eixo direto



Fonte: Elaborado pelo autor.

No plot com zoom é perceptível a presença de um atraso entre o instante da rejeição real e simulado. Esse atraso é intencional, na simulação é considerado como tempo da rejeição o instante em que a potência reativa chega a zero e não no instante em que o disjuntor abre, dessa forma a premissa do modelo a vazio da máquina é respeitada.

## 6.2 IDENTIFICAÇÃO DOS PARÂMETROS DE EIXO EM QUADRATURA

Para análise do método numérico em estimar os parâmetros do eixo em quadratura, utilizou-se como parâmetros iniciais os valores obtidos pelo ensaio de rejeição de carga de eixo direto que obtiveram o menor erro e foram gerados 100 parâmetros iniciais utilizando distribuição uniforme nos intervalos conforme Tabela 6. Os limites superiores e inferiores de  $x_q^0$  foram selecionados conforme os valores de  $x_d'$  e  $x_d$  obtidos. Novamente, O ensaio realizado possuía 15 segundos de curvas após a rejeição, todavia, utilizou-se somente metade do tempo de ensaio sem maiores prejuízos nos resultados (a tensão terminal já atingia seu regime) e com grande aceleração no tempo de iteração.

Também, considerou-se como tolerância uma variação máxima de parâmetro de 0,005, finalizando o processo iterativo caso todos os passos do vetor de parâmetros fosse inferior a esse valor ou caso o número de iterações atingisse um valor superior a 10. O processo iterativo levou 17 minutos e 17 segundos.

Além disso, nesse processo iterativo somente a tensão terminal da máquina é considerada devido a maior influência dos parâmetros nessa curva. Considerar ambas as curvas gerou instabilidades na determinação dos parâmetros.

Tabela 6 – Faixas dos valores iniciais dos parâmetros de eixo em quadratura

Parâmetro	Valor mínimo	Valor máximo
$x_q^0$	$x'_d+0,05$	$x_d-0,05$
$t''_{q0}$	0,01	0,55
$r_a^0$	0,00	0,02

Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Tabela 7 são mostrados os resultados do processo iterativo com as médias, e desvios padrão relativos (DPR) dos parâmetros que obtiveram os 5 menores erros, bem como os parâmetros que obtiveram o menor erro. O erro foi calculado somando as diferenças absolutas entre os sinais reais e simulados.

Tabela 7 – Análise parâmetros obtidos – Rejeição de carga de eixo arbitrário

Parâmetro	Valor cálculo EM	Valor inicial menor erro	Valor menor erro	Média 5 menores erros	DPR 5 menores erros [%]
$x_q$	0,82	0,770	0,801	0,799	0,172
$t''_{q0}$	0,12	0,476	0,328	0,317	2,629
$r_a$	0,015	0,004	0,011	0,011	2,675
Iterações	-	-	8	8	0
Iterações divergentes	-	-	2	2	31,623
Erro $v_t$	-	-	11,96	11,961	0,044

Fonte: Elaborado pelo autor.

Percebe-se o DPR de  $r_a$  inferior ao obtido no ensaio anterior, dessa forma, esse é o valor considerado identificado.

