

**ANÁLISE DE GERADORES SÍNCRONOS DE ÍMÃS  
PERMANENTES EM SISTEMAS HIDROCINÉTICOS**

**Francis Arody Moreno Vásquez**

**Dissertação de Mestrado em Ciências Mecânicas**

**Departamento de Engenharia Mecânica**

**FACULDADE DE TECNOLOGIA**

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA**

**Universidade de Brasília**  
**Faculdade de Tecnologia**  
**Departamento de Engenharia Mecânica**

**ANÁLISE DE GERADORES SÍNCRONOS DE ÍMÃS  
PERMANENTES EM SISTEMAS HIDROCINÉTICOS**

**Francis Arody Moreno Vásquez**

**Orientador: Taygoara Felamingo de Oliveira**

**Dissertação de Mestrado em Ciências Mecânicas**

**Publicação: ENM.DM-219A/2014**

**Brasília/DF: AGOSTO - 2014**

**Universidade de Brasília**  
**Faculdade de Tecnologia**  
**Departamento de Engenharia Mecânica**

**ANÁLISE DE GERADORES SÍNCRONOS DE ÍMÃS PERMANENTES  
EM SISTEMAS HIDROCINÉTICOS**

**Francis Arody Moreno Vásquez**

**DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA  
MECÂNICA DA FACULDADE DE TECNOLOGIA DA UNIVERSIDADE  
DE BRASÍLIA, COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA  
OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS MECÂNICAS.**

**Aprovada por:**

---

**Prof. Taygoara Felamingo de Oliveira, PhD (ENM-UnB)**  
**(Orientador)**

---

**Prof<sup>a</sup>. Aline Souza de Paula, PhD (ENM-UnB)**  
**(Examinador Interno)**

---

**Prof. Anésio de Leles Ferreira Filho, PhD (ENE-UnB)**  
**(Examinador Externo)**

---

**Prof. Alberto C. G. C. Diniz, PhD (ENM-UnB)**  
**(Examinador Interno Suplente)**

**BRASÍLIA/DF, 29 DE AGOSTO DE 2014.**

## FICHA CATALOGRÁFICA

VÁSQUEZ, FRANCIS ARODY MORENO  
ANÁLISE DE GERADORES SÍNCRONOS DE ÍMÃS PERMANENTES EM  
SISTEMAS HIDROGINÉTICOS

xvi, 104p., 210 x 297 mm (ENM/FT/UnB, Mestre, Ciências Mecânicas, 2014).

Dissertação de Mestrado - Universidade de Brasília, Faculdade de Tecnologia.

Departamento de Engenharia Mecânica.

- |                                |                         |
|--------------------------------|-------------------------|
| 1. Turbina Hidrocinética       | 3. Transformada de Park |
| 2. Gerador de Ímãs Permanentes | 4. Controle de carga    |
| I. ENM/FT/UnB                  | II. Brasília            |

## REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

VÁSQUEZ, F.A.M. (2014). ANÁLISE DE GERADORES SÍNCRONOS DE ÍMÃS PERMANENTES EM SISTEMAS HIDROGINÉTICOS. Dissertação de Mestrado em Ciências Mecânicas. Publicação ENM.DM - 219A/2014, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 104p.

## CESSÃO DE DIREITOS

NOME DO AUTOR: Francis Arody Moreno Vásquez

TÍTULO: Análise de Geradores Síncronos de Ímãs Permanentes em Sistemas Hidrocinéticos.

GRAU/ANO: Mestre/2014

É concedida à Universidade de Brasília permissão para reproduzir cópias desta dissertação de mestrado e para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte dessa dissertação de mestrado pode ser reproduzida sem autorização por escrito do autor.

---

Francis Arody Moreno Vásquez  
QNP 11, Conjunto A, Casa 22, Ceilândia  
72.241-101 Brasília - DF - Brasil  
fmoreno@aluno.unb.br

*A meu pai Francisco que está no céu,  
por ter sido meu grande amigo,  
e por me mostrar como um homem  
consegue construir uma vida  
com esforço, honestidade e respeito.*

# Agradecimentos

A minha esposa Jessyka, pelo amor e apoio que me oferece a cada dia de luta, por ser a minha amiga e compartilhar sua vida comigo.

A minha mãe Elizabeth quem, apesar de estar longe de mim, me mostra o que significa ter coragem para encarar grandes desafios e por me apoiar incondicionalmente.

Ao meu irmão Luigui, quem é meu orgulho e meu melhor amigo, por saber ouvir, entender as decisões difíceis e encarar com firmeza as dificuldades.

Ao professor Taygoara por me dar a oportunidade de encarar um grande desafio e formar parte de uma excelente equipe profissional, pela paciência, pela constante preocupação com a minha formação acadêmica e pelo incondicional apoio ao longo deste tempo.

Agradeço a Eletronorte e ao Cnpq pelo apoio financeiro que me deu a tranquilidade para continuar minha formação na Universidade de Brasília.

# **Resumo**

## **ANÁLISE DE GERADORES SÍNCRONOS DE ÍMÃS PERMANENTES EM SISTEMAS HIDROcinÉTICOS**

**Autor: Francis Arody Moreno Vásquez**

**Orientador: Taygoara Felamingo de Oliveira**

**Programa de Pós-graduação em Ciências Mecânicas**

**Brasília, Agosto de 2014**

Diante de diversas vantagens que os geradores baseados em ímãs permanentes têm em relação a outros tipos de máquinas, foi realizada uma análise do seu desempenho e da sua influência sobre um sistema de geração hidrocínética. Para esse objetivo, além de modelar o perfil de turbina e o eixo de transmissão com caixa multiplicadora, um modelo clássico de geradores síncronos convencionais, conectados à rede, foi desenvolvido e modificado para ser aplicado a geradores de ímãs permanentes, conectados a cargas isoladas resistivas e indutivas. Adicionalmente, foi obtido o valor da carga resistiva que deve ser conectada ao gerador, para que o nível de aproveitamento da turbina seja máximo, em diferentes condições de operação. Na simulação computacional, o sistema hidrocínético foi submetido a variações de carga resistiva, de carga indutiva e da correnteza, realizando uma análise paralela com o sistema controlado. Finalmente realizou-se uma comparação entre as respostas de turbinas, com perfis de potência diferentes, mostrando a conveniência de ter uma turbina hidrocínética com certa relação de ponta de pá ideal, dependendo do tipo de carga conectada ao gerador. Por outro lado, verificou-se a existência de pontos de instabilidade do conjunto eletromecânico, devido à conexão de cargas terminais inapropriadas.

# Abstract

## ANALYSIS OF PERMANENT MAGNET SYNCHRONOUS GENERATOR IN HYDROKINETIC SYSTEMS

**Author: Francis Arody Moreno Vásquez**

**Supervisor: Taygoara Felamingo de Oliveira**

**Programa de Pós-graduação em Ciências Mecânicas**

**Brasília, August of 2014**

In face of several advantages that permanent magnet generator have over other types of machines, an analysis of its performance and its influence on a hydrokinetic generation system was performed. For this purpose, in addition to modeling the turbine profile and the mechanical shaft with gearbox, a classical model of conventional synchronous generators connected to the grid, has been developed and modified to apply for permanent magnet generators, connected to isolated resistive and inductive loads. Additionally, it was obtained the value of the resistive load that must be connected to the generator, in order to maximize the hydrokinetic energy conversion in different operation conditions. In computer simulations, the hydrokinetic system was subjected to variations of resistive load, inductive load and current river, performing a parallel analysis with the controlled system. Finally, a comparison was made between the responses of turbines with different power profiles, in order to show the convenience of having a hydrokinetic turbine with certain ideal tip speed ratio, depending on the load connected to the generator. Moreover, it was verified the existence of instability points of the electromechanical system due to connection of inappropriated terminal loads.



# Lista de Figuras

2.1	Classificação de Turbinas Hidrocinéticas [28]. . . . .	7
2.2	Turbinas Hidrocinéticas segundo o tipo de ancoragem. a) Eixo Inclinado, b) Ancoragem Sólida, c) Gerador não Submerso, d) Gerador Submerso [28]. . . . .	8
2.3	Turbinas de eixo cruzado. a) Eixo ao Nível da água, b) SC - Darrieus, c) H - Darrieus, d) Darrieus, e) Gorlov, f) Savonius [28]. . . . .	8
2.4	Turbina Hidrocinética Transversal de Eixo Horizontal [21]. . . . .	9
2.5	Classificação de Geradores Elétricos aplicados em sistemas hidrocinéticos. . . . .	10
2.6	Gerador de Indução em Gaiola de Esquilo [58]. . . . .	11
2.7	Gerador de Indução Duplamente Alimentado [58]. . . . .	12
2.8	Gerador Síncrono de Ímãs Permanentes conectado à rede [58]. . . . .	14
2.9	Gerador de ímãs permanentes de fluxo radial com rotor interno. a) Vista Compacta, b) Vista Explodida. . . . .	15
2.10	Gerador de ímãs permanentes de fluxo radial com rotor externo. a) Vista Compacta, b) Vista Explodida. . . . .	15
2.11	Configuração de Máquina de Fluxo Axial. a) Rotor simples - estator simples. b) Rotor Simples - dois estatores. c) Dois rotores - estator simples. d) Estrutura multiestágio [32]. . . . .	16
2.12	Coeficiente de Potência . . . . .	18
2.13	Potência Mecânica Aproveitável para diferentes velocidades de rio . . . . .	18
2.14	Zonas de Funcionamento da Turbina Hidrocinética HTUC . . . . .	19
2.15	Sistema mecânico de transmissão rígido . . . . .	20
2.16	Gerador síncrono de pólos salientes. a) Representação dos enrolamentos, b) Tensão induzida periodicamente . . . . .	24
2.17	Representação dos enrolamentos do gerador síncrono de pólos salientes . . . . .	26
2.18	Conjunto de Enrolamentos fictícios do Gerador Síncrono . . . . .	33
2.19	Sistema hidrocinético conectado a uma carga terminal . . . . .	41
2.20	Circuito equivalente do eixo d . . . . .	43
2.21	Circuito equivalente do eixo q . . . . .	44
3.1	Alinhamento do rotor com o eixo d. a) Circuito Elétrico, b) Representação da orientação do fluxo magnético . . . . .	46
3.2	Alinhamento do rotor com o eixo q. a) Circuito Elétrico, b) Representação da orientação do fluxo magnético . . . . .	47

3.3	Medição da resistência por fase do estator em $\Omega$ com multímetro digital . . . . .	47
3.4	Circuito elétrico de eixo direto . . . . .	48
3.5	Circuito elétrico de eixo em quadratura . . . . .	49
3.6	Bancada experimental para determinação da constante de fluxo permanente . . . . .	50
4.1	Análise em regime permanente: tensão rms . . . . .	54
4.2	Análise em regime permanente: regulação de tensão. . . . .	54
4.3	Diagrama fasorial de uma carga resistiva nas coordenadas dq . . . . .	55
4.4	Tensão elétrica dependente da relação $L_q/L_d$ . . . . .	57
4.5	Análise em regime permanente: corrente rms por fase. . . . .	57
4.6	Análise em regime permanente: perdas por efeito Joule . . . . .	58
4.7	Análise em regime permanente: potência ativa trifásica. . . . .	58
4.8	Análise em regime permanente: potência reativa. . . . .	59
4.9	Análise em regime permanente: rendimento do gerador. . . . .	60
4.10	Resposta dinâmica com $R_L$ variável: carga resistiva. . . . .	61
4.11	Resposta dinâmica com $R_L$ variável: torques mecânico e eletromagnético. . . . .	61
4.12	Resposta dinâmica com $R_L$ variável: rotação da turbina. . . . .	62
4.13	Resposta dinâmica com $R_L$ variável: coeficiente de potência. . . . .	63
4.14	Resposta dinâmica com $R_L$ variável: corrente de eixo direto. . . . .	63
4.15	Resposta dinâmica com $R_L$ variável: corrente de eixo em quadratura. . . . .	64
4.16	Resposta dinâmica com $R_L$ variável: tensão rms. . . . .	65
4.17	Resposta dinâmica com $R_L$ variável: tensão de eixo direto. . . . .	65
4.18	Resposta dinâmica com $R_L$ variável: tensão de eixo em quadratura. . . . .	66
4.19	Resposta dinâmica com $R_L$ variável: potência ativa. . . . .	66
4.20	Resposta dinâmica com $R_L$ variável: potência reativa. . . . .	67
4.21	Resposta dinâmica com $R_L$ variável: corrente rms por fase. . . . .	68
4.22	Resposta dinâmica com $R_L$ variável: perdas por efeito Joule. . . . .	68
4.23	Resposta dinâmica com $R_L$ variável: rendimento do gerador. . . . .	69
4.24	Rotação da turbina devido à variação de carga indutiva . . . . .	70
4.25	Correntes no estator do gerador devido à variação de carga indutiva . . . . .	71
4.26	Fluxos magnéticos $\Psi_d, \Psi_q$ devido à variação de carga indutiva . . . . .	72
4.27	Tensão no estator devido à variação de carga indutiva . . . . .	73
4.28	Potências fornecidas na carga devido à variação de carga indutiva . . . . .	74
4.29	Carga resistiva ideal diante de carga indutiva variável . . . . .	74
4.30	Corrente $i_q$ diante de variações de carga indutiva resistência controlada . . . . .	75
4.31	Corrente $i_q$ diante de variações de carga indutiva com resistência controlada . . . . .	76
4.32	Corrente pico diante da variação de carga indutiva . . . . .	77

4.33 Fluxo $\Psi_d$ diante de variações de carga indutiva com resistência controlada . . . . .	78
4.34 Fluxo $\Psi_q$ diante de variações de carga indutiva com resistência controlada . . . . .	78
4.35 Tensão $v_d$ diante de variações de carga indutiva com resistência controlada . . . . .	79
4.36 Tensão $v_q$ diante de variações de carga indutiva com resistência controlada . . . . .	79
4.37 Tensão rms diante da variação de carga indutiva com $R_L$ controlada . . . . .	80
4.38 Potência ativa diante de variações de carga indutiva com resistência controlada . . . . .	81
4.39 Potência reativa diante de variações de carga indutiva com resistência controlada . . . . .	81
4.40 Velocidade do rio . . . . .	82
4.41 Carga resistiva fixa e controlada . . . . .	83
4.42 Rotação de turbina diante de correnteza variável . . . . .	83
4.43 Coeficiente de potência diante de correnteza variável . . . . .	84
4.44 Potência ativa gerada com velocidade do rio variável . . . . .	85
4.45 Potência reativa gerada com velocidade do rio variável . . . . .	86
4.46 Comparação entre Perfis 1 e 2: coeficiente de potência . . . . .	87
4.47 Comparação entre Perfis 1 e 2: resistência ideal . . . . .	87
4.48 Comparação entre Perfis 1 e 2: potência ativa . . . . .	88
4.49 Comparação entre Perfis 1 e 2: potência reativa . . . . .	88
4.50 Comparação entre Perfis 1 e 2: tensão rms . . . . .	89
4.51 Coeficientes de Potência de Perfil 1 e Perfil 3 . . . . .	90
4.52 Rotação das turbinas com Perfil 1 e Perfil 3 . . . . .	90
4.53 Coeficientes de Potência de Perfil 1 e Perfil 3 . . . . .	91

# Lista de Tabelas

2.1	<b>Temperatura de Curie de materiais magnéticos permanentes [14]</b>	13
4.1	<b>Parâmetros Mecânicos</b>	52
4.2	<b>Parâmetros do Gerador</b>	53

# Lista de Símbolos

$i_t$	relação de transmissão
$\eta_{ct}$	eficiência da caixa de transmissão
$\eta_{ger}$	rendimento do gerador
$\pi$	constante matemática pi
$\rho$	densidade
$p$	número de pares de pólos
$P$	potência elétrica ativa
$Q$	potência elétrica reativa
$P_{mec}$	potência mecânica
$T_{mec}$	torque mecânico da turbina
$T_{em}$	torque eletromagnético do gerador
$T_{ele}$	período elétrico
$T_a$	torque acelerante
$\omega_h$	rotação do lado do gerador
$\omega_{tur}$	rotação da turbina
$\omega_e$	rotação elétrica do gerador
$r$	radio do rotor da turbina
$v$	velocidade do rio
$\beta$	ângulo de passo das pás da turbina
$\lambda$	relação de ponta de pá da turbina
$J_h$	momento de inércia do lado do gerador
$J_{turbina}$	momento de inércia do da turbina
$J_{gerador}$	momento de inércia do gerador
$FMM$	força magnetomotriz
$N$	número de espiras de um enrolamento
$i$	corrente elétrica
$\Phi$	fluxo magnético
$\wp$	permeância magnética
$\mathfrak{R}$	relutância magnética
$\Psi$	fluxo magnético concatenado
$\Psi_d$	fluxo magnético de eixo direto

$\Psi_q$	fluxo magnético de eixo em quadratura
$\Psi_{PM}$	constante de fluxo concatenado do ímãs permanentes
$L$	indutância
$L_L$	carga indutiva
$R_L$	carga resistiva
$R_s$	resistência por fase do estator
$t$	tempo
$\theta$	ângulo do rotor
$i_d$	corrente de eixo direto
$i_q$	corrente de eixo em quadratura
$i_f$	corrente de campo do rotor
$i_a, i_b, i_c$	corrente de fases
$i_D, i_Q$	correntes de enrolamentos amortecedores
$i_0$	corrente de componente homopolar
$I_s$	corrente eficaz do estator por fase
$V_s$	tensão eficaz do estator por fase
$v_d$	tensão de eixo direto
$v_q$	tensão de eixo em quadratura
$v_a, v_b, v_c$	tensão de fases
$Z$	impedância
$X_L$	impedância indutiva

# Sumário

<b>Lista de Símbolos</b>	<b>xiii</b>
<b>1 Introdução</b>	<b>1</b>
1.1 Motivação . . . . .	1
1.2 Objetivos . . . . .	2
1.2.1 Objetivo Geral . . . . .	2
1.2.2 Objetivos Específicos . . . . .	3
1.3 Revisão Bibliográfica . . . . .	3
1.4 Organização do Trabalho . . . . .	6
<b>2 Modelagem de Sistemas Hidrocinéticos</b>	<b>7</b>
2.1 Topologias de Sistemas Hidrocinéticos . . . . .	7
2.1.1 Classificação de Turbinas Hidrocinéticas . . . . .	7
2.1.2 Geradores Elétricos . . . . .	9
2.2 Modelo de Rotor Hidrocinético . . . . .	17
2.3 Modelo de Sistema Mecânico de Transmissão . . . . .	19
2.4 Modelagem do Gerador Síncrono de Ímãs Permanentes . . . . .	21
2.4.1 Fundamentos de eletromagnetismo em máquinas elétricas rotativas . . . . .	21
2.4.2 Abordagem da Modelagem de Geradores Síncronos Convencionais . . . . .	24
2.4.3 Modelagem de GSIP's na Referencia $dq0$ . . . . .	38
2.4.4 Modelo de GSIP's conectado a cargas resistivas e indutivas . . . . .	40
2.4.5 Solução em Regime Permanente . . . . .	43
2.5 Estratégia de Controle de Sistemas Hidrocinéticos . . . . .	44
<b>3 Métodos e Metodologias</b>	<b>46</b>
3.1 Localização dos Eixos $d,q$ . . . . .	46
3.2 Determinação de Resistência por fase do estator . . . . .	47
3.3 Determinação de Indutâncias $L_d$ e $L_q$ . . . . .	48
3.4 Determinação da Constante de Fluxo Magnético Permanente . . . . .	50
3.5 Determinação Experimental do Número de Pólos . . . . .	51
<b>4 Resultados e Conclusões</b>	<b>52</b>
4.1 Análise em Regime Permanente . . . . .	53
4.2 Velocidade de Rio Constante e Carga Resistiva Variável não Controlada . . . . .	60

4.3	Velocidade de Rio Constante e Carga Indutiva Variável . . . . .	69
4.4	Velocidade de Rio Variável e Carga Resistiva Fixa . . . . .	82
4.5	Efeito da curva $C_p$ x $\lambda$ sobre o sistema eletromecânico . . . . .	86
<b>5</b>	<b>Conclusões</b>	<b>92</b>
<b>A</b>	<b>Código Fonte FORTRAN</b>	<b>100</b>
A.1	Funções do modelo matemático . . . . .	100
A.2	Regime Permanente . . . . .	100
A.3	Regime Transitório . . . . .	101
A.4	Resistência Controlada . . . . .	104



# Capítulo 1

## Introdução

### 1.1 Motivação

A integração das energias renováveis no planejamento energético dos países se tornou assunto de debate por diversos motivos, tais como a segurança energética, a preocupação ambiental, o custo da energia diante do preço e das consequências da exploração e da utilização de combustíveis fósseis, que atualmente representam 80% da oferta energética mundial, segundo dados fornecidos pela International Energy Agency - IEA (2009).

Recentes informações fornecidas pela ONU (2014), mostram que 1,4 bilhão de pessoas ainda não têm acesso à eletricidade e que o mundo terá de dobrar a produção de energia até 2030 para a população mundial cada vez maior, sugerindo que tal feito só será possível investindo em fontes alternativas. Nesse sentido, países como China, Alemanha, Estados Unidos e Itália estão no topo dos países que apostam em recursos limpos, seguidos do Brasil.

Segundo o Ministério de Desenvolvimento e Comércio Exterior, a matriz energética do Brasil é uma das mais limpas, com uma participação das fontes renováveis da ordem de 46% e é responsável pela produção de 7,2 % da energia renovável mundial. Além disso, no relatório Revolução Energética, divulgado pela ONG ambiental Greenpeace (2014), o Brasil tem potencial para chegar a 2050 com uma matriz energética com 66,5% de participação de fontes de energias renováveis para os setores elétrico, de transportes e industrial.

Além do grande potencial eólico, solar, e da biomassa, o Brasil é um país privilegiado devido à sua vasta e densa rede hidrográfica, cujos rios se destacam pela extensão, largura e profundidade. Contudo, citando a região amazônica como exemplo, 18,45% dessa população não tem acesso ao sistema de distribuição de energia elétrica convencional por motivos geográficos e econômicos [55].

Os sistemas de geração hidrocínética oferecem a possibilidade de descentralizar a distribuição de energia elétrica, além de ter vantagens tais como a fácil instalação, robustez, não precisa de um plano de manutenção muito elaborado e, finalmente, tem um impacto ambiental mínimo, pois não precisam do armazenamento de água nem do desvio do curso d'água.

Geralmente, uma desvantagem é a limitação em relação à potência gerada que dificilmente ultrapassa os 10 KW [17], mas o Brasil conta com rios altamente favoráveis para a implementação de sistemas hidrocínéticos na faixa de algumas centenas de KW.

Levando em consideração a variabilidade da energia hidrocínética no tempo, o tipo de gerador elétrico utilizado se torna um fator determinante, dado que o seu nível de adaptabilidade a tais variações define a eficiência de conversão do sistema. Nesse sentido, o gerador síncrono de ímãs permanentes aparece como uma opção bastante atraente por sua alta eficiência, robustez e capacidade de adaptação às variações rotacionais no seu eixo.

Por outro lado, diante da variabilidade do recurso hídrico e da necessidade de maximizar a sua extração, os componentes de estado sólido se tornaram a primeira opção para controlar diversas grandezas físicas dependendo do esquema de controle utilizado. Porém, o sistema de geração não necessariamente depende da existência da eletrônica de potência para melhorar sua eficiência e, além disso, tais elementos ocasionam a degradação da qualidade da energia elétrica.

Nesse contexto, este trabalho pretende fornecer uma base de conhecimento dos sistemas de geração hidrocínética, baseados em geradores síncronos de ímãs permanentes, avaliando a eficiência de conversão de energia, o desempenho do gerador elétrico escolhido e uma forma alternativa de maximizá-los, sem incluir elementos eletrônicos.

## **1.2 Objetivos**

### **1.2.1 Objetivo Geral**

O objetivo principal deste trabalho é aplicar um modelo de geradores síncronos de ímãs permanentes para prever o comportamento eletromecânico de uma unidade de geração hidrocínética. Tal equipamento é composto por um rotor hidrocínético de eixo horizontal, movido por correntes de rios; uma caixa multiplicadora e um gerador elétrico de ímãs permanentes que abastece uma carga terminal. Com o presente trabalho pretende-se estabelecer uma metodologia de controle de rotação, baseada na variação de cargas resistivas ligadas ao gerador.

## 1.2.2 Objetivos Específicos

- Modelar matematicamente cada componente do sistema: turbina hidrocínética, caixa de transmissão, gerador elétrico e carga terminal.
- Apresentar uma metodologia experimental para determinar os parâmetros do modelo do gerador.
- Obter a condição de carga adequada para controlar a velocidade angular do sistema visando a maximização de conversão de energia hidrocínética.
- Simular o comportamento do sistema de geração em situações típicas de sistemas hidrocínicos com controle e sem controle da rotação.

## 1.3 Revisão Bibliográfica

A geração de energia elétrica a partir da energia cinética é um tema que ganhou maior relevância na última década. De fato, a literatura relacionada foi muito reduzida antes de 2003 [57]. Devido aos recursos hidráulicos naturais, o Brasil começou com os estudos neste campo por volta dos anos 90. A partir desse momento, com o primeiro projeto piloto executado pela Universidade de Brasília, uma turbina de 1ª geração, com capacidade de geração de 1,5 KW de potência elétrica, foi instalada em 1995 em Correntina-BA [41].

Posteriormente, uma turbina de segunda geração foi instalada na mesma região em 2005 e em Maracá-AP em 2006. Com este novo modelo, um difusor cônico foi acoplado para promover a aceleração do escoamento na seção de entrada do rotor que levaria ao aumento do coeficiente de potência da máquina. Porém, o aumento de dimensões devido ao uso do difusor, tornou a máquina inadequada para uso em certos rios com baixa profundidade. Por último, a turbina de Geração 3 utiliza um difusor mais curto, com um ângulo de abertura maior que 8° para melhorar o desempenho hidrodinâmico, levando a um resultado mais econômico do que os difusores longos usados nas gerações anteriores [41].

No âmbito internacional, diversos países começaram a pesquisar neste campo na última década. Para demonstrar a aplicabilidade das turbinas hidrocínicas, assim como a validação e a otimização de um modelo de rotor, uma turbina de 3 pás, 5 m de diâmetro e 35 KW foi instalado no East River em Nova York nos Estados Unidos. Outros projetos de sistemas hidrocínicos vêm sendo desenvolvidos no Canadá desde 2003 para fornecer energia a comunidades remotas [6]. Por outro lado, recentes estudos realizados na Austrália em 2012 tentam avaliar a viabilidade técnica e econômica

de um ciclo combinado formado pela produção da usina hidrelétrica convencional e um sistema hidrocínético na jusante [30].

Atualmente o principal objetivo da utilização de turbinas em correntezas de rios é a geração da eletricidade e, baseado na similaridade existente entre os sistemas eólicos e hidrocínéticos, qualquer proposta do gerador elétrico pode ser aplicada a ambos os casos. A escolha deste componente sempre é um assunto de debate devido a aspectos como a adaptabilidade a velocidades variáveis, a eficiência, a complexidade da topologia final e outros. Os geradores de indução de rotor de gaiola, assim como os geradores assíncronos duplamente alimentados e os geradores síncronos, tanto convencionais como de ímãs permanentes, são os mais estudados em sistemas hidrocínéticos [4], sendo o último mencionado o tipo de máquina que está tomando maior importância.

Em meados do século XX foram realizadas as primeiras tentativas para utilizar os ímãs permanentes em máquinas elétricas. Porém, além do custo elevado, a inclusão de ímãs permanentes em máquinas elétricas incluía um grande volume para atingir níveis de potência razoáveis [14]. Diante dessa dificuldade tal proposta foi inviável, mais ainda com a existência dos eletroímãs, que até agora são matéria prima para a construção de máquinas elétricas .

Com a aparição das terras raras por volta dos anos 80, a ideia de utilizar materiais magnéticos permanentes voltou a tomar força mas ainda sem sucesso, devido ao custo então elevado . Só na última década que, com o aperfeiçoamento da fabricação desses materiais, assim como a redução do custo, o consumo mundial de ímãs permanentes aumentou consideravelmente tornando-se importante na construção de máquinas elétricas com melhor relação peso/potência [34] .

Os materiais magnéticos permanentes ou duros estão caracterizados pela dificuldade para magnetizá-los ou desmagnetizá-los [18]. Eles têm como principais propriedades a indução de saturação, a permeabilidade magnética relativa, a densidade de energia máxima, a indução remanente que é o valor da indução quando o campo magnético externo presente é nulo e o campo coercitivo que define o campo magnético externo que deve ser aplicado para desmagnetizar o ímã [53]. Quanto maiores a indução remanente e o campo coercitivo, o ímã permanente é melhor.

Os ímãs do tipo metálico formados por ligas de ferro-alumínio-níquel-cobalto (ALNICO) possuem uma indução remanente relativamente elevada, mas um campo coercitivo fraco, ou seja, podem ser desmagnetizados facilmente [53]. Existem também os ferrites que têm um campo coercitivo elevado mas uma baixa indução remanente. Por último, as terras raras (Neodímio-Ferro-Boro Nd-FeB) têm um campo coercitivo superior ao dos ferrites e uma indução remanente superior ao dos

ALNICO e já faz algumas décadas que são os mais indicados para máquinas de alto desempenho [23].

Grande parte dos conhecimentos adquiridos sobre os sistemas eólicos tem servido para ter uma noção do comportamento dos sistemas de conversão de energia hidrocínética. Ambos os tipos apresentam similaridade em relação aos princípios físicos de operação, estrutura de transmissão, e a capacidade de otimizar a extração de energia no caso dos sistemas baseados em geradores de velocidade variável [19]. Por outro lado, em relação aos sistemas eólicos, os sistemas hidrocínicos são diferentes pela faixa de *Tip Speed Ratio* reduzida, limites de cavitação, e encaram variações de escoamento menos dramáticas [20].

Os geradores de ímãs permanentes utilizados em sistemas eólicos têm sido continuamente testados para diferentes condições de carga terminal [48]. Quando o gerador está conectado a cargas resistivas, indutivas e capacitivas, pode-se observar que, com a variação destas cargas, o gerador apresenta transientes que são transmitidos à turbina, levando o sistema a um novo ponto de operação. Porém, ao contrário das pequenas variações temporais da correnteza do rio, uma variação de carga pode gerar um impacto profundo na estrutura física do sistema.

O objetivo a longo prazo dos sistemas alternativos de geração elétrica é a sua integração à rede convencional, porém, nessa configuração, o sistema hidrocínético deve estar projetado para assimilar as perturbações do sistema de distribuição. Nesse contexto, uma proposta para controlar a rotação de um gerador de indução, diante de variações súbitas de tensão na rede, inclui uma resistência externa acoplada ao seu rotor bobinado [2]. Tal conceito pode ser estendido de alguma forma ao controle de geradores síncronos de ímãs permanentes para cargas isoladas e com conexão à rede.

Por outro lado, para a maximização da potência gerada em um pequeno sistema eólico para o carregamento de baterias, controla-se a tensão elétrica, previamente retificada (DC), diretamente através de um conversor eletrônico [3]. Com o objetivo de alterar o torque eletromagnético, esta tensão DC é reduzida com velocidades baixas do vento e é incrementada com velocidades altas.

Com o objetivo de avaliar a estabilidade dos geradores ligados à rede elétrica, alguns estudos foram realizados para conhecer a resposta transitória que os geradores síncronos de rotor bobinado e de ímãs permanentes, além dos geradores de indução duplamente alimentados, têm diante de faltas elétricas na rede. Os resultados mostram que durante uma falta monofásica e trifásica a terra, os geradores de ímãs permanentes recuperam a sua estabilidade em um tempo menor (0.25 seg), quando comparado ao gerador síncrono que precisou de um tempo maior (1 - 1.5 seg) [49].

As referências citadas mostram a necessidade de estudar de forma aprofundada os geradores síncronos de ímãs permanentes, submetê-los a diferentes condições de operação e buscar soluções de controle para maximizar a eficiência de conversão sem comprometer a estabilidade nem a estrutura física da unidade hidrocínética.

## 1.4 Organização do Trabalho

Para cumprir com os objetivos definidos a estrutura desta dissertação é a seguinte :

- Neste primeiro capítulo, foi apresentada uma breve introdução, incluindo a motivação do trabalho, os objetivos e a revisão bibliográfica relacionada aos geradores síncronos de ímãs permanentes e a sua aplicação a turbinas hidrocínéticas.
- O **Capítulo 2** fornece uma base teórica das turbinas hidrocínéticas, as topologias dos sistemas hidrocínéticos segundo os tipos de turbina e gerador utilizados. Apresenta-se também a modelagem matemática de cada componente do sistema hidrocínético, utilizando um modelo aprofundado de geradores síncronos trifásicos de ímãs permanentes para alimentar cargas isoladas.
- O **Capítulo 3** mostra uma metodologia experimental para a determinação de parâmetros do gerador síncrono de ímãs permanentes.
- O **Capítulo 4** mostra os resultados obtidos das simulações realizadas em regime permanente e em regime transitório para diferentes condições de correnteza e carga terminal controlada e não controlada.
- No **Capítulo 5** apresentam-se as conclusões, considerações finais e propostas de trabalhos futuros a partir dos resultados obtidos ao longo do desenvolvimento deste trabalho.

# Capítulo 2

## Modelagem de Sistemas Hidrocinéticos

### 2.1 Topologias de Sistemas Hidrocinéticos

Os sistemas hidrocinéticos têm diferentes configurações dependendo principalmente do tipo de turbina, a utilização ou não de uma caixa de transmissão, o tipo de gerador elétrico e a forma de operação, seja isolada ou ligada à rede. A seguir mostra-se um revisão das diferentes topologias adotadas para sistemas hidrocinéticos segundo o tipo de componente escolhido.

#### 2.1.1 Classificação de Turbinas Hidrocinéticas

As turbinas hidrocinéticas podem ser classificadas segundo o alinhamento do eixo do rotor em relação ao escoamento da água [28], como mostra a figura 2.1. Geralmente as turbinas axiais têm seu rotor do tipo hélice cujo eixo é paralelo ao escoamento. Por sua vez, as turbinas de fluxo cruzado estão submetidas a escoamentos ortogonais ao eixo do rotor e geralmente aparecem como estruturas cilíndricas rotativas.

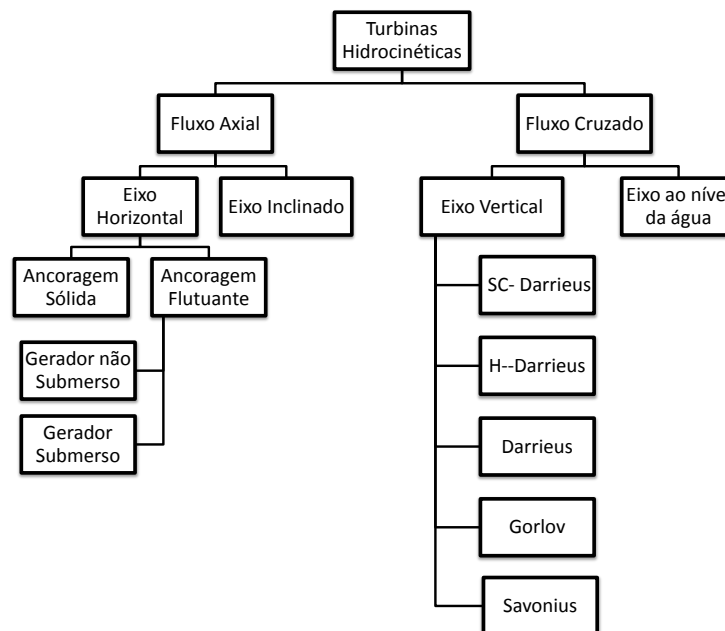


Figura 2.1: Classificação de Turbinas Hidrocinéticas [28].

Dentre as turbinas de fluxo axial, as turbinas de eixo inclinado têm sido aplicadas em pequenos sistemas em rios. Porém, as turbinas axiais horizontais, que são muito similares às turbinas instaladas em sistemas eólicos [51], têm sido mais utilizadas tanto em rios como em correntes marítimas devido a alta eficiência de extração de potência [1], [28].

Segundo o tipo de ancoragem, podem ser definidos os sistemas submersos parcial ou totalmente, conforme Figura 2.2.

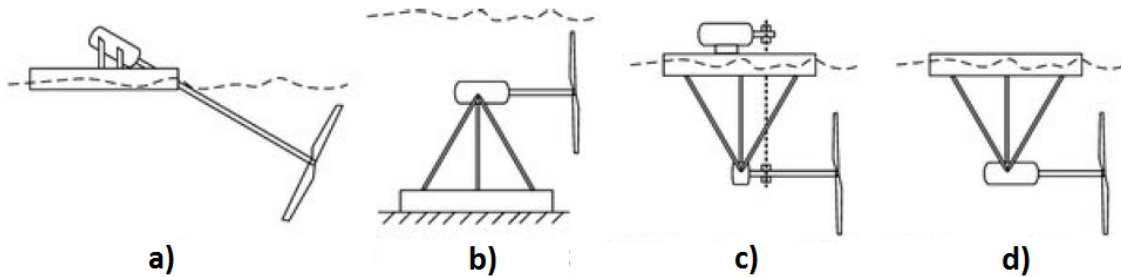


Figura 2.2: Turbinas Hidrocinéticas segundo o tipo de ancoragem. a) Eixo Inclinado, b) Ancoragem Sólida, c) Gerador não Submerso, d) Gerador Submerso [28].

Por outro lado, as turbinas de fluxo cruzado de eixo vertical têm algumas vantagens como a capacidade para operar em águas rasas, com a caixa de transmissão e o gerador acima do nível da água, assim como em canais com diferente profundidade e largura [21].

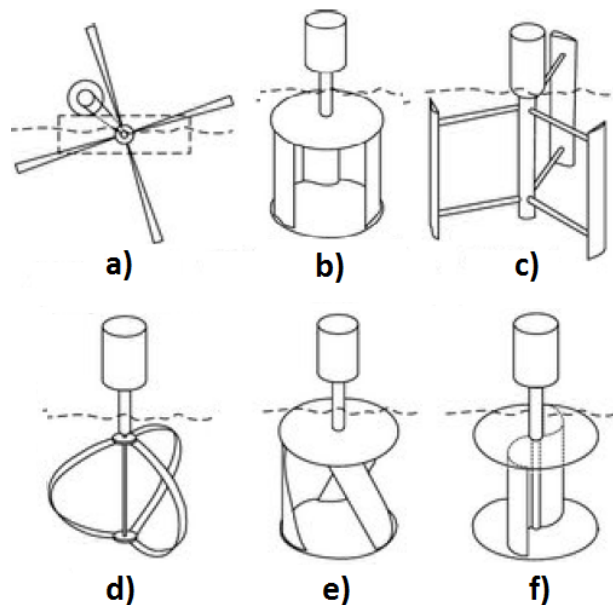


Figura 2.3: Turbinas de eixo cruzado. a) Eixo ao Nível da água, b) SC - Darrieus, c) H - Darrieus, d) Darrieus, e) Gorlov, f) Savonius [28].



A turbina de fluxo cruzado apresenta diversas desvantagens como a presença de oscilações de torque e baixa eficiência [28]. A Figura 2.3 mostra os principais tipos de turbina de fluxo cruzado. Alternativamente, as turbinas de fluxo cruzado também podem ser implementadas com o seu eixo horizontal, muitas vezes chamadas de turbinas hidrocínéticas transversais de eixo horizontal [21], como ilustra a Figura 2.4.

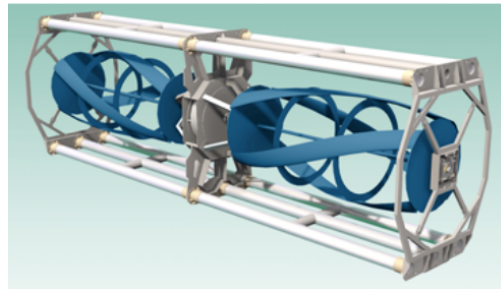


Figura 2.4: Turbina Hidrocínética Transversal de Eixo Horizontal [21].

Neste trabalho, o sistema de conversão envolve uma turbina hidrocínética axial de eixo horizontal e o sistema será considerado como totalmente submerso.

### 2.1.2 Geradores Elétricos

Como foi mencionado, muitas técnicas têm sido desenvolvidas para sistemas hidrocínéticos baseadas nos princípios dos sistemas eólicos. Portanto, qualquer avanço em relação aos geradores elétricos pode ser aplicado a ambos os tipos de sistema. Nesta seção, serão vistas as principais características dos geradores elétricos, assim como o seu impacto sobre a eficiência de sistemas hidrocínéticos.

Os geradores elétricos aplicados a sistemas hidrocínéticos podem ser classificados como mostra a Figura 2.5 [59], [37], [31], [25]. Geralmente um gerador síncrono está composto pelo rotor, que é a parte girante da máquina, construído de um material ferromagnético, envolto por um enrolamento excitatriz para produzir um campo magnético ou, alternativamente, por ímãs permanentes que induzem uma força eletromotriz nos enrolamentos do estator, que é a parte fixa.

Por outro lado, os geradores de indução ou assíncronos utilizam os princípios dos motores de indução. Eles operam como gerador quando o escorregamento é negativo, ou seja, quando o eixo gira mais rápido que a frequência síncrona. O fluxo do estator ainda induz corrente no rotor, porém, uma vez que o fluxo oposto do rotor está cortando os enrolamentos do estator, uma corrente ativa é produzida nos enrolamentos do estator, enviando potência para a carga ou para a rede. Es-

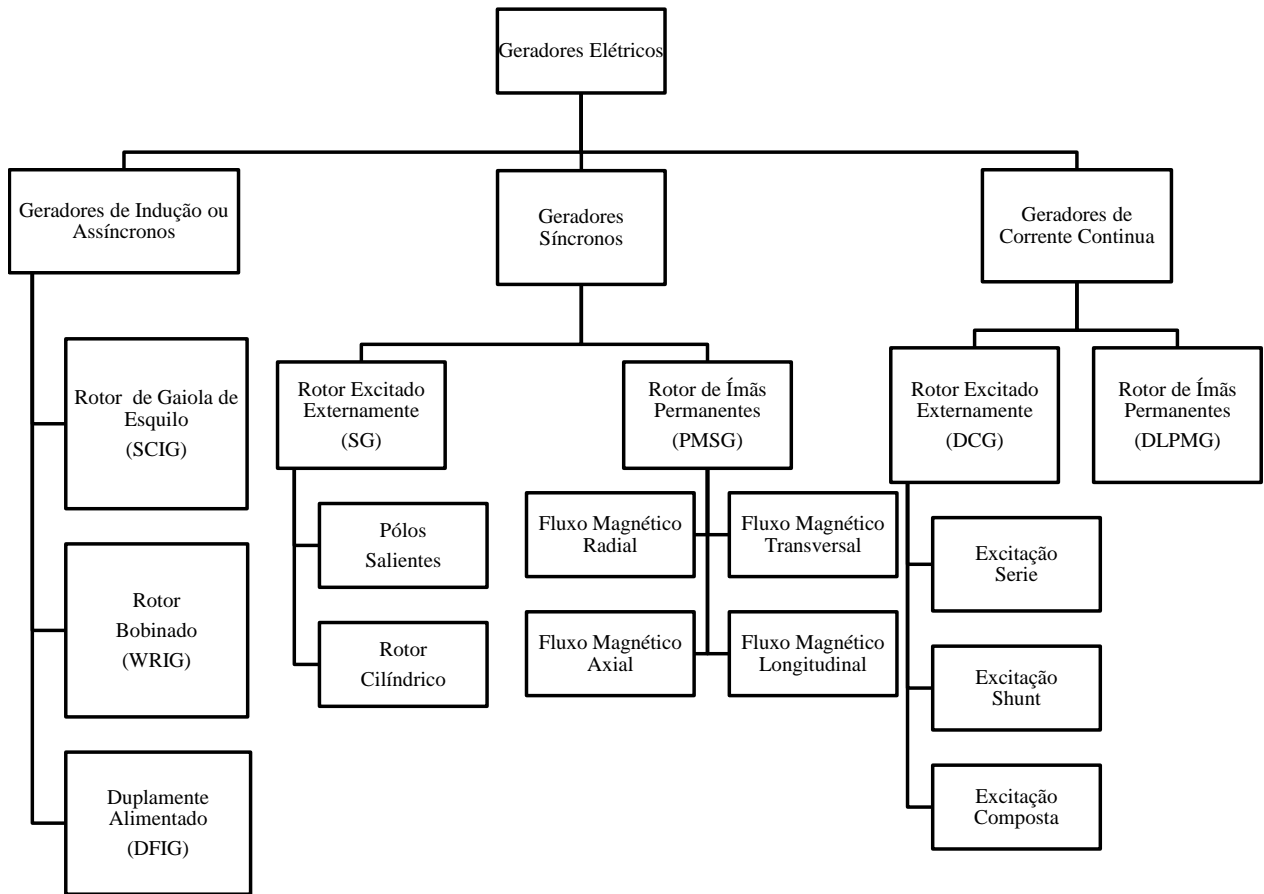


Figura 2.5: Classificação de Geradores Elétricos aplicados em sistemas hidrocínéticos.

tes geradores não são autoexcitados, mas precisam de uma fonte elétrica externa, para produzir o fluxo magnético girante, ao menos no momento da partida. Para isso, o gerador pode ser conectado à rede e também, uma vez que começa a gerar potência, ele pode gerar a sua própria excitação. O fluxo magnético girante no estator, induz correntes no rotor, que também produzem um campo magnético. E o rotor gira mais lento que o fluxo girante, a máquina passa a operar como motor. Analogamente, se o rotor gira mais rápido, a máquina opera como gerador. A potência ativa entregue é proporcional ao escorregamento acima da velocidade síncrona.

No caso dos geradores duplamente alimentados, o rotor e o estator requerem excitação externa. No caso do estator, ele é ligado diretamente à rede, a qual funciona como uma fonte de tensão e corrente que controla a tensão e a potência ativa. Já no rotor, um conversor DC/AC é utilizado como fonte de tensão e corrente, controlando a velocidade e a tensão terminal do gerador. Previamente, um conversor AC/DC é utilizado para extrair a energia elétrica da rede.

Finalmente, os geradores de corrente contínua estão compostos por enrolamentos de campo, comutadores, que são conversores AC/DC mecânicos, onde estão presas as espiras da armadura e sobre este deslizam escovas de onde saem os fios da armadura do gerador. Um problema com este tipo de gerador é justamente a existência de falhas na capacidade de transferir a corrente da armadura, através do contato da escova com o comutador. Dependendo do gerador utilizado, os sistemas eólicos e hidrocínicos mais representativos estão descritos em maior detalhe a seguir.

## Geradores De Indução de Rotor de Gaiola

Estes geradores são considerados robustos e são uma solução bastante econômica [25]. Anteriormente, este gerador fazia parte de sistemas de conversão de velocidade fixa, consequentemente a eficiência de conversão era reduzida devido à falta de adaptabilidade a variações de velocidade. Contudo, com a mudança do número de pólos do gerador, realizada pela alteração da forma de conexão dos enrolamentos, estes sistemas podem operar em duas velocidades diferentes [58]. Já com a evolução da eletrônica de potência, a faixa de velocidades rotacionais pode ser incrementada e consequentemente a eficiência de conversão [31].

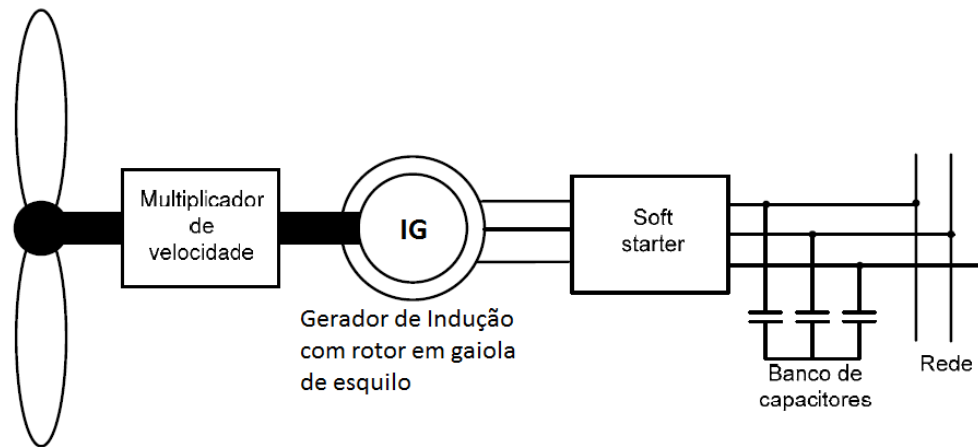


Figura 2.6: Gerador de Indução em Gaiola de Esquilo [58].

Conforme Figura 2.6, um banco de capacitores é utilizado para compensar a energia reativa consumida pelo gerador. Por outro lado, um *soft starter* é utilizado para realizar a conexão do gerador à rede na entrada na operação. Adicionalmente, um conversor eletrônico pode ser instalado para realizar o controle das potências ativa e reativa injetadas na rede elétrica, assim como para evitar que distúrbios, existentes, na rede elétrica sejam transmitidos diretamente para o gerador [10].

## Geradores Assíncronos Duplamente Alimentados

Diante das variações de velocidade do rio, estes geradores estão capacitados para fornecer grandes níveis de potência a tensão e frequência constante [25]. Entretanto, o multiplicador de velocidade é necessário para alcançar a rotação nominal do gerador.

Conforme a figura 2.7, o estator está conectado diretamente à rede e o rotor é excitado através de um conversor eletrônico para controlar o fluxo de potência no estator mesmo em velocidade variável [58].

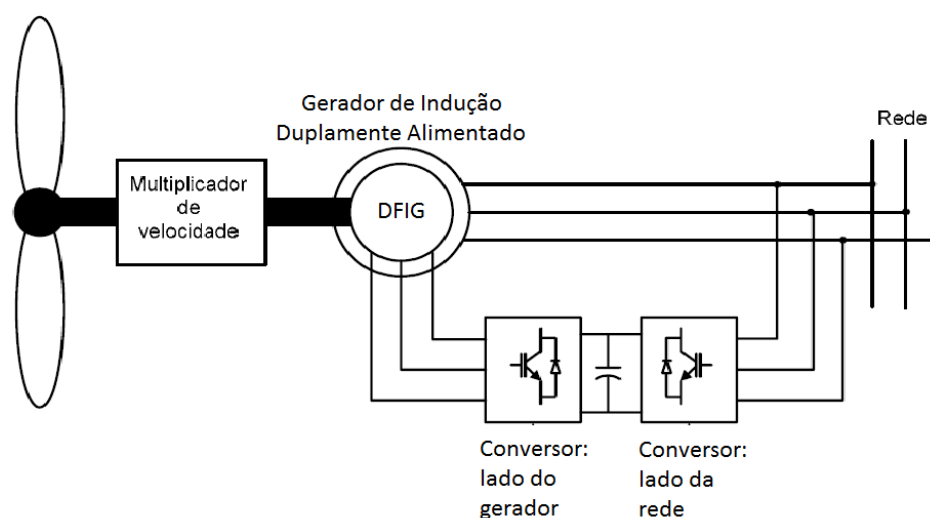


Figura 2.7: Gerador de Indução Duplamente Alimentado [58].

Com esta topologia, o gerador opera a 25% - 30% do seu valor nominal, permitindo variar a sua rotação na mesma faixa. Contudo, anéis coletores são necessários para que o conversor eletrônico alimente o circuito do rotor [31].

## Geradores Síncronos de Ímãs Permanentes

Com diferentes configurações internas, os geradores de ímãs permanentes são aplicados em sistemas de velocidade variável de médio e baixo porte. Eles possuem alta confiabilidade, uma estrutura simples, alta densidade de potência e geram pouco ruído [60]. A capacidade dos ímãs permanentes de produzir grandes quantidades de fluxo magnético permanente em um espaço reduzido oferece a possibilidade de utilizar um grande número de pólos no rotor, o que torna possível a sua aplicação em regimes de baixa velocidade, aumentando a capacidade e eficiência do gerador [12].

Em relação ao acoplamento mecânico, a caixa de transmissão se torna necessária para alcançar a operação nominal do gerador [25]. Porém, dependendo do porte do sistema, a presença de um grande número de pólos no rotor possibilita um acoplamento direto entre a turbina e o rotor, elevando a confiabilidade da estrutura mecânica.

Uma vantagem deste tipo de gerador é que devido à inexistência de um enrolamento de campo, não existe a necessidade de uma fonte externa de excitação e não existem perdas por efeito joule no rotor, o que torna a sua eficiência maior muitas vezes acima do 90 % e melhora suas características térmicas [35].

Em comparação com as máquinas de corrente contínua, os geradores de ímãs permanentes não precisam de anéis coletores ou escovas, o que a torna uma máquina mais confiável. Já em comparação com as máquinas de indução, que precisam do fornecimento de energia para gerar o campo no estator, as máquinas com ímãs no rotor não precisam de fornecimento de energia, o que torna o sistema mais eficiente e menos complexo.

Algumas das desvantagens é a sua aplicação ainda um tanto limitada para sistemas da ordem dos MW, além do custo dos ímãs permanentes, que continua sendo elevado, e a pouca confiabilidade nestes materiais em condições atmosféricas súbitas. Finalmente, a variação do grau de magnetização dos ímãs permanentes depende da variação da temperatura, que está influenciada pela carga conectada nos terminais do gerador. Nesse sentido, o material magnético permanente pode ser desmagnetizado quando atinge certa temperatura crítica [35], [12], conhecida como temperatura de Curie, tal como indica a tabela 2.1.

**Tabela 2.1: Temperatura de Curie de materiais magnéticos permanentes [14]**

Material Magnético Permanente	Temperatura de Curie °C
Alnicos	870
Ferrites	450
Sm-Co	710 - 810
Nd-Fe-B	310

Os sistemas hidrocínéticos baseados em geradores síncronos de ímãs permanentes podem fornecer energia para cargas isoladas e também podem ser conectados à rede [47],[48]. Na figura 2.8 mostra-se uma configuração típica, onde o gerador é conectado à rede através de um conversor

eletrônico do tipo back-to-back.