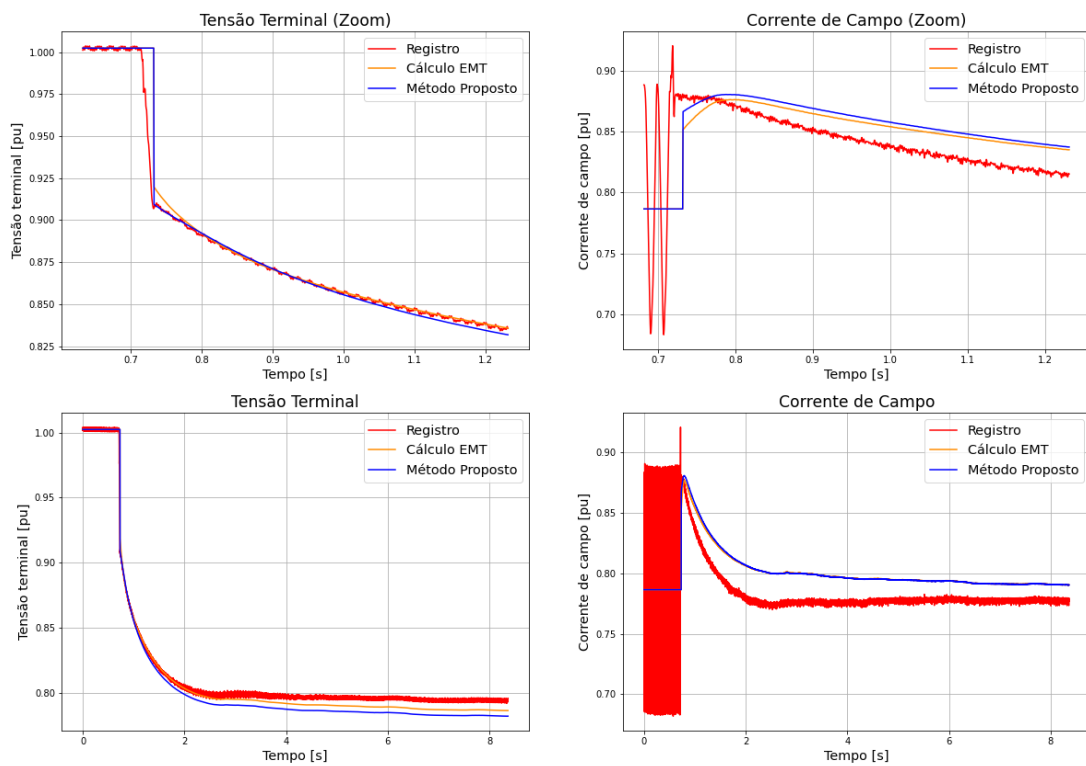
Na Figura 15 são mostrados os gráficos do ensaio de rejeição de carga de eixo arbitrário com as mesmas curvas e parâmetros obtidos no ensaio de rejeição de carga de eixo direto.

A corrente de campo está deslocada em ambas as figuras de forma a igualar as condições iniciais, na Figura 16 está presente o resultado obtido sem o deslocamento. Esse deslocamento pode ocorrer devido aos mesmos fatores do ensaio anterior.

A potência ativa inicial no instante da rejeição é de aproximadamente 0,3 pu com o objetivo de evitar o alinhamento do rotor com o eixo direto e a potência reativa é de -0,3 pu.

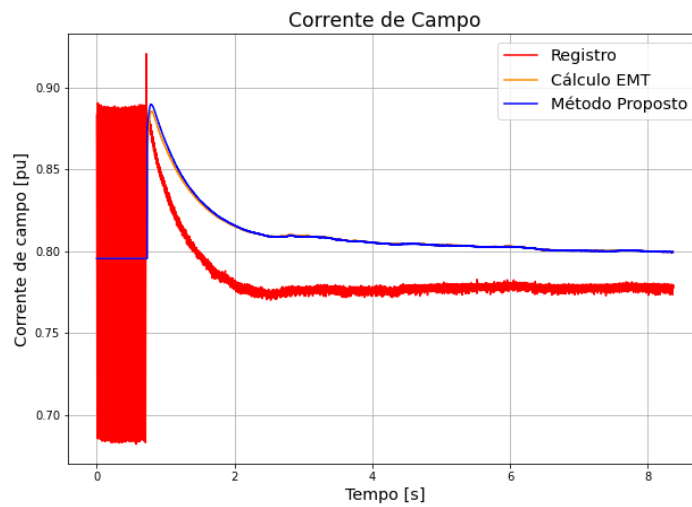
Novamente, nota-se a queda na tensão terminal após a rejeição.

Figura 15 – Resultado da rejeição de carga com os parâmetros obtidos – Rejeição de carga de eixo arbitrário.



Fonte: Elaborado pelo autor.