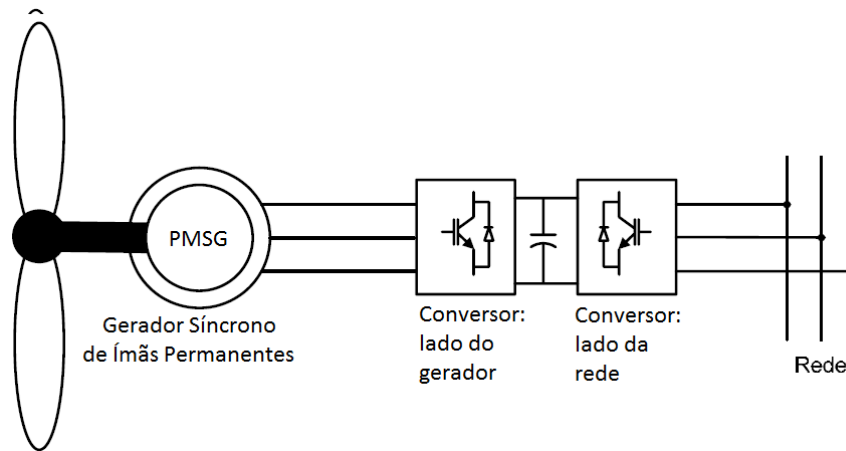


Figura 2.8: Gerador Síncrono de Ímãs Permanentes conectado à rede [58].

O retificador é utilizado frequentemente para controlar o torque e a velocidade do gerador e o inversor do lado da rede controla o fluxo de potência para manter constante a tensão no capacitor DC-link [33]. Uma vez a tensão estabilizada, um transformador é utilizado para deixar a tensão dentro dos níveis demandados de energia elétrica.

Analisando as características do gerador, a orientação do fluxo no entreferro, relativamente ao eixo de rotação, define se a máquina é de fluxo radial ou axial. Entretanto, baseado na orientação do fluxo no núcleo do estator, relativamente à direção do movimento do rotor, o gerador pode ser de fluxo transversal ou longitudinal.

A orientação do fluxo magnético pode proporcionar diferenças de tamanho, potência e eficiência. No caso da máquina de fluxo radial, o fluxo magnético percorre uma direção perpendicular ao sentido da rotação do rotor, o que por sua vez pode ser construtivamente adotado na topologia de rotor interno ou externo. Devido à sua facilidade construtiva, esta máquina é um produto relativamente barato e muito disseminado no mercado. Por sua vez, o gerador de fluxo axial "tipo disco", a direção do fluxo é paralela ao sentido de rotação [34].

### a) Geradores Síncronos de Ímãs Permanentes de Fluxo Radial

**Geradores de Ímãs Permanentes de Rotor Interno :** Este tipo de gerador é mais caro e volumoso. Trata-se de uma configuração típica, com os ímãs montados na superfície do rotor cilíndrico, rodando dentro da armadura fixa.

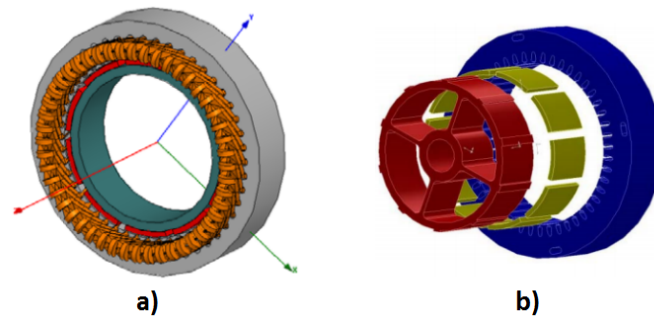


Figura 2.9: Gerador de ímãs permanentes de fluxo radial com rotor interno. a) Vista Compacta, b) Vista Explodida.

**Geradores de Ímãs Permanentes de Rotor Externo :** Nesta configuração, o estator bobinado é estacionário, localizado no centro da máquina, e os ímãs são montados na circunferência interior do rotor. Estes geradores têm um menor peso devido à sua configuração compacta.

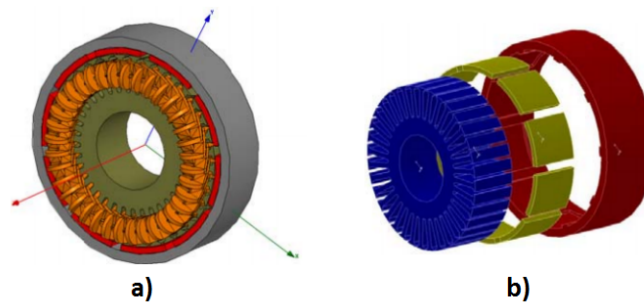


Figura 2.10: Gerador de ímãs permanentes de fluxo radial com rotor externo. a) Vista Compacta, b) Vista Explodida.

Experimentalmente comprovou-se que, com uma carga terminal, os picos de tensão de fase são similares para os dois tipos, mas com o rotor interno são produzidas maiores correntes no estator [56]. Submetido ao ensaio em vazio, a densidade de fluxo magnético no entreferro gerada com o rotor interno é maior. Para uma certa velocidade e sem a utilização de uma caixa de transmissão, o torque e a potência de saída com o rotor interior é maior, e nesse caso, o gerador tem uma eficiência maior.

## b) Geradores Síncronos de Ímãs Permanentes de Fluxo Axial

Geralmente as máquinas de fluxo axial são menores do que as máquinas de fluxo radial. Para um melhor desempenho, o rotor está entre duas estruturas que compõem o estator ou vice-versa.

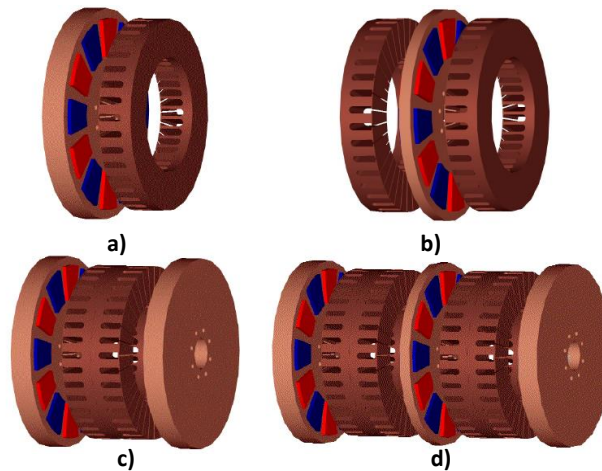


Figura 2.11: Configuração de Máquina de Fluxo Axial. a) Rotor simples - estator simples. b) Rotor Simples - dois estatores. c) Dois rotores - estator simples. d) Estrutura multiestágio [32].

Diferente das máquinas de fluxo radial, um incremento no comprimento estará acompanhado de um maior entreferro [32]. Portanto, para aumentar a potência de um novo projeto é necessária uma nova geometria. Uma outra maneira de aumentar a potência é o aumento do número de estatores e rotores, o que incrementaria o custo. Estas máquinas demonstram superioridade em densidade de potência e reduzido volume efetivo, o que favorece a utilização dessa topologia em sistemas eólicos e hidrocínéticos. Ao mesmo tempo, uma significativa redução da parcela de perdas no núcleo ferromagnético, proporciona um valor de eficiência superior.

### c) Geradores de Fluxo Transversal-Longitudinal

Nas máquinas de fluxo transversal o caminho do fluxo magnético é perpendicular à direção da rotação do rotor. Além do processo de fabricação relativamente complexo, uma desvantagem dos geradores de ímãs permanentes de fluxo transversal é um fluxo de dispersão alta, que resulta em um baixo fator de potência. Reduzir o fluxo de dispersão inclui diminuir o número de pólos, o que afeta negativamente a tensão elétrica fornecida [32] [15].

Em comparação com as máquinas de fluxo longitudinal, os geradores de fluxo transversal possuem uma maior densidade de campo magnético, menores perdas no cobre e menor complexidade na montagem dos enrolamentos. Por outro lado, a densidade de corrente de uma máquina de ímãs permanentes de fluxo transversal pode atingir valores até dez vezes superiores que a densidade de corrente em uma máquina de fluxo longitudinal, assim como uma tensão também elevada [11].



## 2.2 Modelo de Rotor Hidrocinético

Neste trabalho, a turbina hidrocinética considerada é de eixo horizontal e de fluxo axial com as pás na forma de hélices. Para tal configuração, a potência extraída por uma turbina hidrocinética é definida pela seguinte expressão [60] :

$$P_{mec} = \frac{1}{2} \rho \pi r^2 v^3 C_p(\beta, \lambda), \quad (2.1)$$

e o torque mecânico gerado pelas pás da turbina em (N.m) é:

$$T_{mec} = \frac{P_{mec}}{\omega_{tur}}, \quad (2.2)$$

em que  $\rho$  é a densidade da água ( $1000 \text{ kg/m}^3$ ),  $r$  é o raio das pás (m),  $v$  é a velocidade de corrente (m/s),  $C_p$  é o coeficiente de potência e  $\omega_{tur}$  é a velocidade rotacional da turbina (rad/s).

O coeficiente de potência é um grupo adimensional que depende fortemente da razão de velocidade de ponta de pá  $\lambda$  e da geometria da pá do rotor e fracamente do número de Reynolds do escoamento, em relação ao diâmetro do rotor, isto é  $C_p = C_p(\lambda, Re_D)$ . Como essa dependência com o número de Reynolds é fraca, em geral é possível gerar relações do tipo  $C_p = C_p(\lambda)$  para um dado rotor.

Por outro lado, quando a potência mecânica de entrada ultrapassa o valor nominal de projeto, uma estratégia para limitar a extração de potência consiste em variar o ângulo de passo da turbina  $\beta$  de tal forma que a turbina recebe uma quantidade menor de fluxo de água. Porém, assim como em outros documentos [3], [60], neste trabalho o coeficiente de potência será considerado como uma variável dependente apenas da componente  $\lambda$  segundo a equação 2.3, que corresponde à turbina HTUC do projeto TUCUNARÉ : "Turbinas hidráulicas hidrocinéticas para o aproveitamento do potencial remanescente em usinas hidrelétricas", desenvolvido pela empresa ELETRONORTE em parceria com o Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Brasília.

$$C_p = 0.0006\lambda^4 - 0.0091\lambda^3 + 0.0191\lambda^2 + 0.1506\lambda - 0.108 \quad (2.3)$$

sendo  $\lambda$  definido pela expressão :

$$\lambda = \frac{r\omega_{tur}}{v} \quad (2.4)$$

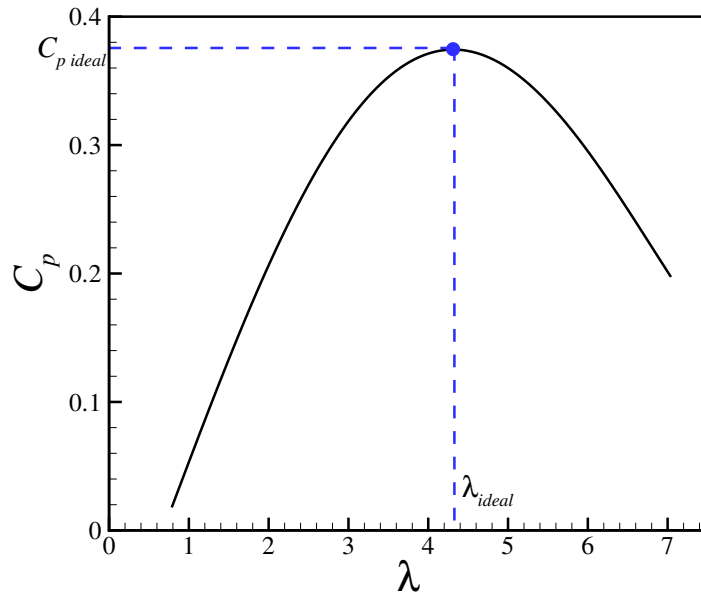


Figura 2.12: Coeficiente de Potência

Para um rotor hidrocínético de 5 m de raio, a potência convertida pela turbina em relação à rotação da turbina está definida na Figura 2.13, onde a linha azul pontilhada, que atravessa as linhas de potência, representa a máxima potência para cada velocidade do rio.

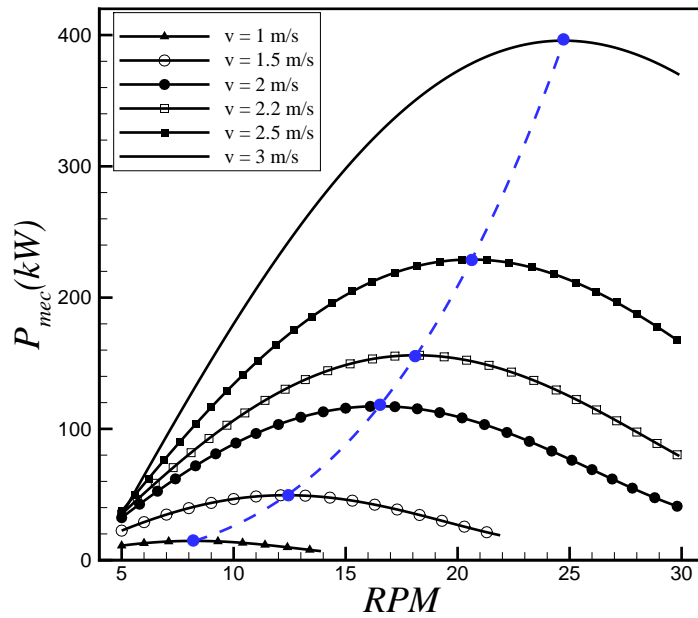


Figura 2.13: Potência Mecânica Aproveitável para diferentes velocidades de rio

A figura 2.14 introduz neste trabalho os conceitos de velocidade mínima, velocidade máxima, zona morta, zona de otimização e zona de limitação [5] :

- A zona morta (região I) corresponde às velocidades que não conseguem colocar em funcionamento o sistema. Portanto, ela determina qual o valor da velocidade mínima do rio necessária para a turbina hidrocinética começar a operar.
- A zona de otimização (região II) representa a operação normal da turbina, onde se torna possível colocar como objetivo a maximização da conversão de potência mecânica.
- Por último, na zona de limitação (região III), a preocupação é a integridade mecânica do sistema. Portanto deseja-se que a potência nominal não supere o valor nominal previsto para a velocidade máxima projetada. Para isso, o ângulo de passo das pás pode ser alterado ou eventualmente pode-se optar por freiar a turbina.

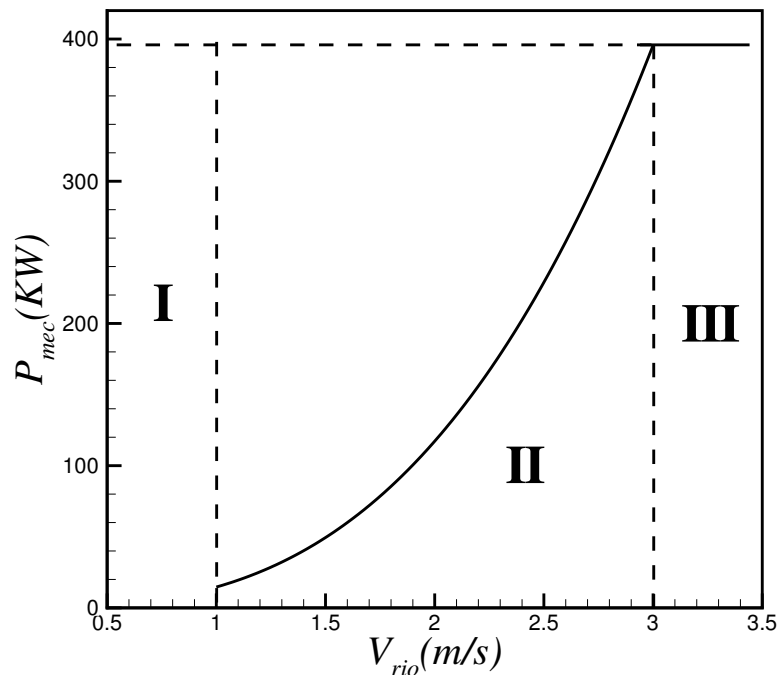


Figura 2.14: Zonas de Funcionamento da Turbina Hidrocinética HTUC

## 2.3 Modelo de Sistema Mecânico de Transmissão

Para a análise do comportamento de uma máquina elétrica rotativa diante da variação de correntes de rio e cargas terminais, a principal grandeza para se avaliar é a posição angular da máquina. A

relação entre a diferença dos torques, mecânico e elétrico, e a posição angular é resultado de um balanço de quantidade de movimento angular, como a expressão 2.5 mostra:

$$T_a = J \frac{d^2\theta}{dt^2} = J \frac{d\omega}{dt}, \quad (2.5)$$

onde  $T_a$  é o conjugado acelerante em  $N.m$  resultado de um desbalance entre o torque mecânico da turbina e o torque eletromagnético do gerador,  $J$  é o momento de inércia combinado entre o gerador e a turbina em  $kg.m^2$ ,  $\theta$  é o ângulo mecânico do eixo em  $rad$  em relação a uma referência fixa,  $t$  é o tempo em *segundos* e  $\omega$  é a rotação angular em  $rad/s$ .

Para o caso de uma máquina operando como gerador, o conjugado acelerante é positivo quando o conjugado mecânico da turbina  $T_{mec}$  é maior que o conjugado eletromagnético do gerador  $T_{em}$ , que se comporta como freio, segundo a expressão 2.6:

$$T_a = T_{mec} - T_{em}, \quad (2.6)$$

Em regime permanente, o conjugado elétrico é igual ao mecânico e o gerador funciona com aceleração nula e velocidade constante. Finalmente, devido às rotações muito baixas obtidas com correntes de rio, o objetivo de aproximar o gerador da sua rotação nominal, cujo valor pode ser muito superior ao da turbina, só pode ser atingido com a inclusão de uma caixa de multiplicação. Assim, o sistema mecânico de transmissão pode ser modelado como um sistema rígido, de acordo com a equação 2.7:

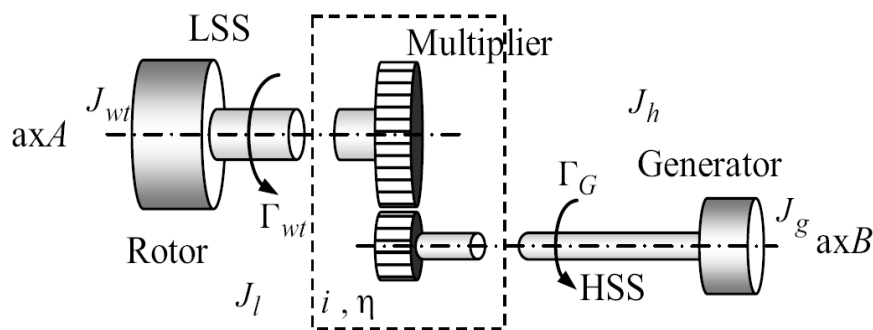


Figura 2.15: Sistema mecânico de transmissão rígido

$$J_h \frac{d\omega_h}{dt} = \frac{\eta_{ct}}{i_t} T_{mec} - T_{em}, \quad (2.7)$$

onde

$$\omega_h = i_t \cdot \omega_{tur}, \quad (2.8)$$

em que  $i_t$  é a relação de transmissão,  $\eta$  é a eficiência da caixa de transmissão,  $\omega_h$  é a velocidade rotacional do lado do gerador em rad/s,  $\omega_{tur}$  é a velocidade rotacional do lado da turbina em rad/s e  $J_h$  é o momento de inércia do lado do gerador em  $kg.m^2$ , definida por sua vez pela expressão 2.9:

$$J_h = J_{turbina} \frac{\eta_{ct}}{i_t^2} + J_{gerador}, \quad (2.9)$$

em que  $J_{turbina}$  e  $J_{gerador}$  correspondem aos momentos de inércia da turbina e do gerador ( $kg.m^2$ ).

## 2.4 Modelagem do Gerador Síncrono de Ímãs Permanentes

A metodologia para obter o modelo matemático final consiste em apresentar os conceitos básicos de eletromagnetismo, observar como eles são aplicados na modelagem clássica de geradores síncronos trifásicos de pólos salientes [29], utilizados em usinas hidrelétricas convencionais, adaptar tal formulação aos geradores com rotor composto por ímãs permanentes e progredir para a inclusão de uma carga isolada conectada ao gerador.

### 2.4.1 Fundamentos de eletromagnetismo em máquinas elétricas rotativas

Deve ser lembrado que uma corrente  $i$  em amperes (A), atravessando um condutor de  $N$  voltas em torno de um circuito magnético, gera uma força magnetomotriz  $FMM$ , em ampère-espira, definida como

$$FMM = Ni. \quad (2.10)$$

O fluxo magnético  $\Phi$  em webers (Wb) devido a esta força magnetomotriz é:

$$\Phi = \wp FMM = \wp Ni = \frac{Ni}{\mathfrak{R}}, \quad (2.11)$$

em que  $\wp$  é a permeância magnética em webers por ampère-espira (Wb/A-espira) e  $\mathfrak{R}$  é a relutância magnética em ampere-volta/weber (A-volta/Wb). As linhas do fluxo magnético, produzido pela corrente que percorre o enrolamento, formam caminhos fechados. Cada linha de fluxo que passa por todo o enrolamento concatena a corrente  $N$  vezes. Se todas as linhas se concatenam com todas as espiras, o fluxo magnético concatenado é igual a

$$\Psi = N\Phi = \frac{N^2 i}{\mathfrak{R}}. \quad (2.12)$$

Por outro lado, a indutância pode ser definida como a propriedade de um elemento do circuito pela qual a energia pode ser armazenada em um campo de fluxo magnético. Consiste em um conjunto de espiras de material condutor elétrico ao redor de um material ferromagnético cuja função é concentrar as linhas de campo magnético induzido pela corrente que esta a percorrer a bobina. Para meios com permeabilidade constante, como o ar, a indutância  $L$  em henrios (H) é, em cada instante, a razão entre o fluxo concatenado total e a corrente  $i$

$$L = \frac{\Psi}{i}. \quad (2.13)$$

Utilizando as equações 2.12 e 2.13, pode ser obtido que a relação da indutância e a relutância do meio é inversa, na forma

$$L = \frac{N^2}{\mathfrak{R}}, \quad (2.14)$$

Por sua vez, a relutância é uma medida da oposição que um meio oferece à existência e concentração das linhas de campo magnético e está definida na equação 2.15

$$\mathfrak{R} = \frac{l}{\mu A}, \quad (2.15)$$

em que  $\mathfrak{R}$  é a relutância magnética em Ae/Wb (ampère-espira por weber),  $l$  é o comprimento médio do caminho magnético das linhas de campo magnético em m (metros), ou seja, o entreferro existente entre o rotor e o estator,  $\mu$  e a permeabilidade magnética do meio em wb/Am (weber por ampère-metro) que é a medida da facilidade com que as linhas de campo podem atravessá-lo e  $A$  é a área da seção transversal em  $m^2$  (metros quadrados). Na equação 2.15, pode ser visto que a dificuldade para um fluxo magnético atravessar um meio é diretamente proporcional ao entreferro.

A Lei de Faraday da indução eletromagnética estabelece que uma força eletromotriz aparece em um circuito devido à variação de um fluxo magnético nesse mesmo circuito. Faraday observou que a intensidade da força eletromotriz é cada vez maior quanto mais rápido ocorrer a variação de fluxo magnético

$$\varepsilon = \frac{d\Psi}{dt} \quad (2.16)$$

A variação do fluxo magnético pode ser ocasionada pela variação de corrente no circuito considerado, pela variação da corrente em outro circuito, pela deformação do circuito, pelo movimento relativo de um circuito em relação a outro ou pelo movimento relativo de materiais magnéticos em relação ao circuito.

Por outro lado, geralmente, a indutância é apresentada com valor constante, porém, como resultado do movimento relativo linear ou rotacional entre partes do circuito magnético, essa indutância pode ser variável. No caso dos geradores, a indutância se torna uma função do tipo:

$$L = L(\theta), \quad (2.17)$$

em que  $\theta$  é o ângulo do rotor em relação a uma referência, que geralmente é adotada em algum ponto do estator. Uma vez feita esta consideração, equação 2.13 em equação 2.16, a tensão induzida em um enrolamento está definida pela expressão 2.18:

$$\varepsilon = \frac{d\Psi}{dt} = L \frac{di}{dt} + i \frac{dL}{dt}. \quad (2.18)$$

Nesta expressão é observado que a tensão induzida em um enrolamento possui duas componentes. A primeira é ocasionada pela variação da corrente e a segunda devido à variação no tempo da indutância. Por tanto, uma força eletromotriz pode ser induzida por um circuito indutivo mesmo com corrente elétrica constante se a indutância sofrer variações no tempo.

Finalmente, o conjugado elétrico de uma máquina pode ser dado pela seguinte expressão geral [16]:

$$T_{em} = \frac{1}{2} [i]^T \left( \frac{\partial}{\partial \theta} [L(\theta)] \right) [i], \quad (2.19)$$

em que  $[i]$  é o vetor de correntes da máquina e  $[L(\theta)]$  a sua matriz de indutância. No caso dos geradores síncronos trifásicos convencionais, o torque eletromagnético é o resultado da interação entre as correntes dos enrolamentos do estator, que produzem um campo girante, e do campo magnético produzido nos enrolamentos de campo do rotor.

Pode ser visto que o torque eletromagnético do gerador é função de todas as correntes que circulam na máquina. Para o caso de sistemas de geração ligados à rede convencional, estas correntes dependem das condições do sistema no qual a máquina está ligada. Já para sistemas isolados, essas correntes dependem da carga conectada nos terminais do gerador, assim como da disponibilidade do recurso hídrico que, no caso de sistemas hidrocínicos, não pode ser facilmente controlado, diferente das centrais hidrelétricas que podem controlar a potência de entrada através de comportas. Além disso, visto que o conjugado é função da matriz de indutância, ele é também função do carregamento magnético da máquina, ou seja, da sua saturação.

## 2.4.2 Abordagem da Modelagem de Geradores Síncronos Convencionais

Os geradores síncronos convencionais são utilizados em usinas hidrelétricas e estão compostos principalmente pelo estator, que é uma estrutura fixa onde estão localizados três enrolamentos separados fisicamente e eletricamente defasados  $120^\circ$ , produzindo uma tensão trifásica alternada e pelo rotor onde é criado um campo eletromagnético devido à corrente, fornecida por uma fonte de tensão DC, que percorre o enrolamento instalado nele.

Quando o eixo do rotor do gerador gira, os pólos do rotor produzem um campo magnético rotativo com a mesma velocidade angular das pás da turbina, sempre que o acoplamento entre a turbina e o gerador seja direto. Com a rotação do rotor, o fluxo magnético girante criado induz periodicamente em cada enrolamento do estator uma força eletromotriz e, portanto, uma corrente elétrica. A tensão induzida nos enrolamentos do estator é função da intensidade do campo magnético determinada pela corrente de campo, a velocidade angular do rotor e o número de voltas dos enrolamentos.

Os geradores síncronos de pólos salientes são assim denominados porque o rotor tem uma estrutura polar variável. A figura 2.16 representa um gerador com apenas um par de pólos e, portanto, dois eixos de simetria magnética, de tal forma que o entreferro atinge seus valores mínimo e máximo periodicamente. De acordo com o que foi explicado anteriormente, a relutância é mínima no eixo que apresenta as expansões polares do rotor onde o entreferro é mínimo, e seu valor máximo está no eixo em quadratura onde o entreferro é máximo.