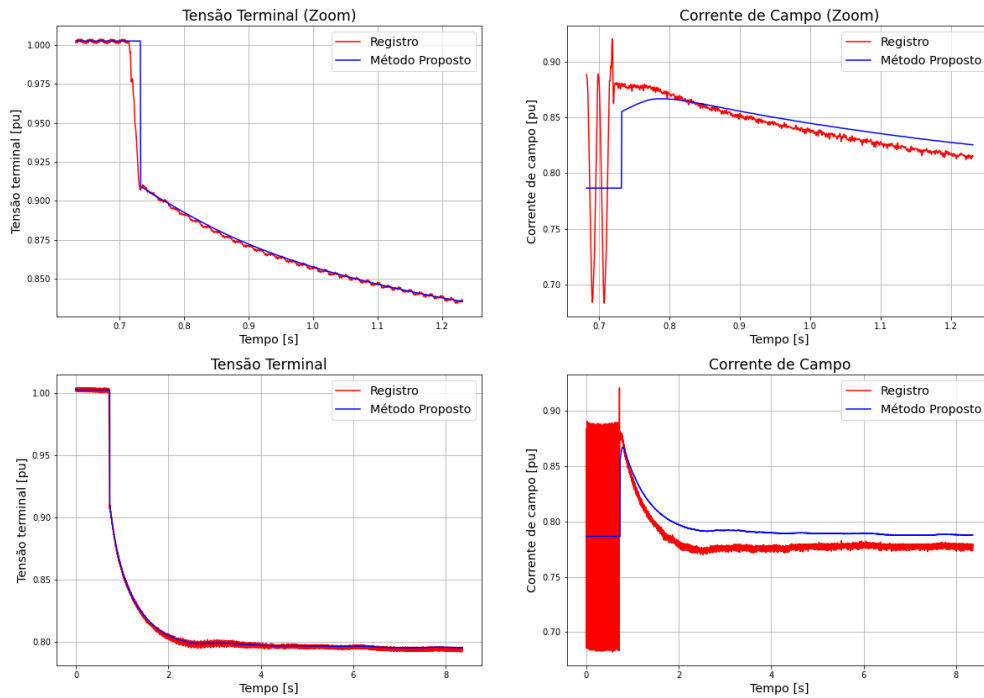
Figura 16 – Corrente de campo sem deslocamento – Rejeição de carga de eixo arbitrário.



Fonte: Elaborado pelo autor.

O valor identificado de  $x_d$  com menor erro foi de 0,993 e de  $t'_{d0}$  foi de 5,802. Na Figura 17 é mostrado os resultados da rejeição com essa correção aplicada. Percebe-se como a resposta de tensão terminal fica muito bem representada, adequada ao erro exposto na Tabela 7.

Figura 17 – Resultado da rejeição de carga com os parâmetros obtidos e  $x_d$  e  $t'_{d0}$  corrigidos –  
Rejeição de carga de eixo arbitrário.



Fonte: Elaborado pelo autor.

### 6.3 IDENTIFICAÇÃO DA INÉRCIA DO CONJUNTO GERADOR TURBINA

A identificação da inércia do conjunto gerador turbina é a parametrização mais simples de ser feita já que a curva de frequência é praticamente uma reta e a inércia sua inclinação. Foram utilizados somente os primeiros 0,75 segundos após o instante da rejeição.

Para a análise do método utilizaram-se 50 parâmetros gerados com distribuição uniforme conforme Tabela 8.

Tabela 8 – Faixas dos valores iniciais dos parâmetros de eixo em quadratura.

Parâmetro	Valor mínimo	Valor máximo
$2H^0$	2	10

Fonte: Elaborado pelo autor.

O resultado está expresso na tabela Tabela 9.