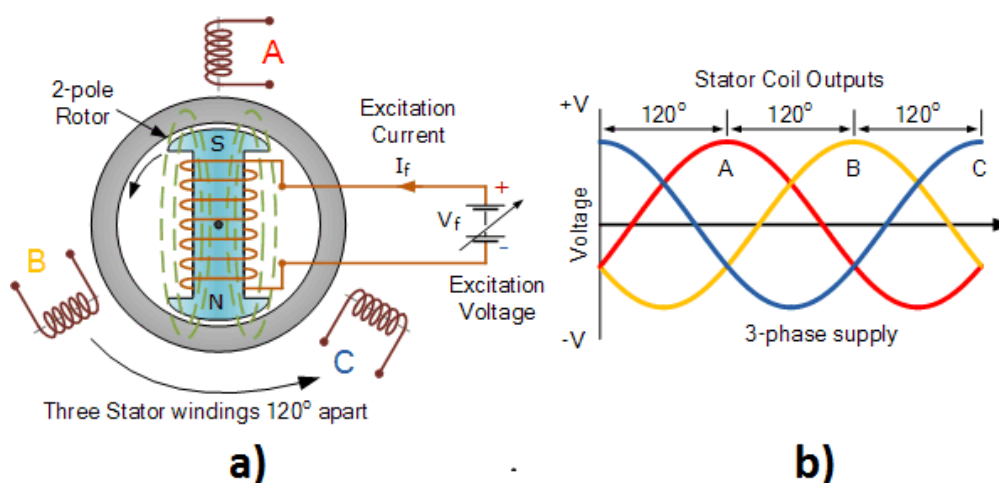


Figura 2.16: Gerador síncrono de pólos salientes. a) Representação dos enrolamentos, b) Tensão induzida periodicamente

Para desenvolver o modelo algumas considerações são feitas. Em primeiro lugar o enrolamento trifásico do estator é assumido ser simétrico, o que significa que todas as fases devem ter o mesmo



número de espiras, a mesma resistência e produzirem as mesmas forças eletromotrizes. Para gerar uma tensão trifásica sinusoidal ideal, cada um dos enrolamentos está distribuído sinusoidalmente pelo estator, isto quer dizer que estão distribuídos fisicamente com um ângulo de  $120^\circ$  entre si.

Por outro lado a capacitância dos enrolamentos, que é a capacidade de armazenar energia em campos elétricos, é desprezível e, devido a abordagem deste trabalho não incluir a qualidade da energia elétrica, será considerado que a mudança no valor da indutância nos enrolamentos do estator devido à posição do rotor é sinusoidal e não contém harmônicas.

Também será considerado que as ranhuras não ocasionam uma variação apreciável nas indutâncias do rotor com a posição do rotor e que as perdas por histerese são desprezíveis. Estas duas considerações são fruto da comparação com resultados experimentais [29]. Finalmente, os circuitos magnéticos são lineares (não saturados) e os valores de indutância não dependem da corrente, o que possibilita utilizar a equação 2.13. Com a saturação magnética desprezada, os circuitos acoplados se tornam lineares, o que permite utilizar o princípio da superposição.

A última consideração feita é importante, pois a energia elétrica produzida pelas máquinas elétricas rotativas é resultado da corrente que percorre todos os enrolamentos e do efeito que o fluxo magnético induzido, em cada um deles, tem sobre os outros. Isto ocorre pois quando dois indutores estão próximos, o fluxo magnético, causado pela corrente em uma bobina, induz uma tensão na outra bobina, o que é denominado de *indutância mútua*, ocasionando a existência dos *circuitos magneticamente acoplados*.

Considerando os circuitos lineares, o fluxo concatenado total em três enrolamentos com indutâncias próprias  $L_{11}$ ,  $L_{22}$  e  $L_{33}$  percorridas pelas correntes  $i_1$ ,  $i_2$  e  $i_3$ , magneticamente acoplados, devido às indutâncias mútuas,  $L_{12}$ ,  $L_{13}$  e  $L_{23}$ , está definido como:

$$\Psi_1 = L_{11}i_1 + L_{12}i_2 + L_{13}i_3, \quad (2.20)$$

$$\Psi_2 = L_{21}i_1 + L_{22}i_2 + L_{23}i_3, \quad (2.21)$$

$$\Psi_3 = L_{31}i_1 + L_{32}i_2 + L_{33}i_3, \quad (2.22)$$

em que a indutância  $L_{12}$  é definida como o efeito da indutância  $L_1$  sobre a indutância  $L_2$ .

Matematicamente, o gerador síncrono pode ser representado por seis enrolamentos acoplados magneticamente. Três *enrolamentos de fase* no estator que serão representados pelos índices maiúsculos "A", "B" e "C"; um *enrolamento de campo* localizado no rotor representado pelo índice minúsculo

"f", e dois enrolamentos amortecedores localizados também no rotor, representados pelos índices maiúsculos "D" e "Q", como mostrado na figura 2.17:

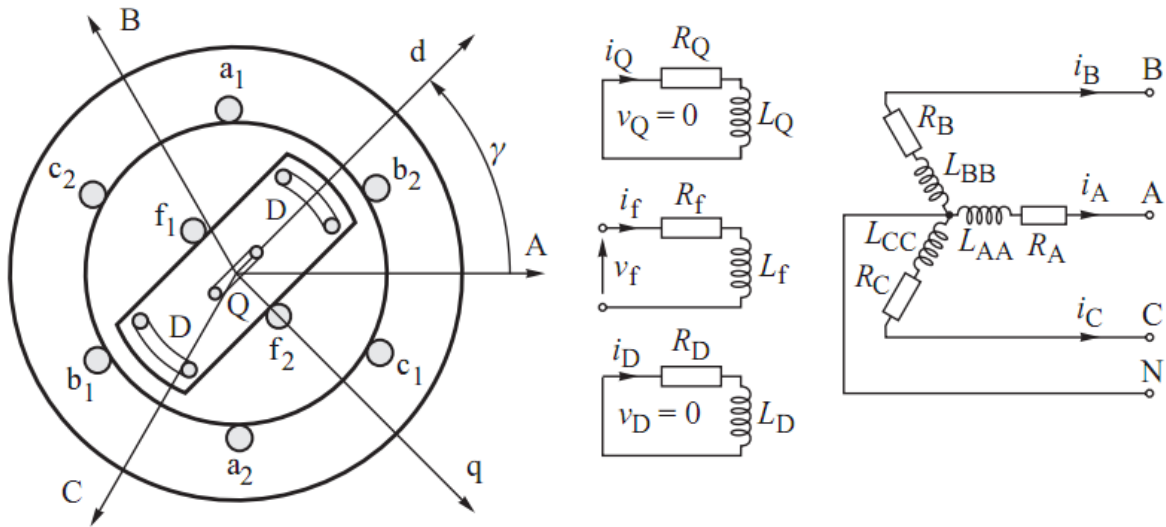


Figura 2.17: Representação dos enrolamentos do gerador síncrono de pólos salientes

### Fluxos Concatenados tomando o Estator como Referência

Com base na equação 2.20, obtida a partir dos conceitos de fluxos magneticamente acoplados e indutâncias próprias e mútuas, a formulação para os fluxos concatenados de uma máquina síncrona de pólos salientes é definida matricialmente como:

$$\begin{bmatrix} \Psi_A \\ \Psi_B \\ \Psi_C \\ \text{---} \\ \Psi_f \\ \Psi_D \\ \Psi_Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{AA} & L_{AB} & L_{AC} & | & L_{Af} & L_{AD} & L_{AQ} \\ L_{BA} & L_{BB} & L_{BC} & | & L_{Bf} & L_{BD} & L_{BQ} \\ L_{CA} & L_{CB} & L_{CC} & | & L_{Cf} & L_{CD} & L_{CQ} \\ \text{---} & \text{---} & \text{---} & | & \text{---} & \text{---} & \text{---} \\ L_{fA} & L_{fB} & L_{fC} & | & L_{ff} & L_{fD} & L_{fQ} \\ L_{DA} & L_{DB} & L_{DC} & | & L_{Df} & L_{DD} & L_{DQ} \\ L_{QA} & L_{QB} & L_{QC} & | & L_{Qf} & L_{QD} & L_{QQ} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_A \\ i_B \\ i_C \\ \text{---} \\ i_f \\ i_D \\ i_Q \end{bmatrix}. \quad (2.23)$$

Utilizando apenas o fluxo concatenado  $\Psi_A$  e estendendo a definição aos restantes, é observado que o fluxo concatenado do enrolamento de fase A do estator, com indutância própria  $L_{AA}$ , é resultado da corrente que a percorre  $i_A$  e do fluxo magnético criado por cada uma das correntes restantes  $i_B$ ,  $i_C$ ,  $i_f$ ,  $i_D$  e  $i_Q$  percorrendo as indutâncias mútuas entre o enrolamento de fase A e os restantes  $L_{AB}$ ,  $L_{AC}$ ,  $L_{Af}$ ,  $L_{AD}$ ,  $L_{AQ}$  respectivamente.

Esta matriz de indutância pode ser dividida em quatro submatrizes, como indicam as linhas tra-

cejadas. Uma submatriz própria do estator  $L_S$ , que inclui as indutâncias próprias e mútuas do estator, uma do rotor  $L_R$  que inclui as indutâncias próprias e mutuas do rotor, e duas mútuas entre estator e rotor  $L_{SR}$  e  $L_{RS}$ . As únicas indutâncias que são independentes da posição do rotor são, obviamente, as da submatriz própria do rotor. Em forma compacta

$$\begin{bmatrix} \Psi_{ABC} \\ \Psi_{fDQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_S & L_{SR} \\ L_{SR}^T & L_R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{ABC} \\ i_{fDQ} \end{bmatrix}. \quad (2.24)$$

### Indutâncias Próprias do Estator

A submatriz própria do estator é constante no caso particular de uma máquina de pólos lisos. No caso dos geradores síncronos, com pólos salientes, a indutância própria de cada enrolamento depende do cosseno do ângulo da posição do rotor em relação ao eixo magnético da fase [16], na forma:

$$L_{AA} = L_s + \Delta L_s \cos(2\theta), \quad (2.25)$$

$$L_{BB} = L_s + \Delta L_s \cos(2\theta - 2\pi/3), \quad (2.26)$$

$$L_{CC} = L_s + \Delta L_s \cos(2\theta + 2\pi/3), \quad (2.27)$$

em que  $L_s$  é a componente média da indutância própria devido ao fluxo concatenado atravessando o entreferro e  $\Delta L_s$  é a variação periódica da indutância do enrolamento de fase do estator. Por outro lado,  $\theta$  é a distância angular entre o eixo magnético da fase A e o eixo do rotor, que será chamado de *eixo direto* representado pelo índice "d", como aparece na figura 2.17.

Portanto, a indutância é função do dobro da velocidade de rotação do rotor em relação ao estator. Esta expressão é obtida sabendo que a indutância própria de uma bobina é proporcional ao quadrado do número de espiras e inversamente proporcional à relutância do circuito magnético, conforme a equação 2.14. Como foi mencionado anteriormente, a relutância do circuito magnético percebido pelo enrolamento de fase A depende da posição do rotor, mas é independente da polaridade do rotor. Da mesma forma, para os outros enrolamentos do estator, obtém-se a indutância própria usando a defasagem de  $2\pi/3$  do eixo magnético de "A" em relação ao eixo magnético de "B" e "C".

### Indutâncias Mútuas do Estator

As indutâncias mútuas entre os enrolamentos do estator também dependem do cosseno do dobro

do ângulo entre o rotor e o estator [31], na forma:

$$L_{AB} = L_{BA} = -M_s - \Delta L_S \cos 2(\theta + \pi/6), \quad (2.28)$$

$$L_{BC} = L_{CB} = -M_s - \Delta L_S \cos 2(\theta - \pi/2), \quad (2.29)$$

$$L_{CA} = L_{AC} = -M_s - \Delta L_S \cos 2(\theta + 5\pi/6), \quad (2.30)$$

em que  $M_s$  é o valor mínimo de indutância mútua do estator. Afirmar que  $L_{AB} = L_{BA}$  é resultado de considerar que o fluxo magnético do enrolamento  $A$  afeta ao enrolamento  $B$  na mesma proporção que o enrolamento  $B$  afeta o enrolamento  $A$ . Portanto, a matriz de indutâncias do estator é simétrica, deixando as duas submatrizes próprias do estator e do rotor completamente definidas.

### Indutâncias Mútuas entre o Rotor e o Estator

A relação entre o fluxo produzido na fase  $A$ ,  $B$  e  $C$  devido a uma corrente contínua  $f$  no enrolamento de campo depende, evidentemente, da posição do rotor e estão definidas pelas expressões:

$$L_{Af} = L_{fA} = M_f \cos \theta, \quad (2.31)$$

$$L_{Bf} = L_{fB} = M_f \cos(\theta - 2\pi/3), \quad (2.32)$$

$$L_{Cf} = L_{fC} = M_f \cos(\theta + 2\pi/3), \quad (2.33)$$

em que  $M_f$  é a indutância mútua entre o enrolamento de campo  $f$  e os enrolamentos de fase do estator. Fazendo as mesmas considerações para os enrolamentos amortecedores de eixo direto  $D$  e de eixo em quadratura  $Q$ , pode-se definir as indutâncias mútuas entre tais enrolamentos amortecedores e os enrolamentos do estator como

$$L_{AD} = L_{DA} = M_D \cos \theta, \quad (2.34)$$

$$L_{BD} = L_{DB} = M_D \cos(\theta - 2\pi/3), \quad (2.35)$$

$$L_{CD} = L_{DC} = M_D \cos(\theta + 2\pi/3), \quad (2.36)$$

$$L_{AQ} = L_{QA} = M_Q \sin \theta, \quad (2.37)$$

$$L_{BQ} = L_{QB} = M_Q \sin(\theta - 2\pi/3), \quad (2.38)$$

$$L_{CQ} = L_{QC} = M_Q \sin(\theta + 2\pi/3). \quad (2.39)$$

## Indutâncias Próprias e Mútuas do Rotor

As indutâncias próprias e mútuas dos enrolamentos do rotor  $f$ ,  $D$ ,  $Q$  são constantes e não dependem da sua posição, tais que:

$$L_{ff} = L_f, \quad (2.40)$$

$$L_{DD} = L_D, \quad (2.41)$$

$$L_{QQ} = L_Q. \quad (2.42)$$

Entretanto, uma vez que os enrolamentos dos eixos fictícios  $d$  e  $q$  são ortogonais, as suas indutâncias mútuas são nulas [31].

$$L_{fD} = L_{Df} = M_R, \quad (2.43)$$

$$L_{fQ} = L_{Qf} = 0, \quad (2.44)$$

$$L_{DQ} = L_{QD} = 0. \quad (2.45)$$

Até este momento, todos os fluxos magnéticos e indutâncias próprias e mútuas foram definidos. Tal como foi mostrado previamente a indutância pode sofrer variações no tempo quando existe o movimento relativo entre partes de todo o circuito magnético. As formulações feitas mostram como as indutâncias, que dependem no tempo do ângulo  $\theta$  do rotor, levam as equações que descrevem as tensões e correntes nos enrolamentos no estator a se tornarem equações diferenciais com coeficientes periódicos, ou seja, sem solução analítica.

O ponto de partida da solução para este problema é perceber que o termo "ângulo do rotor  $\theta$ " é apenas a consequência de utilizar o estator como referência por ser uma estrutura fixa. Portanto, uma reformulação matemática que possa representar fielmente as grandezas elétricas do gerador, utilizando o rotor como referência, eliminaria a existência desse ângulo e a dependência das indutâncias em relação à saliência do rotor, o que simplificaria o modelo matemático. Isto significa que um conjunto de correntes, tensões e fluxos concatenados fictícios poderiam ser definidas em função das correntes, tensões e fluxos concatenados reais. Portanto, as equações estarão em função das novas variáveis.

A Teoria das Duas Reações [8] propõe que a força magnetomotriz induzida nos terminais do estator seja decomposta em duas componentes ortogonais, conhecidas na Teoria Generalizada das Máquinas Síncronas Trifásicas como eixo direto ou longitudinal  $d$ , e eixo em quadratura ou transversal  $q$ , que são obtidos através de uma transformação matemática adequada. A ortogonalidade entre tais

componentes eliminaria os coeficientes de indução mútua. A transformação que torna possível a representação das grandezas correspondentes aos enrolamentos trifásicos em dois eixos magnéticos girantes, defasados em  $90^\circ$  e referenciados ao rotor, é a *Transformação de Park*.

A transformada de Park permite obter valores trifásicos de um sistema de referência fixo de uma grandeza expressada em um sistema de referência ortonormal giratório, conhecendo o ângulo de defasagem entre os sistemas. A transformada inversa permite fazer o contrário. Se existe um sistema ortonormal com eixo de referencia fixo, e a defasagem é conhecida, pode ser obtido o sistema com eixo de referencia giratório.

Considerando que o circuito do estator trifásico *balanceado*, ou seja, que a somatória das correntes no estator seja nula,  $i_A + i_B + i_C = 0$ , a coordenada  $i_0$  conhecida como "componente de sequência zero ou homopolar", será nula. Isso torna sua presença importante apenas para completar o sistema a ser matematicamente transformado mas sem ter nenhum impacto real. Dessa forma, as correntes de fase do estator  $i_A$ ,  $i_B$  e  $i_C$  serão expressadas primeiramente em função das novas componentes fictícias  $i_d$ ,  $i_q$  e  $i_0$ , tais que

$$i_A = i_d \cos \theta - i_q \sin \theta + i_0, \quad (2.46)$$

$$i_B = i_d \cos(\theta - 2\pi/3) - i_q \sin(\theta - 2\pi/3) + i_0, \quad (2.47)$$

$$i_C = i_d \cos(\theta + 2\pi/3) - i_q \sin(\theta + 2\pi/3) + i_0. \quad (2.48)$$

Substituições similares são feitas para as tensões e os fluxos concatenados na armadura. Por sua vez, naturalmente estas substituições não são aplicadas aos enrolamentos no rotor pois este será a nova referência. Utilizando a transformada inversa podem ser definidas as equações para os vetores das correntes referenciados nos eixos "d" e "q" do rotor, na forma:

$$i_d = \beta_d [i_A \cos \theta + i_B \cos(\theta - 2\pi/3) + i_C \cos(\theta + 2\pi/3)], \quad (2.49)$$

$$i_q = \beta_q [i_A \sin \theta + i_B \sin(\theta - 2\pi/3) + i_C \sin(\theta + 2\pi/3)], \quad (2.50)$$

$$i_0 = \beta_0 (i_A + i_B + i_C), \quad (2.51)$$

onde  $\beta_d$ ,  $\beta_q$  e  $\beta_0$  são coeficientes não nulos arbitrários. Representado na forma matricial:

$$\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \beta_d \cos \theta & \beta_d \cos(\theta - 120) & \beta_d \cos(\theta + 120) \\ \beta_q \sin \theta & \beta_q \sin(\theta - 120) & \beta_q \sin(\theta + 120) \\ \beta_0 & \beta_0 & \beta_0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_A \\ i_B \\ i_C \end{bmatrix}, \quad (2.52)$$

ou na forma compacta :

$$i_{dq0} = P i_{ABC}, \quad (2.53)$$

em que a matriz P (Transformação de Park) é não singular e a transformada inversa é unicamente determinada por :

$$i_{dq0} = P^{-1} i_{ABC}. \quad (2.54)$$

Em primeiro lugar, para a determinação dos coeficientes da matriz P, as identidades trigonométricas, que foram utilizadas para obter a Transformada de Park, são mostradas a seguir [27]:

$$\cos^2\theta + \cos^2(\theta - 2\pi/3) + \cos^2(\theta + 2\pi/3) = \frac{3}{2} \quad (2.55)$$

$$\sin^2\theta + \sin^2(\theta - 2\pi/3) + \sin^2(\theta + 2\pi/3) = \frac{3}{2} \quad (2.56)$$

$$\sin\theta\cos\theta + \sin(\theta - 2\pi/3)\cos(\theta - 2\pi/3) + \sin(\theta + 2\pi/3)\cos(\theta - 2\pi/3) = 0 \quad (2.57)$$

$$\cos\theta + \cos(\theta - 2\pi/3) + \cos(\theta + 2\pi/3) = 0 \quad (2.58)$$

$$\sin\theta + \sin(\theta - 2\pi/3) + \sin(\theta + 2\pi/3) = 0 \quad (2.59)$$

Para obter o coeficiente  $\beta_d$  de  $i_d$ , deve-se multiplicar a equação de  $i_A$  por  $\cos\theta$ , a equação de  $i_B$  por  $\cos(\theta - 2\pi/3)$  e a equação de  $i_C$  por  $\cos(\theta + 2\pi/3)$ . Já para determinar o coeficiente  $\beta_q$  da corrente  $i_q$ , deve-se multiplicar a equação de  $i_A$  por  $\sin\theta$ , a equação de  $i_B$  por  $\sin(\theta - 2\pi/3)$  e a equação de  $i_C$  por  $\sin(\theta + 2\pi/3)$ . Para obter  $i_0$  basta somar as equações das correntes  $i_A$ ,  $i_B$  e  $i_C$ . Com estas diretrizes os coeficientes da matriz de Park são :

$$\beta_d=2/3, \beta_q = -2/3, \beta_0=1/3,$$

com estes coeficientes a Transformada de Park está definida como:

$$P = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos\theta & \cos(\theta - 120^\circ) & \cos(\theta + 120^\circ) \\ -\sin\theta & -\sin(\theta - 120^\circ) & -\sin(\theta + 120^\circ) \\ 1/2 & 1/2 & 1/2 \end{bmatrix}. \quad (2.60)$$

Com a escolha destes coeficientes é garantido que  $P^{-1} = P^T$  tornando-a uma matriz ortogonal, então  $PP^T = 1$ . Esta transformação ortogonal será necessária para que a potência calculada nas coordenadas ABC e dq0 sejam iguais.

A transformada inversa devolve os valores reais das correntes  $i_a, i_b, i_c$

$$\begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\theta & -\sin\theta & 1/2 \\ \cos(\theta - 2\pi/3) & -\sin(\theta - 2\pi/3) & 1/2 \\ \cos(\theta + 2\pi/3) & -\sin(\theta + 2\pi/3) & 1/2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_0 \end{bmatrix}. \quad (2.61)$$

A mesma transformação se aplica aos fasores de tensão do estator e fluxo concatenado. Entretanto, as correntes, as tensões e os fluxos concatenados do rotor já estão na referência dq0 e não precisam de transformação.

$$\begin{bmatrix} i_{dq0} \\ i_{fDQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{ABC} \\ i_{fDQ} \end{bmatrix} \quad (2.62)$$

Para definir o estator como a referência utiliza-se a transformada inversa

$$\begin{bmatrix} i_{ABC} \\ i_{fDQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P^{-1} & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{dq0} \\ i_{fDQ} \end{bmatrix}. \quad (2.63)$$

Com a transformada de Park o sistema está referenciado nas coordenadas  $d$  e  $q$  e o fluxo magnético girante está agora expressado em duas componentes DC, uma delas atuando ao longo do eixo  $d$  e o outro ao longo do eixo  $q$ . Os fluxos destas componentes são produzidos por correntes percorrendo em dois enrolamentos fictícios. Lembrando que a transformada de Park não se aplica nos enrolamentos do rotor, os fluxos concatenados dos enrolamentos na referência dq0 ficam definidos como

$$\begin{bmatrix} \Psi_{dq0} \\ \Psi_{fDQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} L_S & L_{SR} \\ L_{SR}^T & L_R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} P^{-1} & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{dq0} \\ i_{fDQ} \end{bmatrix}, \quad (2.64)$$

$$\begin{bmatrix} \Psi_{dq0} \\ \Psi_{fDQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} PL_S P^{-1} & PL_{SR} \\ L_{SR}^T P^{-1} & L_R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{dq0} \\ i_{fDQ} \end{bmatrix}, \quad (2.65)$$

. Aplicando transformação nas indutâncias próprias e mútuas do estator  $L_S$ .

$$PL_S P^{-1} = P \begin{bmatrix} L_{AA} & L_{AB} & L_{AC} \\ L_{BA} & L_{BB} & L_{BC} \\ L_{CA} & L_{CB} & L_{CC} \end{bmatrix} P^{-1} = \begin{bmatrix} L_d & 0 & 0 \\ 0 & L_q & 0 \\ 0 & 0 & L_0 \end{bmatrix}, \quad (2.66)$$

em que [31]

$$L_d = L_S + M_S + \frac{3\Delta L_S}{2} \quad (2.67)$$

$$L_q = L_S + M_S - \frac{3\Delta L_S}{2} \quad (2.68)$$

$$L_0 = L_S - 2M_S \quad (2.69)$$



O procedimento de transformação para as indutâncias mútuas entre o estator e o rotor é realizada da mesma forma, como aparece na equação 2.70

$$PL_{SR} = P \begin{bmatrix} L_{Af} & L_{AB} & L_{AQ} \\ L_{Bf} & L_{BD} & L_{BQ} \\ L_{Cf} & M_{CB} & L_{CQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ kM_f & kM_D & 0 \\ 0 & 0 & kM_Q \end{bmatrix}, \quad (2.70)$$

onde  $k=3/2$ . Devido a que  $P^{-1} = P^T$ , a submatriz das indutâncias entre o rotor e o estator é transformada na mesma forma, conforme a equação 2.71

$$L_{SR}^T P^{-1} = L_{SR}^T P^T = (PL_{SR})^T \quad (2.71)$$

A matriz das indutâncias próprias e mútuas dos enrolamentos de rotor não muda. Como resultado das transformações feitas e uma vez garantida a ortogonalidade da matriz com a correta escolha dos coeficientes, obtemos a matriz geral dos fluxos concatenados na referência  $dq0$

$$\begin{bmatrix} \Psi_d \\ \Psi_q \\ \Psi_0 \\ \Psi_f \\ \Psi_D \\ \Psi_Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_d & 0 & 0 & kM_f & kM_D & 0 \\ 0 & L_q & 0 & 0 & 0 & kM_Q \\ 0 & 0 & L_0 & 0 & 0 & 0 \\ kM_f & 0 & 0 & L_f & L_{fD} & 0 \\ kM_D & 0 & 0 & L_{fD} & L_D & 0 \\ 0 & kM_Q & 0 & 0 & 0 & L_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_0 \\ i_f \\ i_D \\ i_Q \end{bmatrix}. \quad (2.72)$$

Desde o principio da modelagem, foi estabelecida a ortogonalidade dos eixos  $d$  e  $q$ , assim como a existência de dois enrolamentos amortecedores  $D$  e  $Q$ , correspondentes a cada um dos eixos e, posteriormente, uma componente homopolar  $0$  foi adicionada para completar o modelo, de tal forma que seu aporte seja nulo em condiciones balanceadas. A divisão adequada da matriz de indutâncias mostra estas considerações e a sua representação aparece na figura 2.18

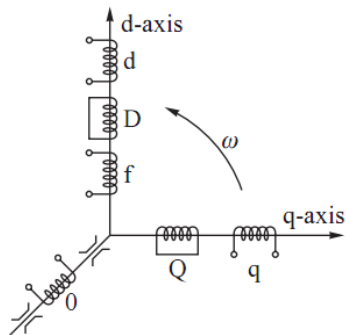


Figura 2.18: Conjunto de Enrolamentos fictícios do Gerador Síncrono

**Enrolamentos no eixo  $d$ :** o subíndice  $f$  representa o enrolamento de campo do rotor, o subíndice  $D$  representa o enrolamento amortecedor do rotor, o subíndice  $d$  denota o enrolamento fictício de eixo direto e representa o efeito dos enrolamentos do estator trifásico no eixo  $d$  no rotor, como mostra a equação 2.73

$$\begin{bmatrix} \Psi_d \\ \Psi_f \\ \Psi_D \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_d & kM_f & kM_D \\ kM_f & L_f & L_{fD} \\ kM_D & L_{fD} & L_D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_f \\ i_D \end{bmatrix}. \quad (2.73)$$

**Enrolamentos no eixo  $q$ :** o subíndice  $Q$  corresponde ao enrolamento amortecedor do eixo  $q$ . O subíndice  $q$  denota o enrolamento fictício representando o efeito do enrolamento trifásico do estator no eixo  $q$ , como mostra a equação 2.74

$$\begin{bmatrix} \Psi_q \\ \Psi_Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_q & kM_Q \\ kM_Q & L_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_q \\ i_Q \end{bmatrix}. \quad (2.74)$$

**Enrolamento Homopolar 0:** é um enrolamento único magneticamente separado dos outros. Uma vez que foram assumidas condições balanceadas, a corrente que circula por este eixo fictício será nula, o que torna esta componente desprezível fisicamente, de acordo com a equação 2.75

$$\Psi_0 = L_0 i_0. \quad (2.75)$$

Até este momento, as correntes que circulam nas fases  $A$ ,  $B$  e  $C$  foram expressadas em coordenadas  $d$ ,  $q$  e  $0$ , correspondentes aos enrolamentos fictícios do rotor, através da transformada de Park. Depois, a matriz de indutâncias original foi igualmente tratada, de tal forma que os fluxos magnéticos nos eixos fictícios do rotor possam ser determinados. Neste momento, serão analisadas as tensões geradas pelo fluxos magnéticos nos eixos  $d$ ,  $q$  e  $0$  criados pelas correntes que percorrem os enrolamentos de tais eixos.