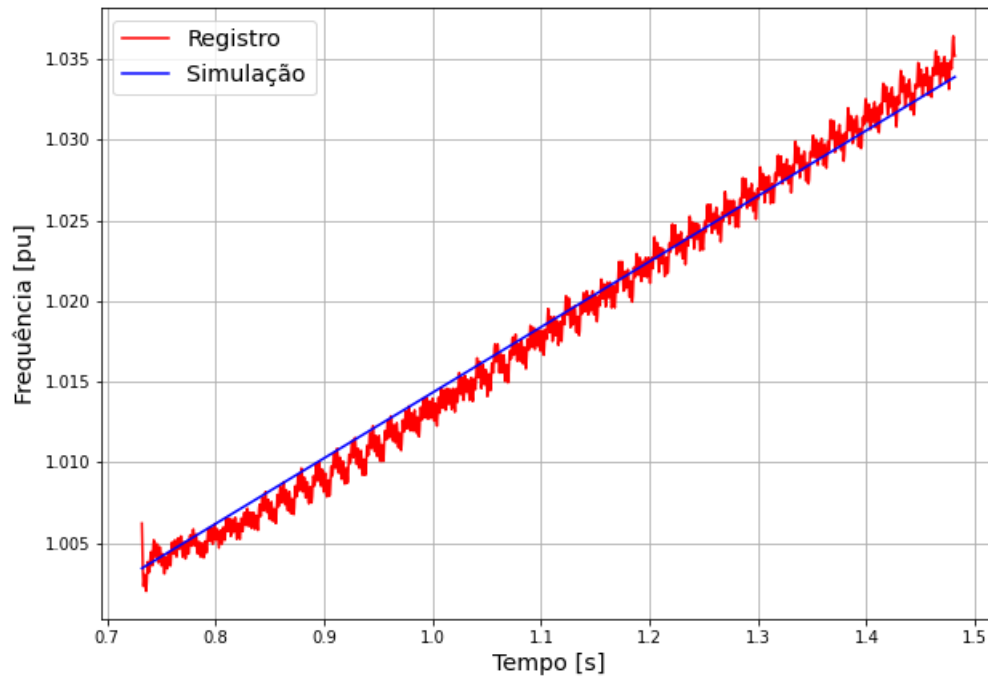
Tabela 9 – Análise parâmetros obtidos – Determinação da inércia do conjunto gerador turbina.

Parâmetro	Valor inicial menor erro	Valor menor erro	Média	DP	DPR [%]
$2H$	8,87	7,7027	7,7020	0,0007	0,009
Iterações	-	4	4,3	0,85	19,81
Iterações divergentes	-	0	0	0	0
Erro frequência	-	1,21603	1,21605	0,00001	0,001

Fonte: Elaborado pelo autor.

Os resultados são bem consistentes, com todos os valores iniciais convergindo para um mesmo valor. Na Figura 18 está presente o sinal de frequência medido contra o simulado instantes após a rejeição de carga de eixo arbitrário.

Figura 18 – Frequência após rejeição de carga de eixo arbitrário.



Fonte: Elaborado pelo autor.

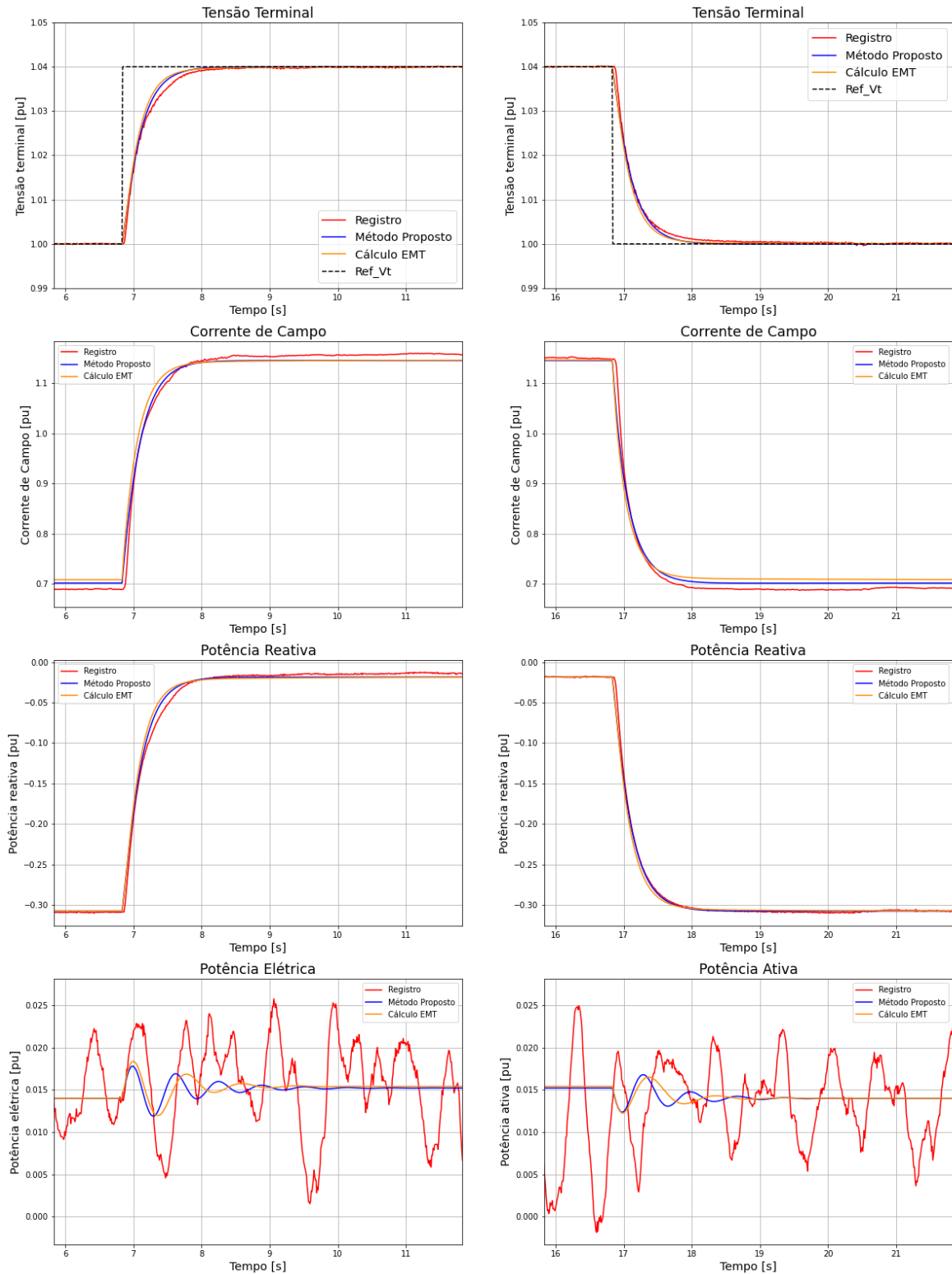
#### 6.4 AVALIAÇÃO DOS PARÂMETROS OBTIDOS EM ENSAIOS DE DEGRAU COM CARGA

Para avaliar os parâmetros obtidos pela metodologia aplicada utilizou-se ensaios de degrau com carga em três patamares de carga, os resultados estão nas figuras abaixo. A representação das oscilações da potência ativa é satisfatório, principalmente no caso de degrau com carga com pequenas diferenças no amortecimento e pico do sinal.

O modelo do regulador representa um controlador proporcional integral de ganho 60 e constante de tempo 2.