## Tensão Elétrica

Estabelecendo que o sinal negativo significa que a máquina síncrona está atuando como gerador, as correntes são consideradas positivas quando estão "saindo" dos enrolamentos da máquina. Assim, a tensão elétrica induzida em um enrolamento com resistência  $R$ , está definida pela expressão

$$v = -Ri - \frac{d\Psi}{dt}. \quad (2.76)$$

Antes de estender esta expressão para todos os enrolamentos da máquina síncrona, é importante

saber que os enrolamentos amortecedores  $D$  e  $Q$  colocados no rotor são importantes para aumentar a estabilidade do gerador diante de correntes de curto-circuito. Nesse caso, correntes adicionais são induzidas, criando fluxos magnéticos adicionais e esses enrolamentos atuam como freio e evitam oscilações significativas no rotor.

Portanto, será considerado que os enrolamentos amortecedores não fazem nenhum aporte nas condições balanceadas estabelecidas para modelar a máquina, deixando o vetor de tensão do rotor definido apenas pela tensão no enrolamento de campo  $-v_f$ . O sinal negativo na tensão de campo é usado para levar em consideração que a corrente positiva no campo está "entrando" neste enrolamento. Desta forma, a equação matricial das tensões no estator e no rotor está definida pela equação matricial 2.77

$$\begin{bmatrix} v_A \\ v_B \\ v_C \\ -v_f \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} R_A & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & R_B & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & R_C & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & R_f & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & R_D & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & R_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_A \\ i_B \\ i_C \\ i_f \\ i_D \\ i_Q \end{bmatrix} - \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \Psi_A \\ \Psi_B \\ \Psi_C \\ \Psi_f \\ \Psi_D \\ \Psi_Q \end{bmatrix}, \quad (2.77)$$

ou mostrada na forma compacta,

$$\begin{bmatrix} v_{ABC} \\ v_{fDQ} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} R_{ABC} & 0 \\ 0 & R_{fDQ} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{ABC} \\ i_{fDQ} \end{bmatrix} - \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \Psi_{ABC} \\ \Psi_{fDQ} \end{bmatrix}, \quad (2.78)$$

aplicando a transformada inversa de Park em ambos os lados da equação,

$$\begin{bmatrix} P^{-1} & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{dq0} \\ v_{fDQ} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} R_{ABC} & 0 \\ 0 & R_{fDQ} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} P^{-1} & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{dq0} \\ i_{fDQ} \end{bmatrix} - \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} P^{-1} & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Psi_{dq0} \\ \Psi_{fDQ} \end{bmatrix}, \quad (2.79)$$

multiplicando pela Matriz de Park,

$$\begin{bmatrix} v_{dq0} \\ v_{fDQ} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} P & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} R_{ABC} & 0 \\ 0 & R_{fDQ} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} P^{-1} & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{dq0} \\ i_{fDQ} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} P & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} P^{-1} & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Psi_{dq0} \\ \Psi_{fDQ} \end{bmatrix}. \quad (2.80)$$

Se as resistências de cada fase do estator são iguais e o produto das três primeiras matrizes à direita resultam em uma matriz diagonal, então :

$$PR_{ABC}P^{-1} = R_{ABC}. \quad (2.81)$$

A matriz de transformação é função do tempo e o último termo da equação anterior deve ser calculado como a derivada do produto de duas funções :

$$\frac{d}{dt}(P^{-1}\Psi_{dq0}) = \frac{dP^{-1}}{dt}\Psi_{dq0} + P^{-1}\frac{d\Psi_{dq0}}{dt}, \quad (2.82)$$

$$P\frac{d}{dt}(P^{-1}\Psi_{dq0}) = P\frac{dP^{-1}}{dt}\Psi_{dq0} + \frac{d\Psi_{dq0}}{dt} = -\frac{dP}{dt}P^{-1}\Psi_{dq0} + \frac{d\Psi_{dq0}}{dt} \quad (2.83)$$

Calculando  $\frac{dP}{dt}$  e multiplicando por  $P^{-1} = P^T$ ,  $\frac{dP}{dt}P^{-1}$  que é :

$$\Omega = \frac{dP}{dt}P^{-1} = \omega \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}. \quad (2.84)$$

Esta é a Matriz de Rotação e é introduzida na equação das tensões dependentes da rotação. Introduzindo as últimas equações no modelo

$$\begin{bmatrix} v_{dq0} \\ v_{fDQ} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} R_{ABC} & 0 \\ 0 & R_{fDQ} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{dq0} \\ i_{fDQ} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \frac{d}{dt}\Psi_{dq0} \\ \frac{d}{dt}\Psi_{fDQ} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \Omega & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Psi_{dq0} \\ \Psi_{fDQ} \end{bmatrix}, \quad (2.85)$$

em que último termo da equação representa as forças eletromagnéticas induzidas nos enrolamentos do estator pela rotação do campo magnético. As forças eletromagnéticas estão representadas por

$$\Omega\Psi_{dq0} = \omega \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Psi_d \\ \Psi_q \\ \Psi_0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \omega\Psi_q \\ -\omega\Psi_d \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (2.86)$$

É importante observar que a força eletromotriz rotacional do eixo  $d$  é induzida pelo fluxo do eixo  $q$  e a força rotacional do eixo  $q$  é induzida pelo fluxo do eixo  $d$ . Finalmente, as tensões elétricas induzidas nos enrolamentos do estator nas coordenadas  $dq0$  estão definidas pelas equações 2.87, 2.88 e 2.89

$$v_d = -R_s i_d - \frac{d}{dt}\Psi_d + \omega\Psi_q \quad (2.87)$$

$$v_q = -R_s i_q - \frac{d}{dt}\Psi_q - \omega\Psi_d, \quad (2.88)$$

$$v_0 = -R_s i_0 - \frac{d}{dt}\Psi_0, \quad (2.89)$$

e as tensões nos enrolamentos do rotor são finalmente definidas com as expressões 2.90, 2.91 e 2.92

$$v_f = R_f i_f + \frac{d}{dt} \Psi_f, \quad (2.90)$$

$$0 = R_D i_D + \frac{d}{dt} \Psi_D, \quad (2.91)$$

$$0 = R_q i_Q + \frac{d}{dt} \Psi_Q. \quad (2.92)$$

Geralmente, as mudanças na velocidade do gerador são pequenas, portanto, o aporte do termo correspondente às taxas de variação  $d\Psi/dt$  são consideradas pequenas em comparação com as forças eletromotrizes de rotação cujos valores são próximos dos valores de tensão do gerador.

Até este momento, foram tratadas as correntes elétricas, os fluxos magnéticos criados e as tensões induzidas no estator. Neste momento as potências ativa e reativa serão definidas.

### Potência Elétrica Ativa e Reativa

A potência ativa instantânea de um gerador síncrono trifásico está definida pela equação 2.93 [29]

$$P = v_A i_A + v_B i_B + v_C i_C. \quad (2.93)$$

Uma vez que a transformada de Park é uma matriz ortogonal, a potência ativa, nas coordenadas  $dq0$ , está definida pela equação 2.94

$$P = \frac{3}{2}(v_d i_d + v_q i_q + v_0 i_0), \quad (2.94)$$

e em condições balanceadas  $i_0$  e  $v_0$  são nulos, portanto

$$P = \frac{3}{2}(v_d i_d + v_q i_q) \quad (2.95)$$

Por sua vez, a potência reativa está expressada na equação 2.96 [59]

$$Q = 3/2(v_q i_d - v_d i_q), \quad (2.96)$$

$$Q = 3/2 \left[ \left( L_d i_q \frac{di_d}{dt} - L_q i_d \frac{di_q}{dt} \right) - \omega (L_d i_d^2 + L_q i_q^2) + \omega \Psi_{PM} i_d \right]. \quad (2.97)$$

Até este momento, pode-se concluir que, para determinar o comportamento de um gerador síncrono trifásico convencional, o modelo, inicialmente em coordenadas de fase do estator, pode ser simplificado em função de duas coordenadas ortogonais e girantes, referidas ao rotor. Esta formulação está composta pela equação de correntes 2.61, pelas equações de fluxos magnéticos 2.73, 2.74 e 2.75 e de tensões elétricas 2.87 a 2.92. Agora, este modelo será modificado adequadamente para estudar os geradores síncronos trifásicos de ímãs permanentes (GSIP).

### 2.4.3 Modelagem de GSIP's na Referencia $dq0$

Para aplicar o modelo do gerador síncrono convencional aos geradores síncronos de ímãs permanentes, deve-se saber que a excitação no enrolamento do rotor é substituída pelo efeito dos ímãs permanentes, assim a equação 2.90 não será mais levada em conta. Igualmente, o efeito dos enrolamentos amortecedores é desprezível, portanto, as componentes dos eixos  $D$  e  $Q$ , nas equações 2.91 e 2.92, são desconsideradas. Por outro lado, o gerador opera em condições balanceadas e a componente homopolar 0 da equação 2.72 é omitida. Finalmente, as equações de tensão do estator, na referência  $dq$  do rotor para os geradores síncronos de ímãs permanentes, estão apenas definidas pelas equações 2.87 e 2.88, expressadas de forma matricial pela equação 2.98

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} R_s & 0 \\ 0 & R_s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \frac{d\Psi_d}{dt} \\ \frac{d\Psi_q}{dt} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \omega\Psi_q \\ -\omega\Psi_d \end{bmatrix}. \quad (2.98)$$

No primeiro termo, as correntes  $i_d$  e  $i_q$  são obtidas diretamente com a transformação de Park. Já nos termos restantes será necessário realizar uma modificação, de tal forma que o fluxo magnético, criado agora pelos ímãs permanentes, possa ser introduzido no modelo original. Uma vez que o novo modelo utiliza apenas as coordenadas  $d$  e  $q$ , as equações dos fluxos magnéticos correspondentes, definidos inicialmente através das equações 2.73, 2.74 e 2.75, são agora definidos apenas por 2.99 e 2.100

$$\begin{bmatrix} \Psi_d \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_d & kM_f \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ -i_f \end{bmatrix}, \quad (2.99)$$

$$\begin{bmatrix} \Psi_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_q \end{bmatrix}. \quad (2.100)$$

Adotando que, para um circuito gerador, as correntes que saem dos enrolamentos  $A, B$  e  $C$  do estator têm sinal positivo, a tensão gerada terá o mesmo sinal, como indicou a equação 2.77. Portanto, o rotor, que tinha o papel de induzir corrente elétrica no estator, cumpre a função de um circuito motor, assim a tensão no rotor ficou definida como  $-v_f$ . Porém, uma vez desconsiderada a equação desta componente, a corrente  $i_f$  terá agora um sinal negativo para respeitar o modelo.

Por outro lado, como indicado na equação 2.73, a corrente de campo do rotor que percorria a indutância mútua  $M_f$ , entre o enrolamento do rotor e cada fase do estator, produz uma parcela do fluxo magnético no eixo  $d$ . Introduzindo os ímãs permanentes no rotor, esta parcela será agora substituída pelo efeito dos ímãs permanentes através de uma *constante de fluxo concatenado dos ímãs permanentes*  $\Psi_{PM}$  em webers (wb), como mostra a equação 2.101

$$\begin{bmatrix} \Psi_d \\ \Psi_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_d & 0 \\ 0 & L_q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \Psi_{PM} \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (2.101)$$

Matematicamente, o fluxo concatenado no eixo direto  $d$  do rotor é resultado da corrente que percorre sua indutância menos o fluxo permanente criado pelos ímãs. Já o fluxo no enrolamento de eixo em quadratura  $L_q$  é resultado apenas da corrente  $i_q$  que o percorre. Introduzindo a equação 2.101 em 2.98, as equações de tensão para um gerador síncrono de ímãs permanentes, nas coordenadas  $dq$  do rotor, estão definidas pelas equações 2.102 e 2.103

$$v_d = -R_s i_d - L_d \frac{di_d}{dt} + \omega L_q i_q, \quad (2.102)$$

$$v_q = -R_s i_q - L_q \frac{di_q}{dt} - \omega(L_d i_d - \Psi_{PM}). \quad (2.103)$$

que produzem uma tensão eficaz por fase no estator, com magnitude

$$V_s = \frac{\sqrt{v_d^2 + v_q^2}}{\sqrt{2}} \quad (2.104)$$

Por sua vez, a potência ativa entregue na referência  $dq$ , foi determinada anteriormente como

$$P = \frac{3}{2} [v_d i_d + v_q i_q]. \quad (2.105)$$

Introduzindo as equações de tensão 2.102 e 2.103, a potência elétrica ativa de um gerador de ímãs permanentes está definida por 2.106

$$P = \frac{3}{2} [-R_s (i_d^2 + i_q^2) - \left( i_d \frac{d\Psi_d}{dt} + i_q \frac{d\Psi_q}{dt} \right) + \omega_e (\Psi_{PM} i_q - (L_d - L_q) i_q i_d)]. \quad (2.106)$$

Nesta equação, o primeiro termo representa as perdas por efeito joule na resistência do estator, uma vez que a corrente eficaz  $i_s$ , que percorre cada enrolamento do estator, está relacionada com

as correntes dos eixos ortogonais  $dq$ , como mostra a equação 2.107

$$I_s = \frac{\sqrt{(i_d^2 + i_q^2)}}{\sqrt{2}} \quad (2.107)$$

O segundo termo mostra a variação da energia armazenada nas indutâncias do gerador e o último termo representa a potência mecânica transformada em potência elétrica e, a partir desta componente, é determinado o torque eletromagnético do gerador.

### Torque Eletromagnético

O torque eletromagnético  $T_{em}$  pode ser entendido fisicamente como o fruto da tendência dos ímãs a se alinharem com o eixo da força magnetomotriz do estator. Sabendo que a rotação elétrica do gerador  $\omega_e$  é equivalente à rotação mecânica do rotor do gerador  $\omega_h$ , multiplicada pelo número de pares de pólos  $p$ , o torque eletromagnético é obtido dividindo a potência transferida no entreferro pela velocidade do rotor em rad/s, como expressam as equações 2.108

$$T_{em} = \frac{3}{2}(\Psi_q i_d - \Psi_d i_q) \frac{p\omega_h}{\omega_h}, \quad (2.108)$$

introduzindo a equação matricial 2.101, o torque eletromagnético fica expressado por 2.109

$$T_{em} = \frac{3}{2}p[\Psi_{PM}i_q - (L_d - L_q)i_q i_d], \quad (2.109)$$

onde o primeiro termo é o mais determinante devido a que representa o efeito dos ímãs permanentes, o segundo termo é denominado torque de relutância. Para um PMSG com os ímãs montados na superfície do rotor é considerado que  $L_d = L_q$  tornando o torque eletromagnético dependente apenas da corrente  $i_q$  :

$$T_{em} = \frac{3}{2}p\Psi_{PM}i_q. \quad (2.110)$$

Até agora, as tensões fornecidas foram expressadas apenas em função das suas características físicas e da rotação, o que significa que o gerador em discussão está conectado à rede. Nesta etapa, o gerador síncrono será isolado da rede, de tal forma que uma carga terminal será conectada.

#### 2.4.4 Modelo de GSIP's conectado a cargas resistivas e indutivas

A figura 2.19 mostra a nova topologia, principal alvo deste trabalho. Nesta configuração uma carga resistiva  $R_L$  e outra carga indutiva  $L_L$  são conectadas em série nos terminais do gerador.



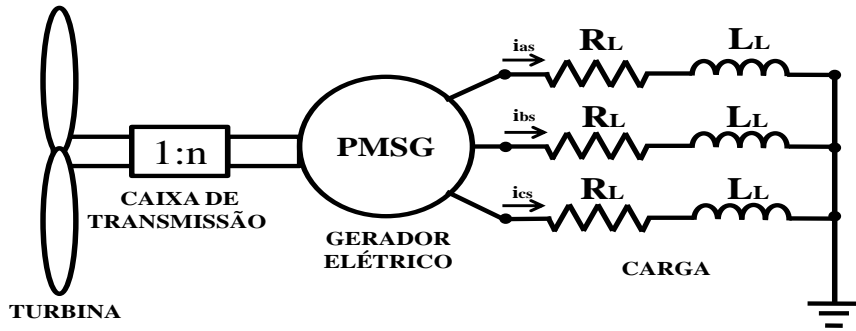


Figura 2.19: Sistema hidrocínético conectado a uma carga terminal

Em primeiro lugar deve-se lembrar que, de acordo com 2.107, a corrente eficaz por fase do estator é resultado das duas correntes correspondentes aos eixos  $d$  e  $q$  que têm uma defasagem de  $90^\circ$  entre eles. Assim, tanto a notação polar como retangular, que utiliza termos reais e imaginários, podem ser utilizadas para representar a corrente e a tensão do estator em função das componentes ortogonais.

Uma vez que é assumido um ângulo  $0^\circ$  para as grandezas do eixo direto  $d$ , o eixo  $q$  terá um ângulo de  $90^\circ$  e as equações de tensão e corrente podem ser definidas em coordenadas retangulares pelas equações 2.111 e 2.112

$$v_{pico} = v_d + jv_q \quad (2.111)$$

$$i_{pico} = i_d + ji_q \quad (2.112)$$

Por outro lado, a tensão alternada, aplicada a uma carga indutiva  $L_L$ , está definida pela variação de corrente  $i$  que a percorre, como

$$V = L_L \frac{di}{dt}. \quad (2.113)$$

Por sua vez, a corrente elétrica pode ser expressada como função senoidal do tempo, através do termo  $\omega t$ , que forma o ângulo que definirá a amplitude do sinal da corrente ou da tensão ao longo do tempo.

$$i_L(t) = i_{pico} \text{sen} \omega t, \quad (2.114)$$

introduzindo 2.114 em 2.113, a tensão será definida como

$$v_L(t) = i_{pico} L \omega \text{cos} \omega t. \quad (2.115)$$

Uma vez que  $\cos(\omega t) = \text{sen}(\omega t + 90^\circ)$ , a tensão será definida como

$$v_L(t) = i_{\text{pico}} L \omega \text{sen}(\omega t + 90^\circ). \quad (2.116)$$

Assim, se o ângulo da corrente  $\theta$  é inicialmente considerado  $0^\circ$ , a tensão estará defasada com um ângulo de  $90^\circ$ . Usando a notação fasorial, a corrente e a tensão em cada instante estão definidas como

$$i_L = i_{\text{pico}} \angle 0^\circ, \quad (2.117)$$

e

$$v_L = v_{\text{pico}} \angle +90^\circ. \quad (2.118)$$

Por outro lado, a impedância de uma carga formada por uma resistência e uma indutância em série estará definida por

$$Z = R + X_L \angle 90^\circ = R + \omega L \angle 90^\circ, \quad (2.119)$$

ou, utilizando termos reais e imaginários

$$Z = R + jX_L = R + j\omega L. \quad (2.120)$$

Finalmente, utilizando as equações 2.111, 2.112 e 2.120, o novo modelo agora depende da carga conectada nos terminais do gerador

$$v_d + jv_q = (i_d + ji_q)(R_L + pj\omega_h L_L), \quad (2.121)$$

$$v_d + jv_q = (R_L i_d - p\omega_h L_L i_q) + j(R_L i_q + p\omega_h L_L i_d). \quad (2.122)$$

em que as tensões  $v_d$  e  $v_q$  são agora função das cargas resistiva  $R_L$  e indutiva  $L_L$ , como indicam as equações 2.123 e 2.124

$$v_d = R_L i_d - p\omega_h L_L i_q, \quad (2.123)$$

$$v_q = R_L i_q + p\omega_h L_L i_d. \quad (2.124)$$

Introduzindo estas expressões nas equações de tensão 2.102 e 2.103 e adicionando a equação 2.7, o modelo do sistema hidrocínético completo é um sistema de três equações diferenciais não lineares de 1ª ordem a ser solucionado através do Método de Runge Kutta de 4ª Ordem

$$(L_d + L_L) \frac{di_d}{dt} = -(R_s + R_L) i_d + p(L_q + L_L) i_q \omega_h, \quad (2.125)$$

$$(L_q + L_L) \frac{di_q}{dt} = -(R_s + R_L) i_q - p(L_d + L_L) i_d \omega_h + p\Psi_{PM} \omega_h, \quad (2.126)$$

$$J_h \frac{d\omega_h}{dt} = \frac{\eta_{ct}}{i_t} T_{mec} - T_{em}. \quad (2.127)$$

Observe-se que este modelo final integra os aspectos de construção representados pelas indutâncias  $L_d$ ,  $L_q$ , a resistência do estator  $R_s$ , a constante de fluxo concatenado  $\Psi_{PM}$  dos ímãs permanentes instalados no rotor, assim como o numero de pólos  $p$ . Igualmente, os parâmetros mecânicos como a inércia do sistema  $J_h$ , a eficiência da caixa multiplicadora  $\eta_{ct}$  e a sua relação de transmissão  $i_t$ , assim como a rotação do eixo mecânico  $\omega_h$ , também são considerados. Finalmente, as cargas resistivas  $R_L$  e  $L_L$  são introduzidas para observar a resposta do sistema diante da suas variações.

### 2.4.5 Solução em Regime Permanente

Para a determinação das condições iniciais, o modelo em estado permanente considera que as derivadas das correntes  $i_d, i_q$  e da rotação  $\omega_h$  nas equações 2.102 e 2.103 são desprezadas, assim, as tensões  $v_d$  e  $v_q$  ficam apenas definidas por 2.128 e 2.129, em função das características do gerador

$$v_d = -R_s i_d + p L_q i_q \omega_h, \quad (2.128)$$

$$v_q = -R_s i_q + p(\Psi_{PM} - L_d i_d) \omega_h. \quad (2.129)$$

Por sua vez, as equações 2.123 e 2.124 mostram como as tensões  $v_d$  e  $v_q$  também podem ser expressadas em função da carga. Igualando as equações 2.123 e 2.124 com 2.102 e 2.103

$$R_L i_d - p \omega_h L_L i_q = -R_s i_d + p L_q i_q \omega_h, \quad (2.130)$$

$$R_L i_q + p \omega_h L_L i_d = -R_s i_q + p(\Psi_{PM} - L_d i_d) \omega_h. \quad (2.131)$$

A equação 2.130 corresponde à tensão avaliada no eixo d, e a equação 2.131 pertence à tensão no eixo q, cujos circuitos equivalentes aparecem nas figuras 2.20 e 2.21

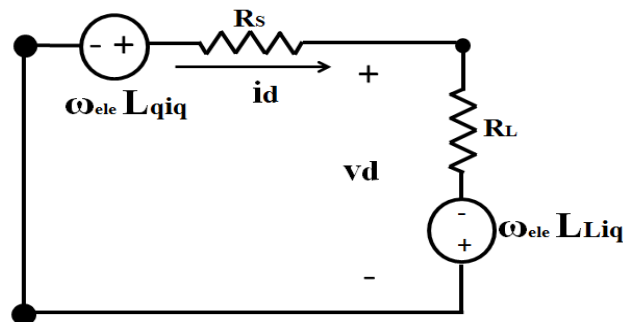


Figura 2.20: Circuito equivalente do eixo d

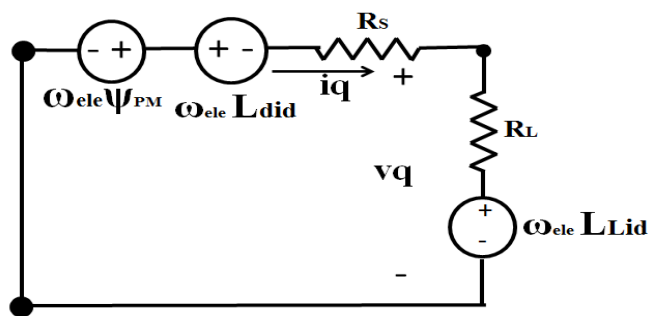


Figura 2.21: Circuito equivalente do eixo q

A partir da equação 2.130, a corrente  $i_d$  pode ser definida como

$$i_d = \frac{p\omega_h(L_L + L_q)}{R_L + R} i_q, \quad (2.132)$$

Substituindo na equação 2.133, a corrente  $i_q$  pode ser calculada como

$$i_q = \frac{p\omega_h \Psi_{PM}(R_L + R_s)}{(R_L + R_s)^2 + (p\omega_h)^2(L_L + L_d)(L_L + L_q)}. \quad (2.133)$$

Finalmente, estas equações mostram a relação entre as correntes no estator, nas coordenadas do rotor, e a carga conectada ao gerador. A partir desta ideia, o próximo passo é conhecer que valores de carga podem criar correntes capazes de provocar variações específicas de torque eletromagnético, de tal forma que o torque resultante seja o apropriado para cada velocidade do rio.

## 2.5 Estratégia de Controle de Sistemas Hidrocinéticos

De acordo com a equação 2.7 a rotação do eixo depende do torque mecânico e do torque eletromagnético. Entretanto, o último termo depende das correntes de eixo direto  $i_d$  e de eixo em quadratura  $i_q$ . O sistema de controle proposto neste trabalho tem como objetivo otimizar o valor da razão de velocidade de ponta de pá (TSR) e consequentemente obter um coeficiente de potência ideal.