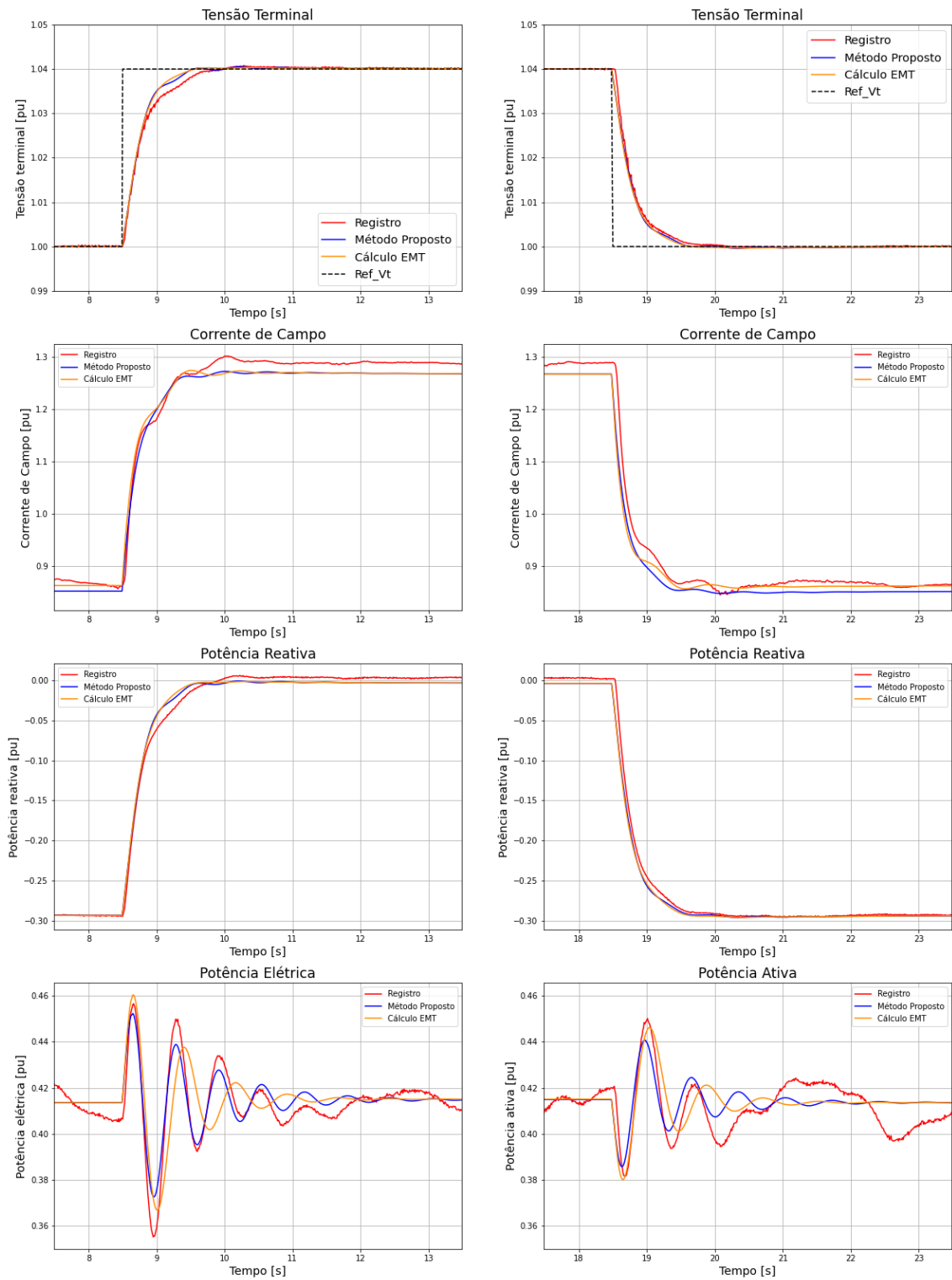


Figura 19 – Degrau de tensão em carga baixa.



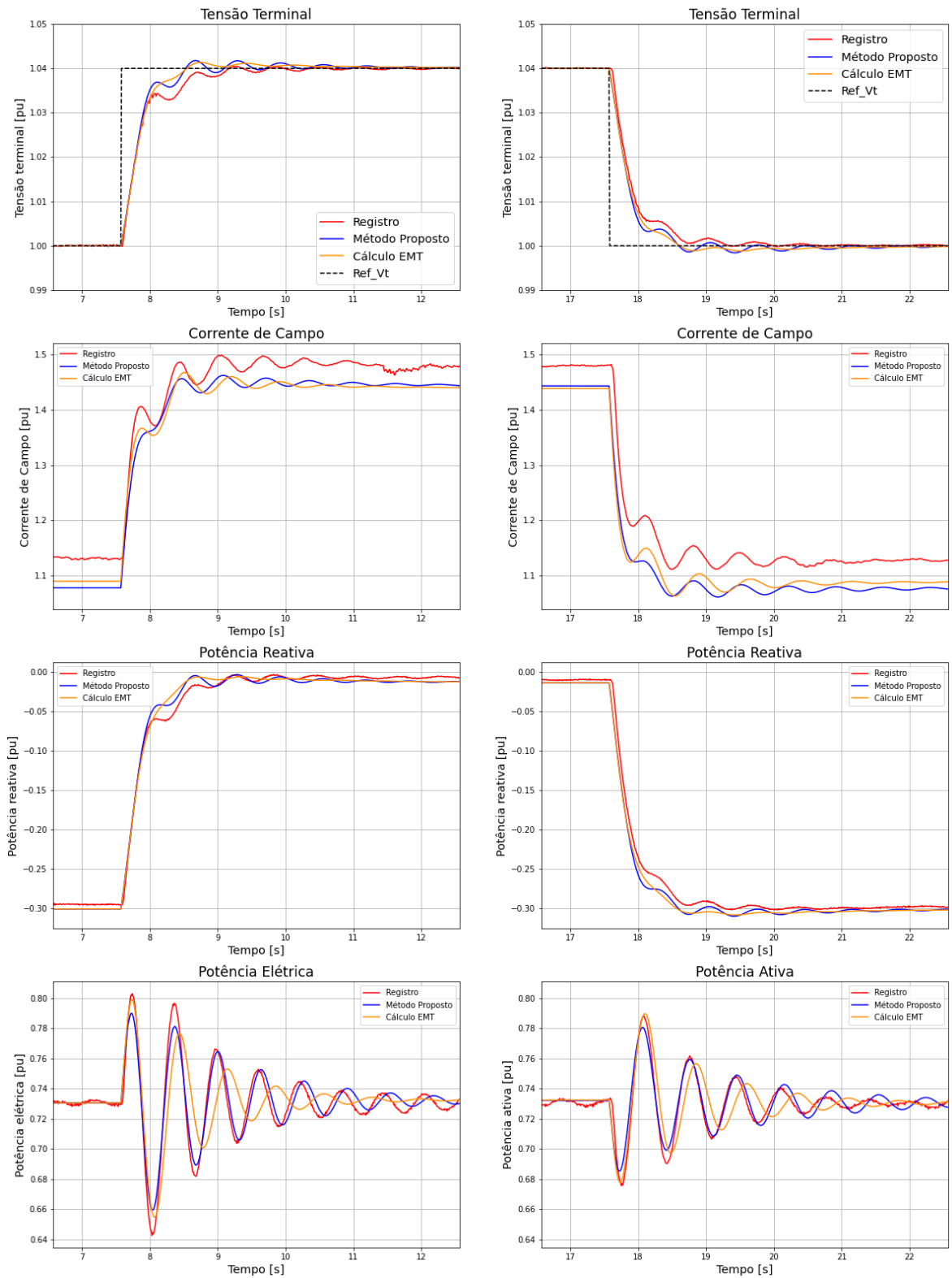
Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 20 – Degrau de tensão em carga média.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 21 – Degrau de tensão em carga alta.



Fonte: Elaborado pelo autor.

## CONCLUSÃO E TRABALHOS FUTUROS

Devido a sua não linearidade e complexidade, o modelo da máquina síncrona é desafiador de se identificar com técnicas tradicionais. Todavia, o método proposto se mostrou eficiente e preciso em identificar os parâmetros do modelo da máquina síncrona de acordo com os ensaios utilizados.

A utilização de diversos parâmetros iniciais se mostrou crucial para evitar convergência em mínimos locais e avaliar a convergência para o mesmo mínimo obtido com certa proximidade de mais de uma condição inicial evidenciando a estabilidade do método.

O modo de oscilação eletromecânica identificado é correspondente a realidade e o modelo resultante é adequado para projeto e análise de estabilizadores de sistemas de potência.