A proposta de controle utiliza a solução do sistema em regime permanente, assim, a derivada da rotação na equação 2.7 é nula, portanto

$$\frac{\eta_{ct}}{i} T_{mec} = T_{em}. \quad (2.134)$$

Uma vez que o torque mecânico equivalente é igual ao torque eletromagnético, pode-se expressar o torque mecânico ideal  $T_{mec}^*$  da turbina, que deverá ser atingido pelo sistema em regime permanente para maximizar a conversão de energia, em função das variáveis que definem o torque eletromagnético do gerador, como indica a equação 2.135

$$\frac{\eta_{ct}}{i} T_{mec}^* = \frac{3}{2} p i_q [\Psi_{PM} - (L_d - L_q) i_d]. \quad (2.135)$$

Por outro lado, a máxima potência, que pode ser convertida pela turbina a uma determinada velocidade do rio, está definida pela equação 2.1, quando o coeficiente de potência é máximo, o qual corresponde a uma relação de ponta de pá específica. Utilizando a equação 2.4, a rotação ideal  $\omega_h^*$ , para cada velocidade do rio, pode ser finalmente obtida. Assim, o torque mecânico ideal  $T_{mec}^*$  da turbina, para que a potência extraída seja máxima, é obtida através da equação 2.2.

Uma vez que conhecido o torque mecânico ideal, da equação 2.135, determina-se o valor ideal da corrente de eixo em quadratura  $i_q^*$ , que é a principal responsável pelo torque eletromagnético :

$$i_q^* = \frac{2\eta_{ct}}{3i} \frac{T_{mec}^*}{p[\Psi_{PM} - (L_d - L_q) i_d]}. \quad (2.136)$$

Da solução em regime permanente também foi derivada a relação entre a corrente  $i_q$  e as cargas  $R_l$  e  $L_l$ . Para dar seguimento à lógica de controle, esta expressão será reescrita novamente aqui

$$i_q = \frac{p\omega_h \Psi_{PM} (R_L + R)}{(R_L + R)^2 + (p\omega_h)^2 (L_L + L_d)(L_L + L_q)} \quad (2.137)$$

e, a partir desta expressão, será determinada a carga resistiva ideal  $R_l^*$ , que produzira a corrente  $i_q^*$  para conseguir que, em regime permanente, o torque resultante seja igual ao torque mecânico ideal da turbina  $T_{mec}^*$ , tal como expressa a equação 2.138

$$R_L^* = \frac{\frac{p\omega_h^* \Psi_{PM}}{i_q^*} + \sqrt{\left(-\frac{p\omega_h^* \Psi_{PM}}{i_q^*}\right)^2 - 4(p\omega_h^*)^2 (L_L + L_d)(L_L + L_q)}}{2}. \quad (2.138)$$

Ao término deste capítulo, foi obtido um modelo capaz de representar a dinâmica de um sistema hidrocínético, que utiliza uma caixa de transmissão e um gerador elétrico de ímãs permanentes, que fornece energia a uma carga resistiva-indutiva em série. Adicionalmente, com a ajuda deste modelo, é possível determinar teoricamente uma condição de carga resistiva ideal, de forma que eficiência de conversão da turbina seja máxima.

# Capítulo 3

## Métodos e Metodologias

Neste capítulo, serão apresentados os procedimentos experimentais para determinar os parâmetros correspondentes ao modelo matemático do gerador síncrono trifásico de ímãs permanentes. Os parâmetros do gerador a serem medidos são a resistência dos enrolamentos do estator  $R_s$ , a indutância de eixo direto  $L_d$  (H), a indutância de eixo em quadratura  $L_q$  (H), a constante de fluxo permanente dos ímãs permanentes  $\Psi_{PM}$  e o número de pólos do rotor. Em primeiro lugar, é imprescindível localizar tais eixos para determinar as indutâncias fictícias  $L_d$  e  $L_q$ .

### 3.1 Localização dos Eixos d,q

A forma mais fácil de localizar os eixos  $d$ ,  $q$  de uma máquina de ímãs permanentes é através de uma tensão DC aplicada nos terminais do gerador [38]. Na figura 3.1 o rotor seguirá o fluxo resultante da armadura  $\Psi_{abc}$  e conseqüentemente o fluxo do rotor se alinha a ela.

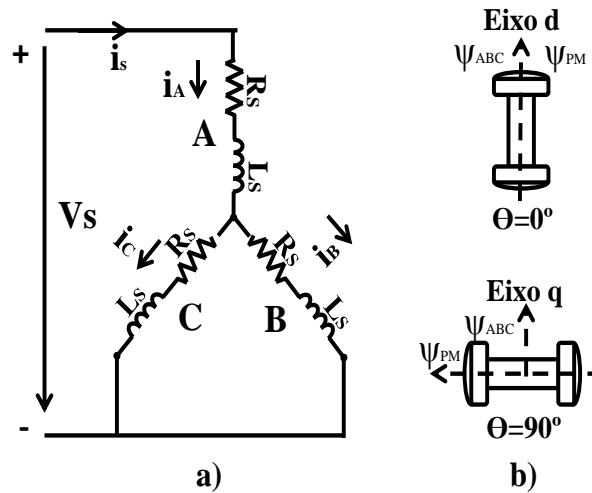


Figura 3.1: Alinhamento do rotor com o eixo d. a) Circuito Elétrico, b) Representação da orientação do fluxo magnético

Para o alinhamento do eixo  $q$ , o novo esquema de conexão aparece na figura 3.2, que considera apenas duas fases energizadas e a fase A é desconectada. Com este novo circuito é obtido um fluxo de armadura  $\Psi_{bc}$  com  $90^\circ$  de defasagem em relação ao  $\Psi_{abc}$  mostrado na figura 3.1.

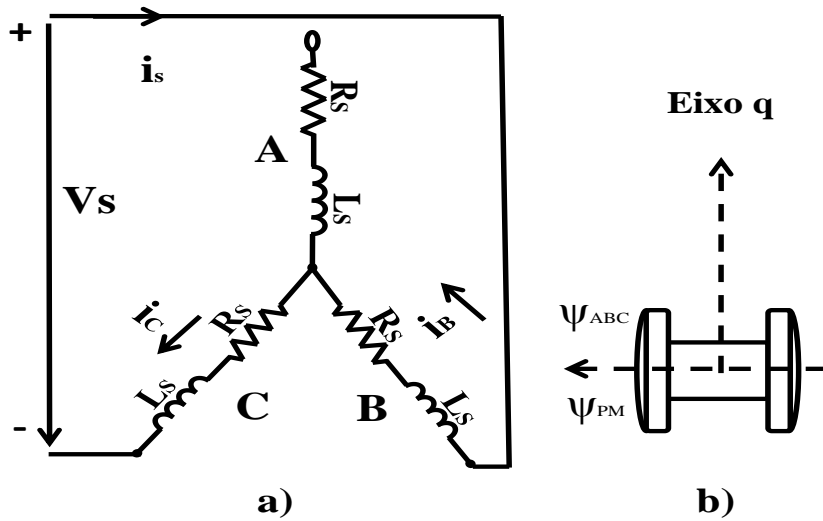


Figura 3.2: Alinhamento do rotor com o eixo q. a) Circuito Elétrico, b) Representação da orientação do fluxo magnético

### 3.2 Determinação de Resistência por fase do estator

A determinação da resistência dos enrolamentos do estator  $R_s$  é necessária para conhecer as perdas e a eficiência do gerador [26]. Geralmente a resistência de fase do estator é definida como a resistência medida entre a linha e o ponto neutro. Comumente, nas máquinas síncronas trifásicas de ímãs permanentes, o neutro não é acessível quando são conectadas em estrela (Y) [38]. Portanto, é preciso medir a resistência de linha a linha que é o dobro da resistência de fase.

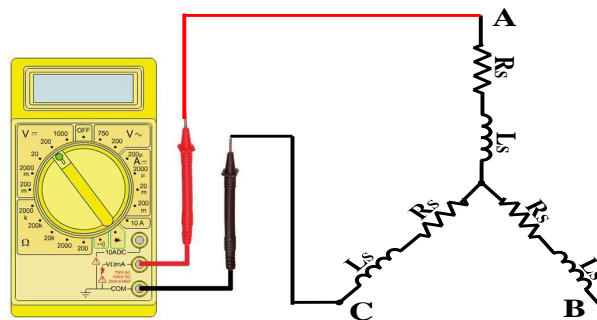


Figura 3.3: Medição da resistência por fase do estator em  $\Omega$  com multímetro digital

Adicionalmente, a temperatura dos enrolamentos deve ser considerada durante as medições. Para avaliar a dependência da resistência em relação à temperatura, a resistência  $R_0$  é medida, a temperatura  $T_0$  do enrolamento deve ser registrada e a nova resistência  $R$  com outra temperatura

deve ser calculada com a seguinte expressão [40], [24], [22]:

$$R = R_o(K + T)/(K + T_o) \quad (3.1)$$

onde  $K$  é o coeficiente de temperatura determinado pelo material ( para o cobre,  $K = 324K$  ).

A resistência pode ser determinada com um multímetro digital ou com um medidor RLC. O multímetro digital é utilizado para medir resistências acima de  $10 \Omega$  como mostrado na figura 3.3. Por outro lado, um medidor RLC pode fornecer valores confiáveis para resistências na faixa  $10 \text{ m}\Omega - 10 \text{ K}\Omega$ . Similar ao multímetro, a resistência real será a metade da resistência medida.

### 3.3 Determinação de Indutâncias $L_d$ e $L_q$

Os equipamentos necessários para a sua realização são um osciloscópio, uma fonte de tensão DC, medidor de tensão e corrente. Assumindo que os procedimentos descritos para alinhar o rotor com os eixos  $d$ ,  $q$  foram previamente executados, as equações de tensão obtidas podem ser representadas por circuitos elétricos.

Como mencionado, para a medição da indutância no eixo  $d$ , o fluxo  $\Psi_{PM}$  deve ser alinhado com o fluxo resultante de armadura  $\Psi_{ABC}$ . Com o alinhamento executado, o eixo deverá ser mecanicamente bloqueado para evitar a indução de tensões pela presença dos ímãs permanentes e da indutância de eixo em quadratura, como mostrado na figura 3.4.

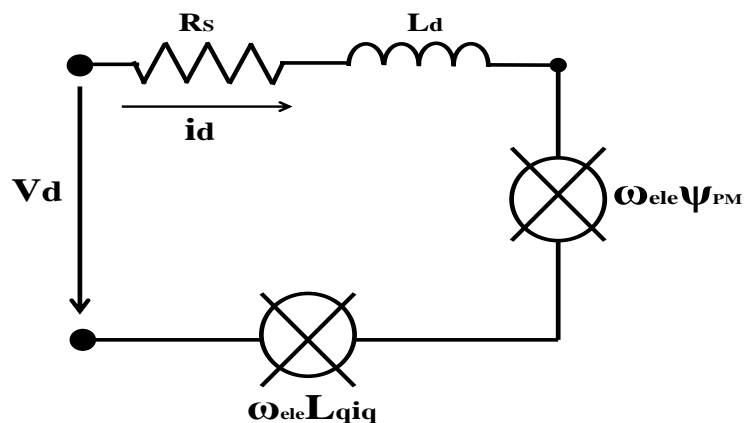


Figura 3.4: Circuito elétrico de eixo direto

Dessa forma, o rotor estará fixo e alinhado com a fase A e a indutância de eixo direto  $L_d$  poderá ser obtida. Entretanto, para a medição no eixo  $q$ , o ângulo entre o fluxo do rotor e o fluxo resultante



da armadura deve ser  $90^\circ$ . Com a conexão mostrada na figura 3.2 o rotor vai à nova posição do fluxo de armadura  $\Psi_{bc}$  e se alinha a ele. O eixo deverá ser bloqueado mecanicamente para evitar a indução de tensão devido à indutância de eixo direto, como mostrado na figura 3.5. Dessa forma, o eixo do rotor está agora alinhado com o centro da fase A do estator e a indutância eixo em quadratura  $L_q$  será obtida.

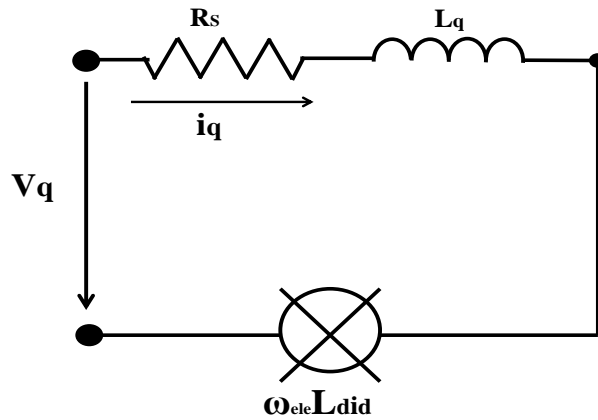


Figura 3.5: Circuito elétrico de eixo em quadratura

Dependendo do ângulo do rotor  $\theta_{ele}$  é possível medir a indutância  $L_d$  ou  $L_q$ , onde  $L$  é a indutância total para a conexão dos enrolamentos do estator [9]:

$$L_d = \frac{2}{3}L, \theta_{ele} = 0^\circ, \quad (3.2)$$

$$L_q = \frac{2}{3}L, \theta_{ele} = 90^\circ. \quad (3.3)$$

Quando o rotor é alinhado com a fase A ( $\theta_{ele} = 0$ ) e é bloqueado, a resposta da corrente ao degrau de tensão é de um circuito de primeira ordem RL.

$$i_d = \frac{V}{R}(1 - e^{t/\tau}) \quad (3.4)$$

onde  $\tau$  é a constante de tempo do circuito. Esta constante representa o tempo necessário para que a corrente atinga 63.2 % do seu valor final e está definida pela razão entre a indutância total e a resistência total do circuito:

$$\tau = \frac{L}{R} \quad (3.5)$$

Depois de medir a constante de tempo, a indutância  $L_d$  pode ser calculada como :

$$L_d = \frac{2}{3}\tau R \quad (3.6)$$

Uma vez que  $V_d = (2/3)V$ ,  $V_q = 0$ ,  $I$  é a mesma que  $i_d$  e que a resistência total do circuito é  $(3/2)R_s$ , a indutância equivalente, vista desde a fonte de tensão, é  $(3/2)L_d$  [9]. Uma explicação similar é feita para  $L_q$  quando o rotor é bloqueado em  $90^\circ$  elétricos.

### 3.4 Determinação da Constante de Fluxo Magnético Permanente

O fluxo magnético criado pelos ímãs permanentes para uma determinada rotação angular será determinada deixando o sistema girar sem carga. Fazendo isso, teremos certeza que a tensão de fase (linha-neutro) em vazio, obtida nos terminais do gerador é apenas fruto da rotação dos ímãs permanentes [22]. Para tal fim, um motor controlado eletronicamente manterá a rotação constante, como ilustra a figura 3.6:

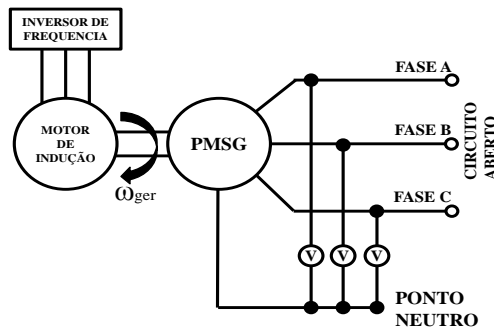


Figura 3.6: Bancada experimental para determinação da constante de fluxo permanente

As etapas para determinar a constante de fluxo permanente são [9], [22], [24]:

- 1- Colocar o gerador para funcionar a rotação constante. É recomendável que a rotação seja elevada visando minimizar o erro de medição da tensão.
- 2- **Medição Monofásica** : medir a tensão de fase gerada ( fase - neutro ). Sem acesso ao ponto neutro, pode ser medida a tensão linha a linha.

**Medição Trifásica** : Se o ponto neutro não é acessível, é possível criar um ponto neutro artificial com as pontas de prova do medidor de tensão.

- 3- Determinar a constante de força contra-eletromotriz de acordo com o tipo de medição realizada (monofásica ou trifásica ). Se a tensão induzida é assumida como senoidal, a expressão 3.7 é utilizada para uma medida monofásica e a expressão 3.8 quando é uma medida trifásica.

$$\Psi_{PM} = \frac{V_{pk}}{\sqrt{3}\omega_{ele}} = \frac{V_{pk-pk}}{2\sqrt{3}\omega_{ele}} = \frac{V_{pk-pk}T_{ele}}{4\sqrt{3}\pi} \quad (3.7)$$

$$\Psi_{PM} = \frac{V_{pk}}{\omega_{ele}} = \frac{V_{pk-pk}}{2\omega_{ele}} = \frac{V_{pk-pk}T_{ele}}{4\pi} \quad (3.8)$$

em que  $\Psi_{PM}$  é o valor pico da constante de fluxo permanente em webers (Wb),  $V_{pk}$  é a tensão pico em V,  $V_{pk-pk}$  é a tensão pico a pico em V,  $\omega_{ele}$  é a rotação elétrica em rad/s e  $T_{ele}$  é o período elétrico em segundos

### 3.5 Determinação Experimental do Número de Pólos

Quando não existe a possibilidade de contar diretamente o número de pólos, utiliza-se a expressão 3.9 , que relaciona a rotação mecânica e a velocidade angular elétrica do gerador

$$\omega_e = \frac{P}{2}\omega_h \quad (3.9)$$

onde P é o número de pólos e  $\omega_{mec}$  é a rotação mecânica(rad/s). Para a determinação deste parâmetro, a rotação mecânica pode ser obtida através de um sensor de posição e a rotação elétrica é obtida do período elétrico utilizado na determinação da constante de fluxo permanente e definido por :

$$\omega_e = \frac{2\pi}{T_{ele}} \quad (3.10)$$

# Capítulo 4

## Resultados e Conclusões

Nesta seção, um sistema hidrocínético será estudado através do modelo matemático desenvolvido, tanto em regime permanente como transiente. O objetivo principal é simular condições típicas que o sistema pode enfrentar, relacionadas com a variação da correnteza de um rio, assim como observar o impacto de variações da carga terminal resistiva e indutiva, em forma de degraus, sobre a eficiência da conversão de energia. Adicionalmente, novos perfis de potência de turbinas hidrocínicas serão criados para realizar uma comparação de respostas do sistema diante de variações de velocidades e cargas. Paralelamente, a estratégia de controle será verificada nos casos de estudo em que seja necessário.

Para a escolha da turbina, da caixa de transmissão e do gerador, o ponto de partida é a rotação nominal da turbina de 25 RPM e a partir disso, procurou-se um gerador cuja rotação seja de 400 RPM, que está dentro das proporções do sistema hidrocínético que se pretende implementar no projeto TUCUNARE, mencionado na seção 2.2. Assim, para atingir esse valor, será necessária uma caixa de transmissão com fator de multiplicação 16. Os parâmetros da turbina, extraídos de [36], aparecem na tabela 4.1.

Tabela 4.1: **Parâmetros Mecânicos**

Raio de Turbina	5 m
Inércia do Lado do Gerador	400 $kg.m^2$
Densidade da Água	997 $kg/m^3$
Relação de Transmissão	16
Eficiência da Caixa de Transmissão	98 %

Por sua vez, os parâmetros elétricos de um gerador síncrono trifásico de ímãs permanentes se encontram em [31] e aparecem na tabela 4.2.

Tabela 4.2: **Parâmetros do Gerador**

Rotação Nominal	400 RPM
Resistência de Estator	24,25 mΩ
Indutância de Eixo Direto	8,9995 mH
Indutância de Eixo em Quadratura	21,8463 mH
Fluxo Magnético	4,759 wb(rms)
Número de Pólos	12

## 4.1 Análise em Regime Permanente

Neste item, a velocidade do rio será mantida em 2,5 m/s e o desempenho do gerador será avaliado a partir da análise da regulação de tensão para uma carga puramente resistiva, uma carga resistiva-indutiva e, finalmente, a componente de carga indutiva será incrementada.

Em primeiro lugar, deve ser lembrado que a regulação de tensão é a variação de tensão do gerador na presença de carga e é um conceito intimamente ligado ao balanço de potência fornecida, e está definida pela expressão :

$$Reg = \frac{V_{vazio} - V_{carga}}{V_{carga}}. \quad (4.1)$$

A tensão de vazio  $V_{vazio}$  é o máximo valor de tensão elétrica nos terminais do estator que pode ser alcançado. Portanto, o objetivo é manter uma regulação de tensão baixa, ou seja, que a diferença entre a tensão de vazio e a tensão com carga conectada  $V_{carga}$  seja quase nula, de forma que o gerador opere em condições adequadas.

Observa-se na figura 4.1 que, para geradores síncronos de ímãs permanentes, a carga puramente resistiva pode ocasionar uma tensão um pouco acima da tensão em vazio e com a carga resistiva-indutiva a regulação é maior devido à natureza desmagnetizante das cargas indutivas, o que ocasiona uma redução do campo magnético e da tensão. Finalmente, duplicando a componente indutiva da carga, a desmagnetização é ainda mais visível e a carga resistiva necessária para aproximar a tensão do seu valor em vazio também será maior.

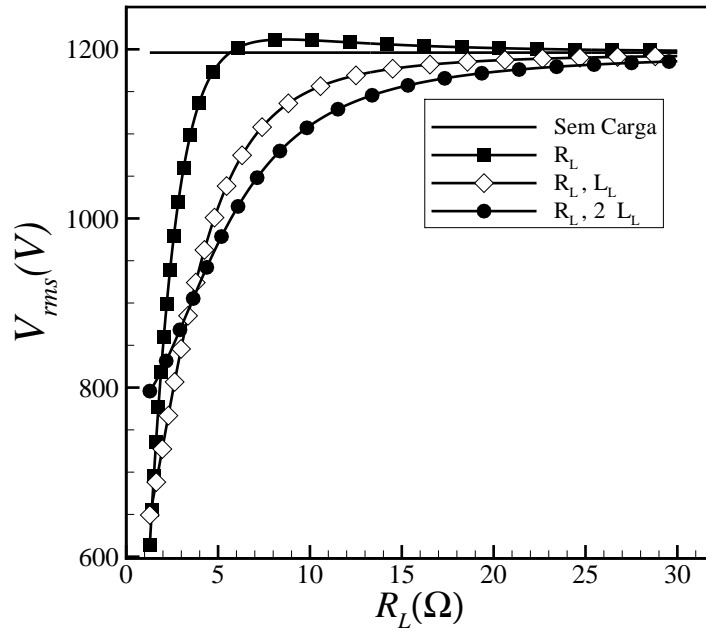


Figura 4.1: Análise em regime permanente: tensão rms

Na figura 4.2 observa-se claramente a regulação de tensão inadmissível, que supera o 30 %, com cargas resistivas relativamente muito pequenas para a rotação imposta.

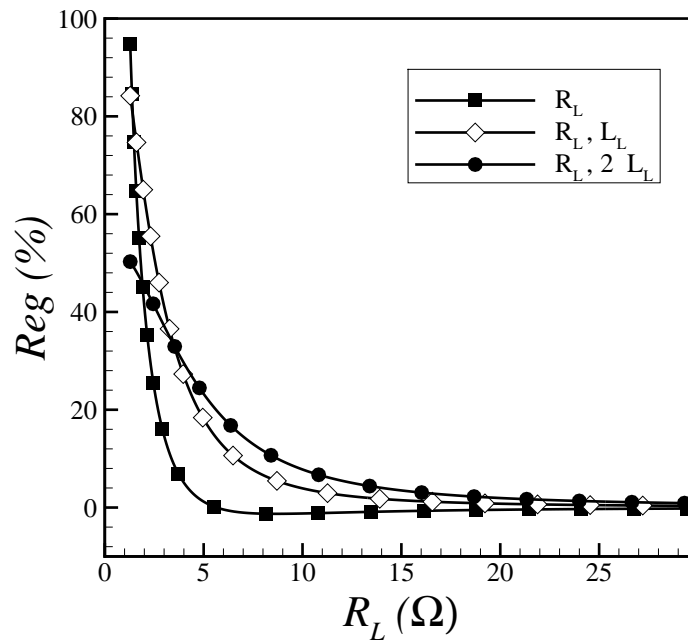


Figura 4.2: Análise em regime permanente: regulação de tensão.

Geralmente, uma carga resistiva representa uma queda de tensão. Porém, em geradores de ímãs

permanentes, dependendo da configuração interna, pode apresentar saliência magnética, ou também conhecida como anisotropia magnética, a qual define o caminho dos fluxos magnéticos.

Reescrevendo as equações de tensão nos eixos d e q, considerando apenas as características do gerador

$$v_d = -R_s i_d + p\omega_h L_q i_q \quad (4.2)$$

$$v_q = -R_s i_q + p\omega(\Psi_{PM} - L_d i_d) \quad (4.3)$$

Desconsiderando a perdas por efeito Joule nos enrolamentos do estator, obtém-se que

$$v_d = p\omega_h L_q i_q = X_q i_q \quad (4.4)$$

$$v_q = p\omega(\Psi_{PM} - L_d i_d) = E_0 - X_d i_d \quad (4.5)$$

em que  $X_d$  e  $X_q$  são as impedâncias da indutância nos eixos  $dq$ , e  $E_0$  é a tensão em vazio, que corresponde à tensão induzida pela rotação dos ímãs permanentes no rotor. Por outro lado, devido à ortogonalidade dos eixos  $dq$ , a tensão nas coordenadas de fase  $ABC$  está definida por

$$V = \sqrt{(v_d^2 + v_q^2)} \quad (4.6)$$

Introduzindo as equações 4.4 e 4.5 em 4.6, a tensão monofásica no estator é determinada como

$$V = \sqrt{(E_0 - X_d i_d)^2 + (X_q i_q)^2} \quad (4.7)$$

De acordo com o diagrama fasorial mostrado na figura 4.3, uma carga resistiva ocasiona que a corrente e a tensão têm o mesmo ângulo de fase  $\theta$

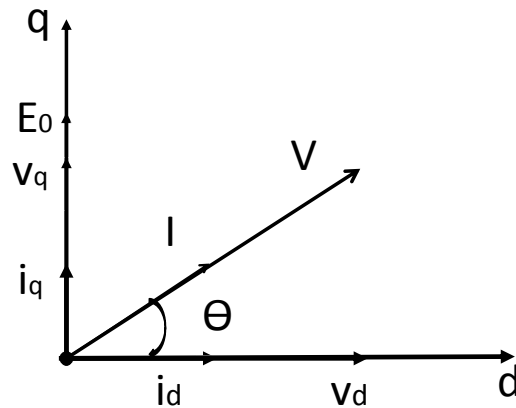


Figura 4.3: Diagrama fasorial de uma carga resistiva nas coordenadas dq

Uma vez que a corrente que percorre uma carga resistiva está definida como

$$I = \frac{V}{R_L} \quad (4.8)$$

obtém-se que

$$V \cos\theta = X_q \frac{V}{R_L} \sin\theta \quad (4.9)$$

$$V \sin\theta = E_0 - X_d \frac{V}{R_L} \cos\theta \quad (4.10)$$

Por outro lado, de 2.120, tem-se que

$$\tan\theta = \frac{R_L}{X_q} \quad (4.11)$$

$$\sin\theta = \frac{R_L}{\sqrt{R_L^2 + X_q^2}} \quad (4.12)$$

$$\cos\theta = \frac{X_q}{\sqrt{R_L^2 + X_q^2}} \quad (4.13)$$

Desta forma, é obtida uma relação entre a tensão em vazio e a tensão que realmente está sendo fornecida na saída do gerador. A componente de proporcionalidade, envolve a carga resistiva, e as indutâncias  $X_d$  e  $X_q$  que são parâmetros de construção do gerador.

$$V = E_0 \left[ \frac{R_L \sqrt{R_L^2 + X_q^2}}{R_L^2 + X_d X_q} \right] \quad (4.14)$$

A partir desta equação, determina-se que tensão elétrica pode ser superior à tensão em vazio do gerador se a carga resistiva for igual o maior a

$$R_L = \frac{X_q}{\sqrt{r(r-2)}}, r = \frac{X_q}{X_d} \quad (4.15)$$

em que  $r$  representa a saliência magnética do rotor e ela existe apenas para a relação:

$$X_q \geq 2X_d \quad (4.16)$$

Portanto, para que a tensão seja superior à tensão em vazio, a indutância no eixo  $q$  deve ser superior a 2 vezes o valor da indutância no eixo  $d$ , como mostra a figura 4.4. Neste momento, é importante mencionar, que um modelo simplificado para um gerador elétrico não poderia observar a influência que o aspecto construtivo do gerador tem sobre seu próprio desempenho.



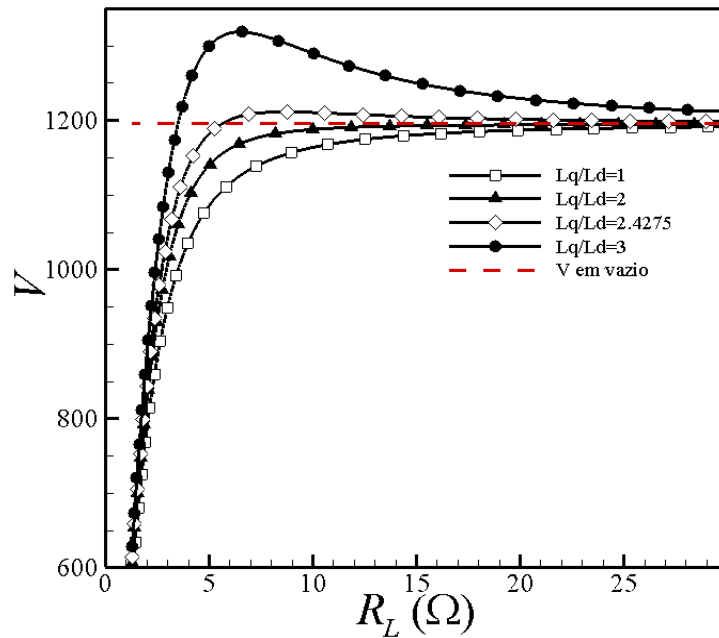


Figura 4.4: Tensão elétrica dependente da relação  $L_q/L_d$

Por outro lado, observa-se na figura 4.5 que, nos três casos, a corrente por fase é maior no início, quando a regulação é maior, mas à medida que a carga resistiva aumenta, as correntes tendem a diminuir assim como as perdas no cobre, conforme a figura 4.6.

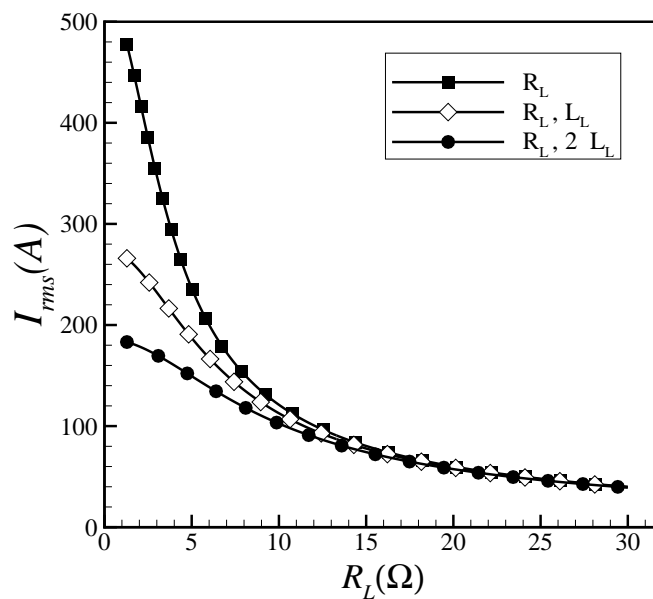


Figura 4.5: Análise em regime permanente: corrente rms por fase.

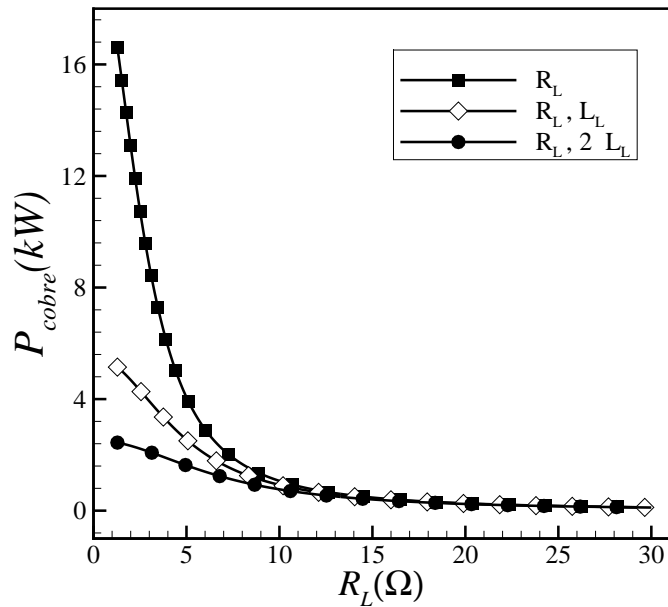


Figura 4.6: Análise em regime permanente: perdas por efeito Joule

Portanto, uma carga resistiva adequada garante uma tensão aproximada do seu valor em vazio, assim como correntes e perdas por efeito joule reduzidas. Já na figura 4.7, observa-se que, para uma carga puramente resistiva de 1  $\Omega$ , a potência ativa na carga é a mesma que utilizando uma carga de aproximadamente 4  $\Omega$ , com a diferença de que a última ocasiona uma corrente menor.

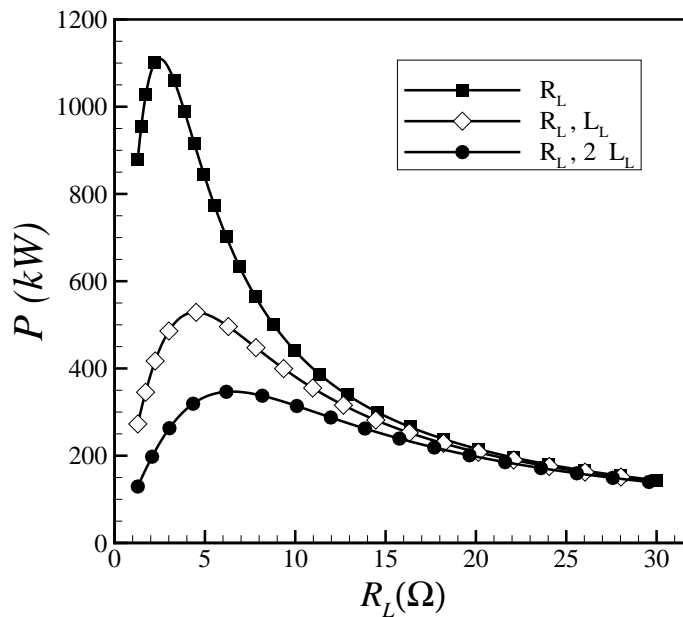


Figura 4.7: Análise em regime permanente: potência ativa trifásica.

Para uma carga resistiva-indutiva, naturalmente a potência ativa gerada é menor e duas cargas resistivas poderiam ser igualmente escolhidas para fornecer a mesma potência, mas a carga de maior valor fornece menor regulação de tensão, menores correntes no estator e menores perdas no cobre. Contudo, a máxima potência ativa trifásica que pode ser fornecida é conseguida através de apenas um valor de resistência e, a medida que a carga indutiva aumenta, a resistência ideal será menor.

Na figura 4.8 observa-se que a potência reativa indutiva diminui à medida que a carga resistiva aumenta, mas uma potência indutiva grande inclui grandes níveis de corrente e regulação de tensão.

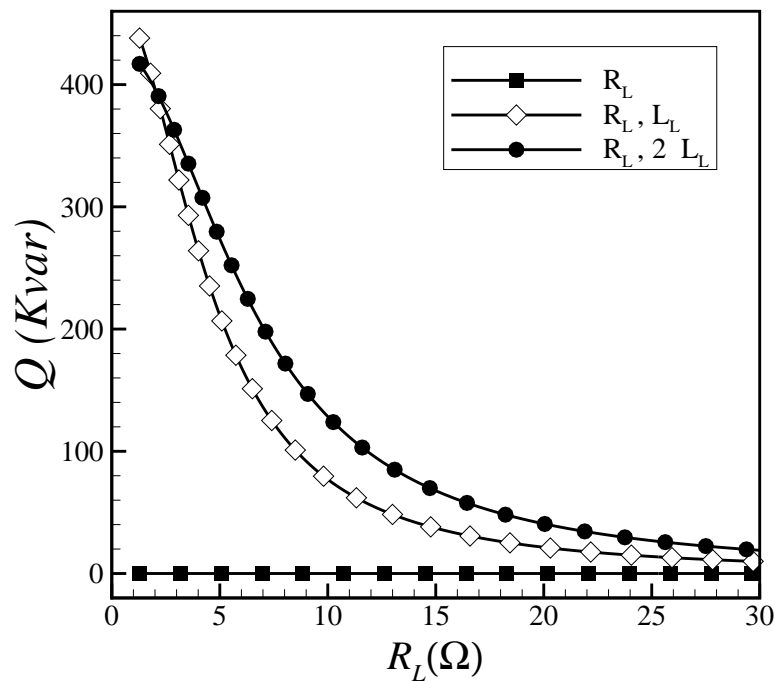


Figura 4.8: Análise em regime permanente: potência reativa.

Finalmente, a eficiência do gerador elétrico reflete o nível de potência ativa fornecida conforme figura 4.9. Observa-se também na figura 4.1 que a eficiência do gerador é consideravelmente reduzida pelos altos níveis de correntes devido a cargas muito pequenas.

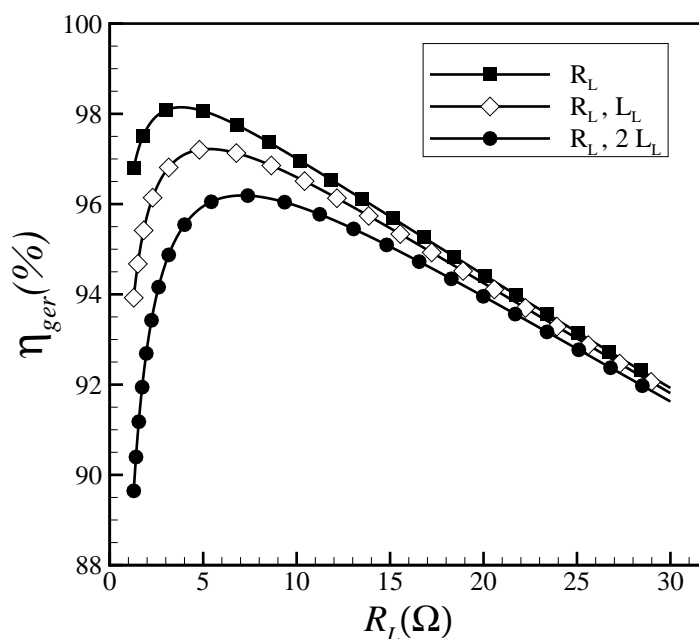


Figura 4.9: Análise em regime permanente: rendimento do gerador.

## 4.2 Velocidade de Rio Constante e Carga Resistiva Variável não Controlada

Entende-se que as cargas resistivas são todas aquelas que têm um fator de potência unitário, ou seja, que não requerem energia reativa para seu funcionamento, como as lâmpadas incandescentes ou os aquecedores de água por exemplo. Porém, a alteração destas cargas não é previsível para o sistema de geração. Nesse sentido, a carga resistiva também pode ser um banco de resistências instalado com diferentes arranjos para dissipar energia, com propósitos de controle.

Neste caso, a correnteza será mantida em 2,5 m/s e serão aplicados degraus de resistências para observar apenas o efeito destas variações de carga sobre a rotação do sistema hidrocínético. Paralelamente, a carga resistiva será controlada para que, nessa velocidade, o coeficiente de potência seja máximo. Inicialmente, a carga resistiva fixa é  $R_L = 8,25 \Omega$  e a carga indutiva fixa é 8 mH. O tempo de simulação foi reduzido na escala dos segundos para observar os transientes em detalhe. Os degraus de carga foram aplicados conforme a figura 4.10 e a carga  $R_L$  ideal corresponde à carga resistiva que deveria ser conectada ao gerador, para maximizar a extração de potência da turbina na velocidade do rio especificada, que é calculada através da equação 2.138.

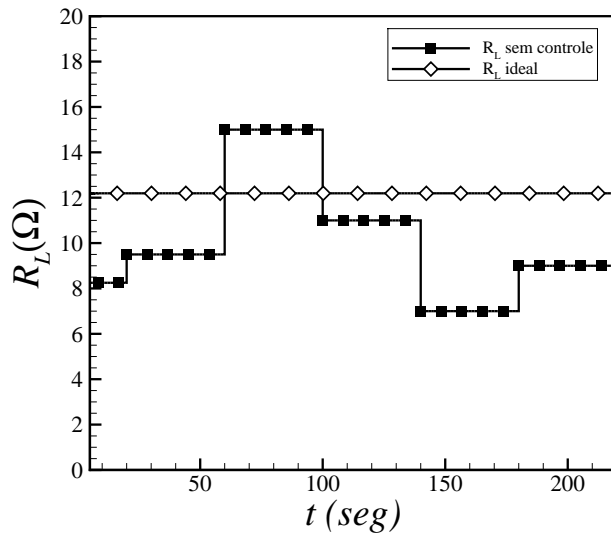


Figura 4.10: Resposta dinâmica com  $R_L$  variável: carga resistiva.

Em primeiro lugar será avaliada a dinâmica dos torques mecânico e eletromagnético. A figura 4.11 mostra que quando a carga resistiva aumenta, o torque eletromagnético diminui levando o sistema a um novo ponto de operação assintoticamente. Analogamente, com a redução de carga, o torque eletromagnético aumenta.

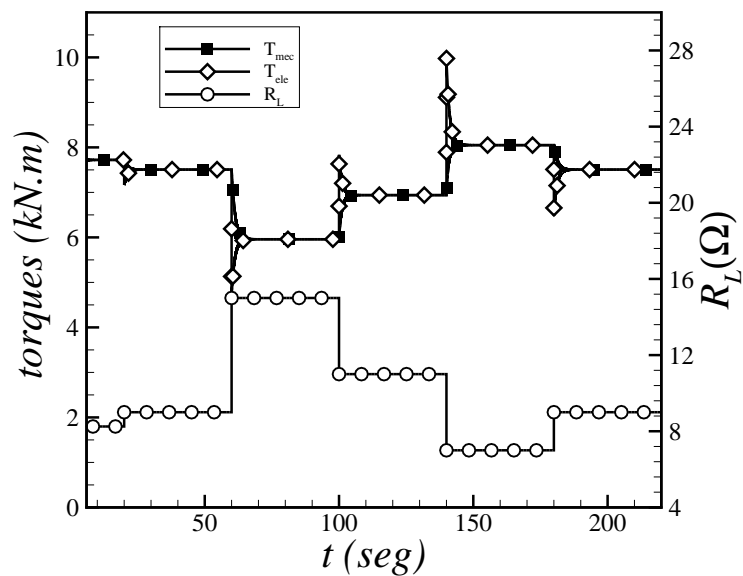


Figura 4.11: Resposta dinâmica com  $R_L$  variável: torques mecânico e eletromagnético.

O aumento ou redução do torque eletromagnético significa uma alteração na rotação do eixo

mecânico. Na figura 4.12 observa-se que o degrau positivo de carga resistiva aplicado em  $t = 20$  seg, que reduz do torque eletromagnético, gera um aumento da rotação do eixo. Além disso, ela significa uma aproximação do seu ponto ideal. O novo incremento em  $t = 60$  seg ocasiona que a rotação aumente, indo acima do seu valor ideal. Para colocar o sistema em um ponto de operação novamente aproximado do valor ideal, foi aplicado um degrau negativo de carga resistiva, que aumenta o torque e, conseqüentemente, reduz a rotação. Porém, uma nova redução de carga, afastaria a rotação do seu valor ideal de maneira inaceitável. Finalmente, um novo incremento de carga consegue aproximar o sistema da sua operação ideal.

Ir acima ou abaixo da rotação angular tem um impacto na eficiência de extração, representado pelo coeficiente de potência observado na figura 4.13. Inicialmente o coeficiente está abaixo do seu valor máximo. Aumentando a carga resistiva em, a rotação aumentou até se aproximar do seu valor ideal, ocasionando que o coeficiente de potência quase atinga seu valor máximo.

O segundo incremento de carga resistiva, levou a rotação acima do valor ideal, o que é refletido na redução do coeficiente de potência. Com a redução da carga, a rotação diminuiu até ser menor que a ideal, passando antes pelo ponto ótimo. Portanto, o coeficiente de potência passará novamente pelo seu ponto máximo e finalmente será menor que ele. A segunda redução de carga ocasionou um afastamento significativo da rotação ideal, ocasionando a redução do coeficiente de potência. O último degrau positivo aplicado tenta aproximar o sistema da sua operação ideal.

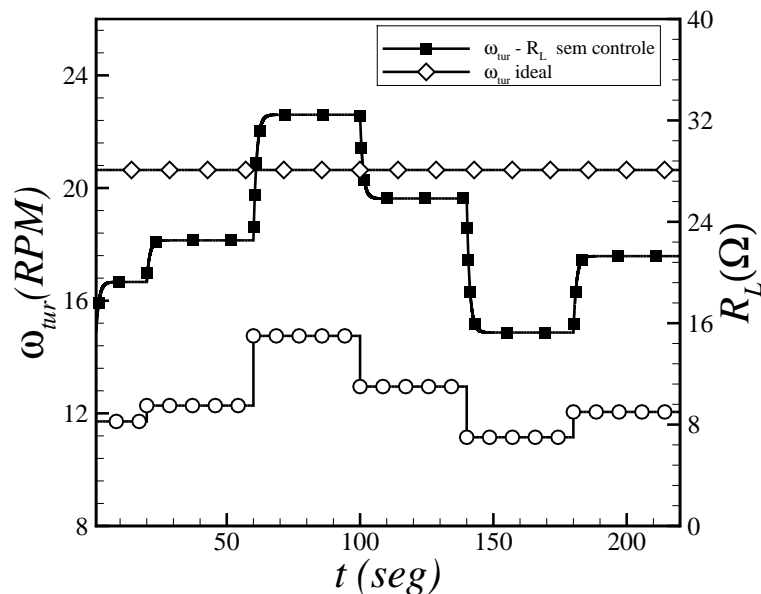


Figura 4.12: Resposta dinâmica com  $R_L$  variável: rotação da turbina.

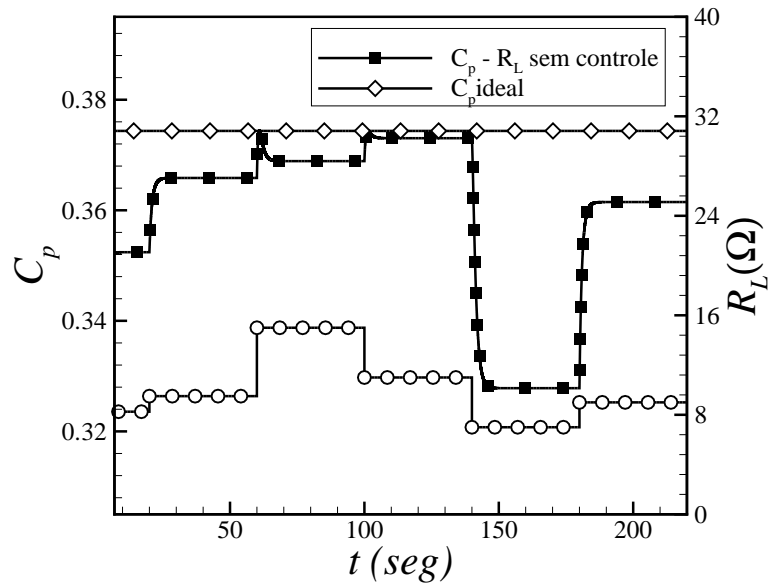


Figura 4.13: Resposta dinâmica com  $R_L$  variável: coeficiente de potência.

A corrente de fase do estator é resultado das correntes de eixo direto e de eixo em quadratura. Observa-se nas figuras 4.14 e 4.15 que a corrente  $i_q$  tem sempre uma maior contribuição do que a corrente  $i_d$ .

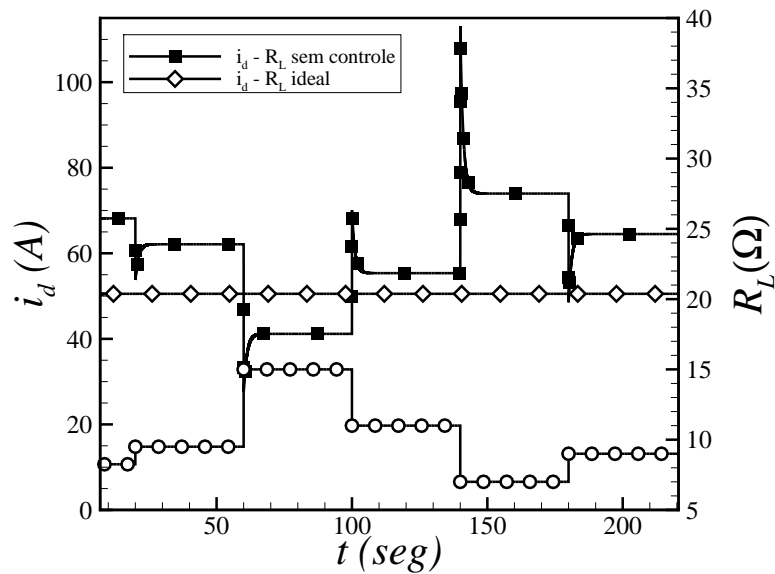


Figura 4.14: Resposta dinâmica com  $R_L$  variável: corrente de eixo direto.

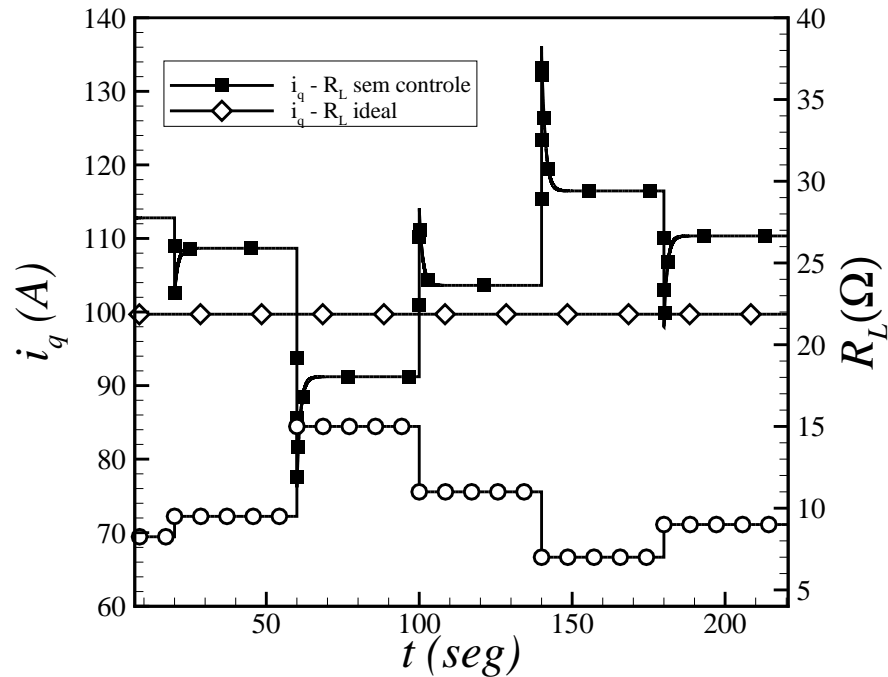


Figura 4.15: Resposta dinâmica com  $R_L$  variável: corrente de eixo em quadratura.

Na equação 2.109 a corrente em quadratura  $i_q$  é a maior responsável pelo torque eletromagnético pois o segundo termo desta equação inclui a diferença de indutâncias nos eixos  $d$  e  $q$ , o que gera um valor reduzido em comparação com o primeiro termo dessa equação. Agora que a contribuição das correntes  $i_d$  e  $i_q$  foi apresentada, pode-se confirmar que a corrente em quadratura é a principal responsável pelo torque eletromagnético.

Portanto, pode-se afirmar que um aumento de carga resistiva ocasiona a redução da carga  $i_q$  e, conseqüentemente, a redução do torque eletromagnético. Isso ocasiona o aumento da rotação do eixo levando a um incremento do coeficiente de potência sempre que ela não ultrapasse seu valor ideal de acordo com a curva de potência da turbina.

Por outro lado a figura 4.16 mostra que o incremento da rotação angular, devido ao aumento de carga resistiva, aumenta o nível de tensão. Com o segundo degrau positivo de carga, a tensão aumentou novamente mesmo com a redução do coeficiente de potência conforme a figura 4.13. Analogamente, a redução da velocidade, ocasionada pela redução de carga, reduz o nível de tensão.



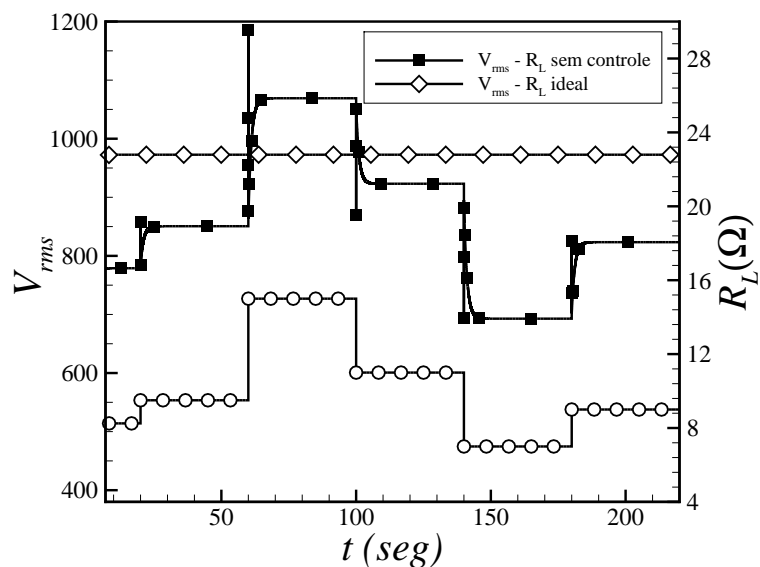


Figura 4.16: Resposta dinâmica com  $R_L$  variável: tensão rms.