O método também foi capaz de identificar parâmetros mais adequados ao modelo utilizado que os obtidos pelo cálculo eletromagnético do gerador com velocidade em seu processo iterativo. Todavia, melhorias significativas no tempo de solução podem ser obtidas utilizando uma linguagem compilada ao invés do Python dado a presença de loops extensivos.

Esse assunto é amplo e muito abordado pela literatura, trabalhos futuros que podem ser realizados são: utilizar e avaliar o método para diferentes modelos de máquina síncrona existentes na literatura e suas diferentes formas de representação da saturação; utilização de demais ensaios existentes para identificação dos parâmetros e validação do modelo obtido; uso dos parâmetros para confecção de controladores de tensão.

## REFERÊNCIAS

BJÖRCK, A. **Numerical methods for least squares problems**. Philadelphia: SIAM, 1996.

COULTES, M. E.; WATSON, W. Synchronous machine models by standstill frequency response tests, 1981. ISSN 0018-9510.

DE MELLO, F. P.; HANNETT, L. H. Validation of Synchronous Machine Models and Derivation of Model Parameters from Tests. **IEEE Transactions**, v. 100, n. 2, p. 662-672, Fevereiro 1981.

DE MELLO, F. P.; RIBEIRO, J. R. Derivation of Synchronous Machine Parameters from Tests. **IEEE Transactions**, p. 1211–1218, July/August 1977.

DEMELLO, F. P.; HANNETT, L. N. Representation of Saturation in Synchronous Machines. **IEEE Trans. Power Syst.**, 1986. 8-18.

EPRI. Determination of Synchronous Machine Stability Study Constants. **prepared by Power Technologies Inc.**, v. 3, 1980.

HISKENS, I. ; PAI, M. . Trajectory sensitivity analysis of hybrid systems. **IEEE Transactions on Circuits and Systems I: Fundamental Theory and Applications**, v. 47, n. 2, p. 204-220, 2000.

IEEE. IEEE Guide for the Synchronous Generator Modelling Practices in Stability Analyses, 2002.

KUNDUR, P. **Power System Stability and Control**. [S.l.]: McGraw-Hill, Inc, 1994.

LJUNG, L. **System Identification: Theory for the User**. Second Edition. ed. [S.l.]: Prentice Hall, 1999.

MACHOWSKI, J.; BIALEK, J. W.; BUMBY, J. R. **Power System Dynamics and Stability**. New York: John Wiley & Sons, 1998.

MARCONATO, R. **Electric Power Systems**. Milano: CEI, 2002.

MARQUARDT, D. . W. An algorithm for least-squares estimation of nonlinear parameters. ” **Journal of the Society for Industrial & Applied Mathematics**, v. 11, n. 2, p. 431-441, 1963.

MILANO, F. **POWER SYSTEM MODELLING AND SCRIPTING**. Ciudad Real: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2010.

MONTEIRO, I. A. **An investigation on methods of determining salient-pole synchronous**. Campinas: [s.n.], 2020.

PARK, R. H. Two-reaction Theory of Synchronous Machines. Generalized Method of Analysis - Part I. **AIEE Transactions** , n. 716-727, 1929.

RASOULI, M. **Synchronous Machine Parameters Identification Using an Enhanced Nonlinear Approach**. Proceedings of 3rd International Conference on Energy Engineering. Aswan: Faculty of Energy engineering. 2015.

SAUER, P. W.; PAI, M. A. **Power System Dynamics**. New Jersey: Prentice Hall, 1998.

SHACKSHAFT, G. . New Approach to the Determination of Synchronous-Machine Parameters from Tests. **Proceedings IEE**, v. 121, n. 11, p. 1385-1392, Novembro 1974.

SHACKSHAFT, G. . Implementation of New Approach to Determination of Synchronous-Machine Parameters from Tests. **Proceedings IEE**, v. 124, n. 12, p. 1170-1177, Dezembro 1977.

SJOBERG, J. et al. Nonlinear black-box modeling in system identification: a unified overview. **Automatica**, 31, n. 1691-1724, 1995.