A tensão do estator é afetada principalmente pela componente de eixo em quadratura, que depende principalmente do fluxo magnético gerado, como indica a equação 2.98. A componente de eixo direto tem um aporte relativamente reduzido devido à corrente que atravessa a indutância de eixo em quadratura, de acordo com as figuras 4.17 e 4.18.

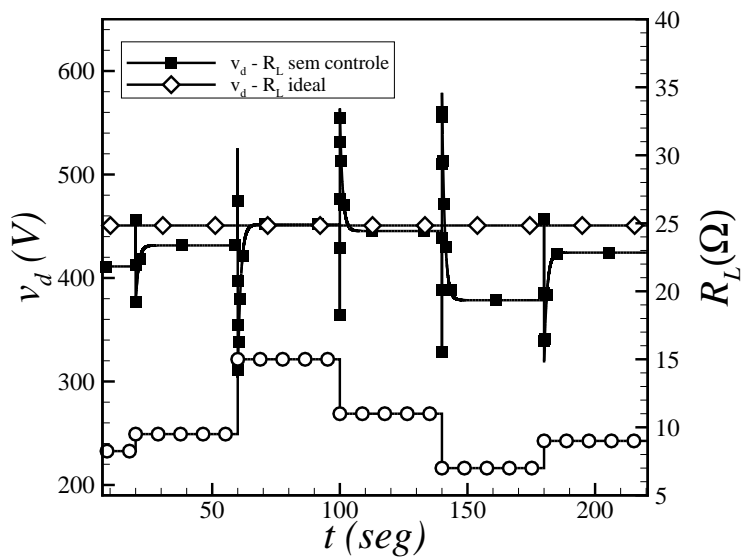


Figura 4.17: Resposta dinâmica com  $R_L$  variável: tensão de eixo direto.

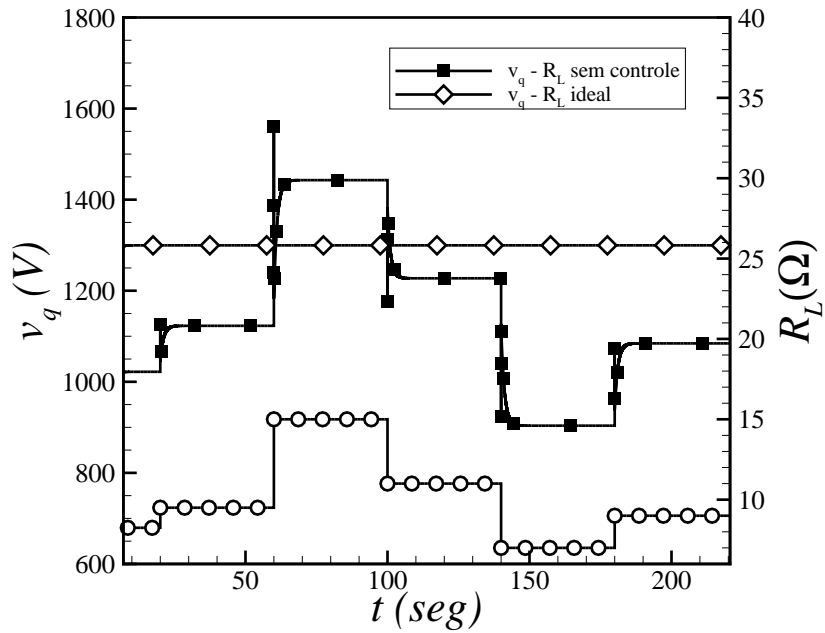


Figura 4.18: Resposta dinâmica com  $R_L$  variável: tensão de eixo em quadratura.

Na figura 4.19 observa-se que o primeiro degrau de carga resistiva elevou a potência ativa fornecida. Com o segundo incremento de carga resistiva, a rotação aumentou novamente, mas o coeficiente de potência diminuiu, o que ocasiona uma leve redução na potência ativa gerada.

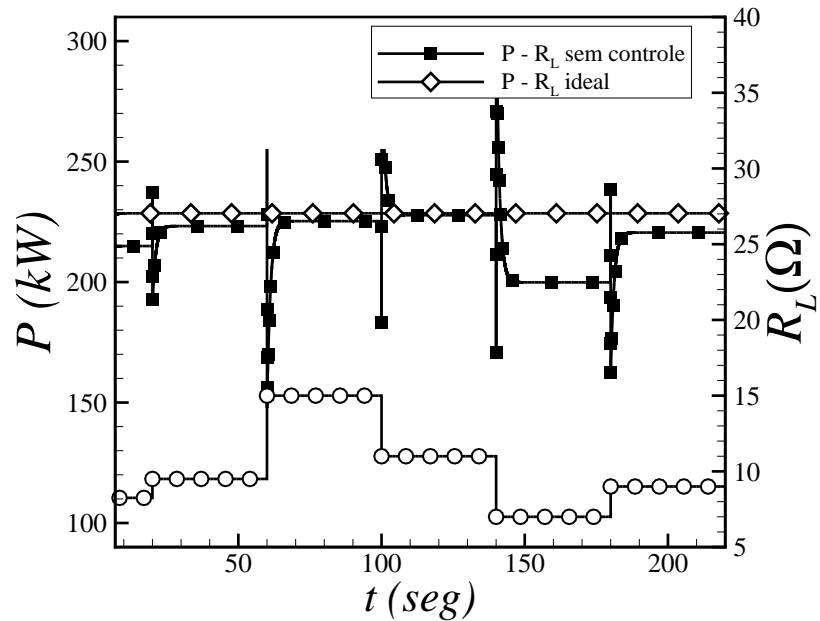


Figura 4.19: Resposta dinâmica com  $R_L$  variável: potência ativa.

Posteriormente, a primeira redução de carga, que diminuiu a rotação e aumentou o coeficiente de potência, também aumentou a potência ativa gerada. Com a segunda redução de carga resistiva, a rotação e o coeficiente de potência foram reduzidos, assim como a potência ativa trifásica gerada.

Por outro lado, observa-se na figura 4.20 que os incrementos de carga iniciais, que ocasionaram o incremento de potência ativa, reduziram a potência reativa.

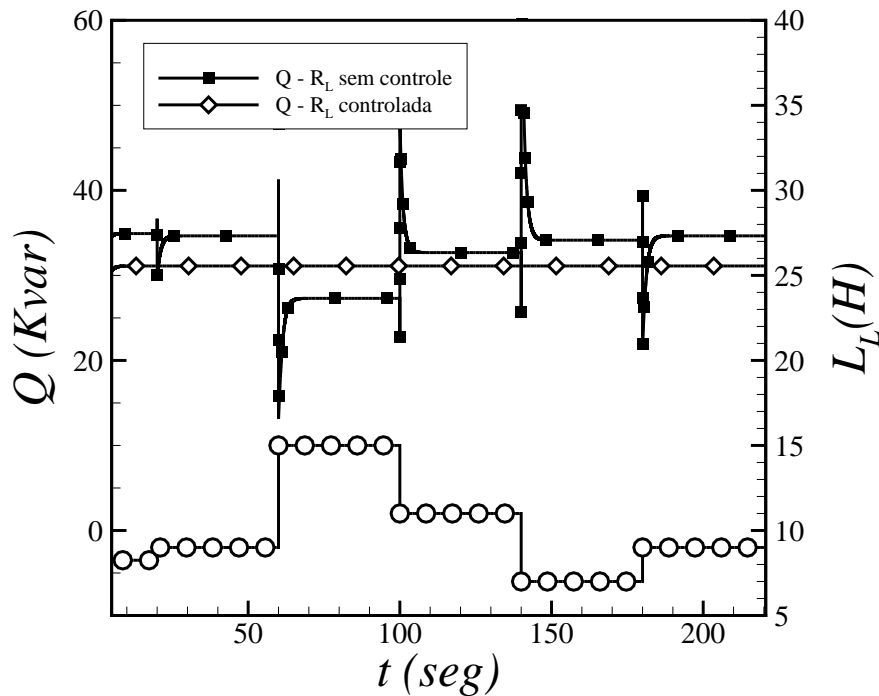


Figura 4.20: Resposta dinâmica com  $R_L$  variável: potência reativa.

Segundo a equação 2.97, a potência reativa tem uma componente transiente que pode ser desprezada. Também tem uma componente negativa que representa as correntes que atravessam as indutâncias de eixo direto e em quadratura e finalmente o fluxo magnético gerado afetado pela corrente  $i_d$  que é pequena em relação à corrente em quadratura, principal responsável pelo torque eletromagnético do gerador.

A figura 4.21 mostra que o incremento de carga ocasiona a redução da corrente eficaz por fase do estator. De igual forma, a redução da resistência aumenta o nível de corrente.

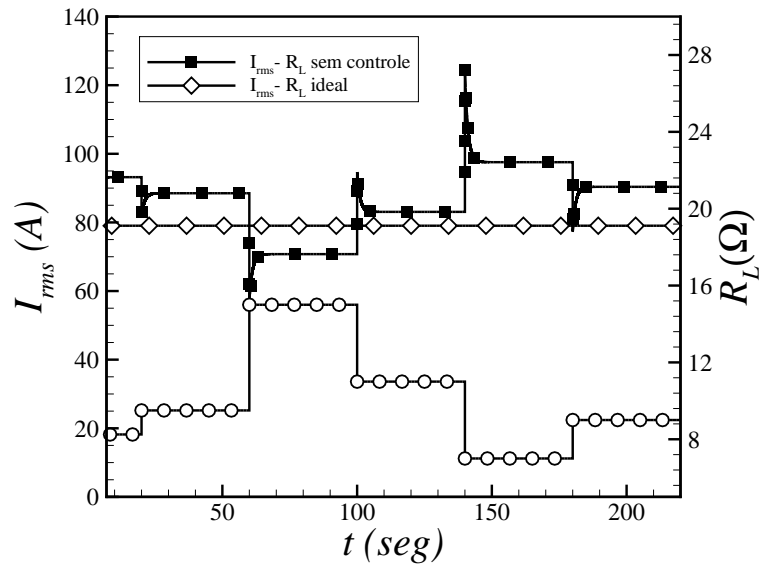


Figura 4.21: Resposta dinâmica com  $R_L$  variável: corrente rms por fase.

Uma vez que foi mostrada a resposta da corrente do estator diante das variações de carga, pode-se afirmar que o incremento de carga pode diminuir as perdas por efeito joule nos enrolamentos do estator. Igualmente, o incremento da corrente ocasionado pela redução de carga, gera mais perdas e reduz o rendimento do gerador, como mostram as Figuras 4.22 e 4.23

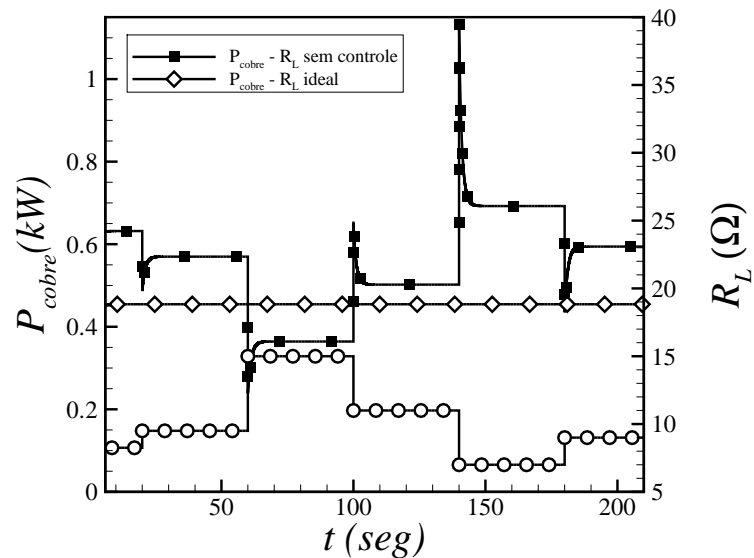


Figura 4.22: Resposta dinâmica com  $R_L$  variável: perdas por efeito Joule.

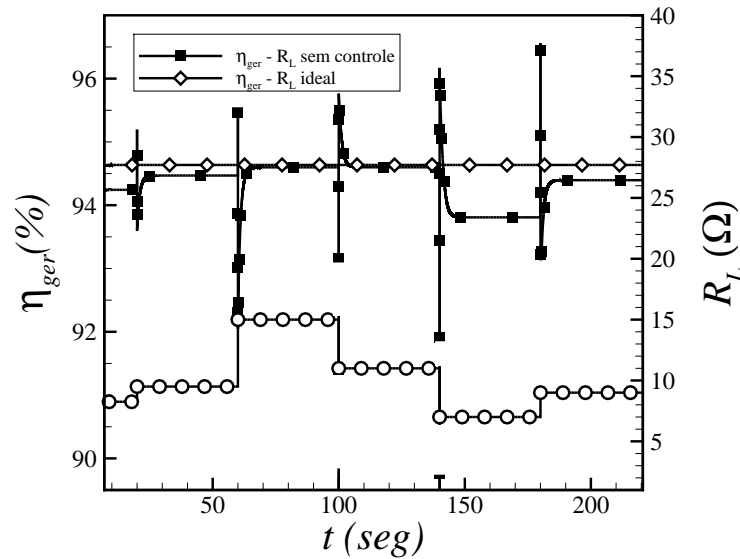


Figura 4.23: Resposta dinâmica com  $R_L$  variável: rendimento do gerador.

Em resumo, pode-se dizer que alterar a carga resistiva de forma adequada pode alterar o torque eletromagnético no gerador, de forma que a rotação atingida em regime permanente seja a ideal. Entende-se que em um sistema de energia elétrica, as cargas resistivas e indutivas variam e não dependem do sistema eletromecânico. Porém, bancos de resistências podem ser adicionados para controlá-lo.

Nota-se também que até agora, a resistência está sendo tratada como uma só mas, na verdade, ela pode ser resultado de associações de varias cargas resistivas. Isso deixa a carga total como a soma das cargas resistivas e indutivas não controláveis, e com um banco de resistências que ajudaria a controlar as variações das duas primeiras, mas neste trabalho, a resistência será ainda considerada como uma só. A seguir será analisada a resposta do sistema diante da variação de cargas indutivas.

### 4.3 Velocidade de Rio Constante e Carga Indutiva Variável

As cargas indutivas requerem energia reativa e, em teoria, tendem a reduzir a tensão elétrica fornecida pelo gerador. Dentro deste grupo existem principalmente os motores elétricos, bombas, geladeiras e até transformadores sem carga, entre outros. A ligação ou desligamento destas cargas, têm um impacto sobre o sistema conversor de energia hidrocinética. Nesta seção a velocidade do rio é mantida em 2.5 m/s e uma carga indutiva variável no tempo será conectada em série com uma carga resistiva.

Para este caso, variações de carga indutiva entre 0.007 H e 0.02 H foram aplicadas para que o modelo matemático convergisse. Em primeiro lugar, na figura 4.24 pode ser observado que o impacto da variação de carga indutiva sobre a rotação do eixo de transmissão é similar ao impacto gerado pela variação de carga resistiva.

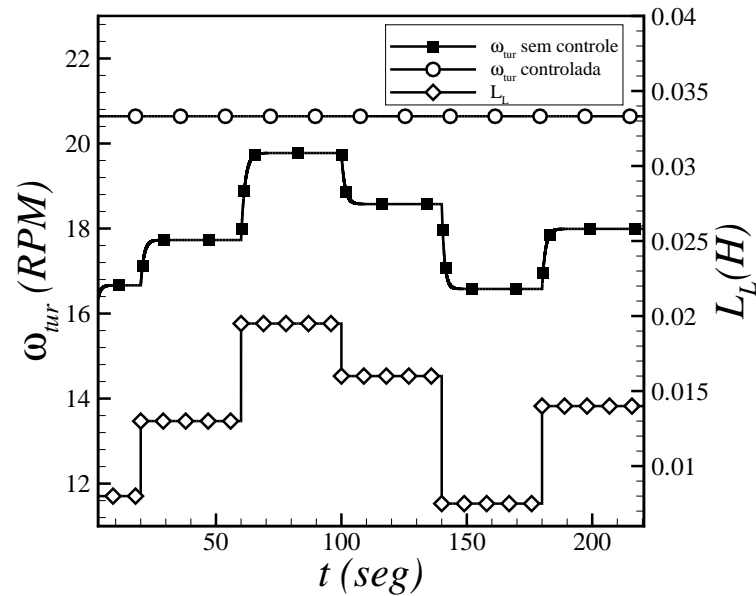


Figura 4.24: Rotação da turbina devido à variação de carga indutiva

Isso significa que, quando a carga indutiva aumenta, a rotação da turbina aumenta e quando a carga indutiva diminui, a rotação da turbina também é reduzida. Para entender esta resposta do sistema, inicialmente as correntes  $i_d$  e  $i_q$  são analisadas. A equação da corrente  $i_q$  mostra que, com a resistência constante, a corrente  $i_q$  depende inversamente da carga indutiva, como mostra a figura 4.25. Assim, o aumento de carga indutiva reduz a corrente em quadratura  $i_q$ , o que diminui o torque eletromagnético do gerador, ocasionando o incremento da rotação do eixo mecânico.

Por sua vez, a equação da corrente  $i_d$  indica que, com a carga resistiva fixa, a corrente de eixo direto  $i_d$  depende da variação de carga indutiva, da corrente em quadratura e da rotação do gerador dependente desta corrente. Na figura 4.25 é observado que, com o aumento de carga indutiva, a corrente de eixo direto também aumentou, mesmo com a redução da corrente  $i_q$ . Isto equivale a dizer que a proporcionalidade direta entre a corrente  $i_d$  e a rotação, afetada por  $i_q$ , define a resposta dinâmica do sistema.

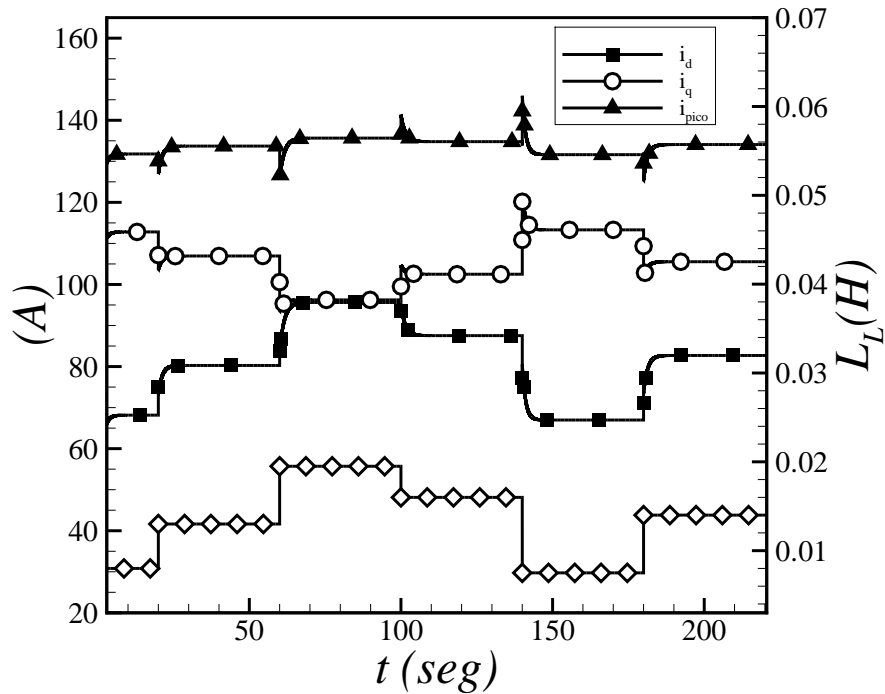


Figura 4.25: Correntes no estator do gerador devido à variação de carga indutiva

Uma vez conhecida a natureza das correntes  $i_d$  e  $i_q$ , os fluxos magnéticos existentes nestes eixos serão analisados. Na figura 4.26 pode ser observado que os fluxos  $\Psi_d$  e  $\Psi_q$  são reduzidos com o incremento da carga indutiva. Analogamente, estes fluxos aumentam com a redução da carga indutiva. Esta afirmação se reforça com o conceito da desmagnetização de campos magnéticos, que é ocasionada naturalmente por cargas indutivas.

Segundo a equação 2.101, o valor absoluto do fluxo concatenado  $\Psi_d$  é reduzido com o aumento da corrente  $i_d$ , resultado da aplicação de uma carga indutiva maior. Expressado de outra forma, o aumento da carga indutiva gera um fluxo magnético de sentido oposto ao fluxo criado pelos ímãs permanentes.

Por sua vez, o fluxo gerado no eixo em quadratura  $\Psi_q$  é proporcional à corrente que circula nesse mesmo eixo  $i_q$ , conforme a equação 2.101. Isso significa que o aumento de carga indutiva, que reduz a corrente em quadratura  $i_q$ , também reduz o fluxo magnético.

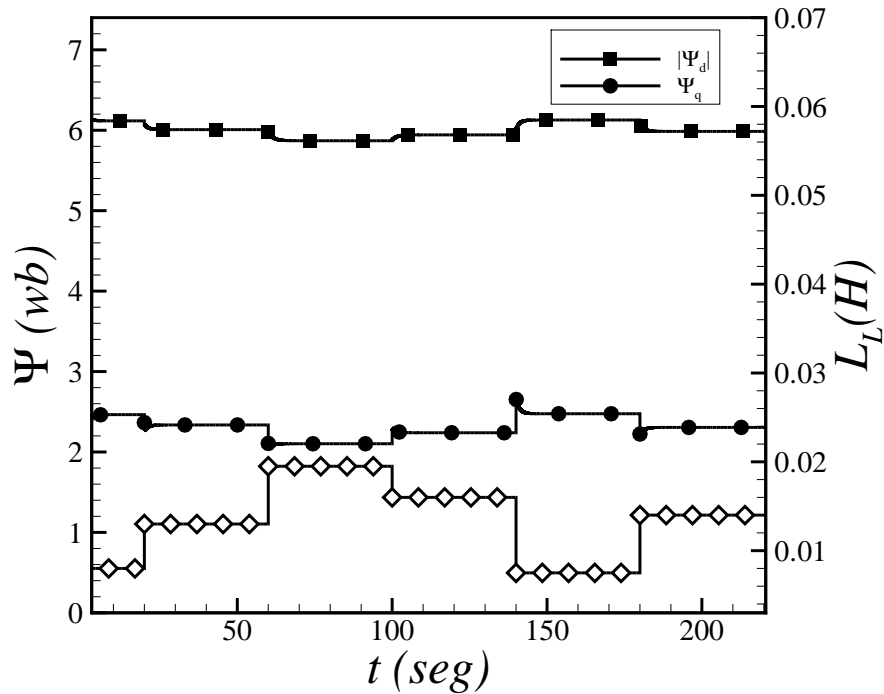


Figura 4.26: Fluxos magnéticos  $\Psi_d$ ,  $\Psi_q$  devido à variação de carga indutiva

De acordo com a equação da tensão 2.102, a tensão de eixo direto  $v_d$  é principalmente resultado do fluxo magnético girante gerado no enrolamento do eixo em quadratura  $\Psi_q$ . Como foi mostrado anteriormente, o incremento de carga indutiva reduz este fluxo, mas também reduz a corrente  $i_q$  que, por sua vez, reduz o torque eletromagnético e aumenta a rotação do gerador. Conforme a figura 4.27, o resultado final deste balanço é a permanência da tensão  $v_d$  em um valor quase constante.

Por sua vez, a equação 2.102 mostra que, fora da queda de tensão na resistência do estator, a tensão  $v_q$  é produto do fluxo magnético girante de eixo direto  $\Psi_d$ . Tal como foi explicado anteriormente, a aplicação de um degrau positivo de carga indutiva ocasiona a redução do fluxo magnético  $\Psi_d$  e, ao mesmo tempo, o incremento da rotação do gerador.

Na figura 4.27 pode-se observar que a tensão  $v_q$  aumenta com o incremento da carga indutiva, o que leva a afirmar que a tensão de eixo em quadratura  $v_q$  está principalmente afetada pela rotação do gerador e é a principal responsável pela tendência da tensão no estator, uma vez que a tensão  $v_d$  é quase invariável.



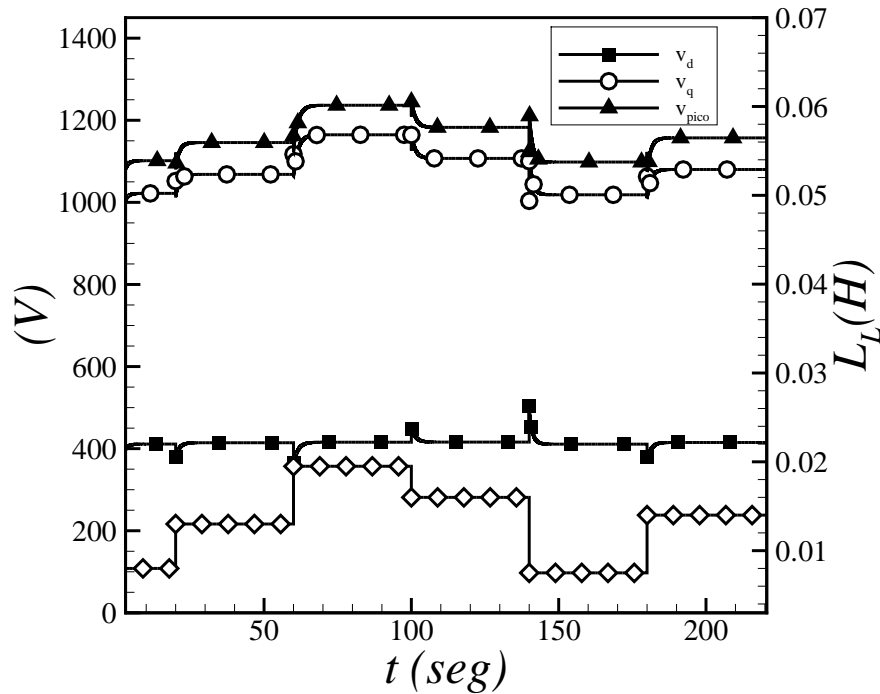


Figura 4.27: Tensão no estator devido à variação de carga indutiva

Finalmente, analisando as potências fornecidas na figura 4.28, é observado que o incremento de carga indutiva ocasionou um pequeno aumento da energia ativa gerada. Isto é devido a que, para um gerador de ímãs permanentes, o incremento da carga indutiva afeta negativamente os fluxos magnéticos mas também reduz as correntes que os geram e que, no caso da corrente  $i_q$ , afeta o torque eletromagnético.

Inicialmente, na análise do gerador em regime permanente, a tensão foi reduzida com o incremento de carga indutiva. Já com a análise realizada através do modelo dinâmico, é mostrado que um sistema acoplado turbina-gerador, submetido a incrementos de carga indutiva, sofrerá reduções nos fluxos magnéticos.

Porém, tais incrementos de carga também reduzem a corrente  $i_q$ , ocasionando a redução do torque eletromagnético e o aumento da rotação do gerador, cujo efeito secundário é o incremento da tensão fornecida. Por sua vez, a carga reativa fornecida será naturalmente maior, primeiro pelo aumento da carga e segundo pelo aumento na rotação do gerador.

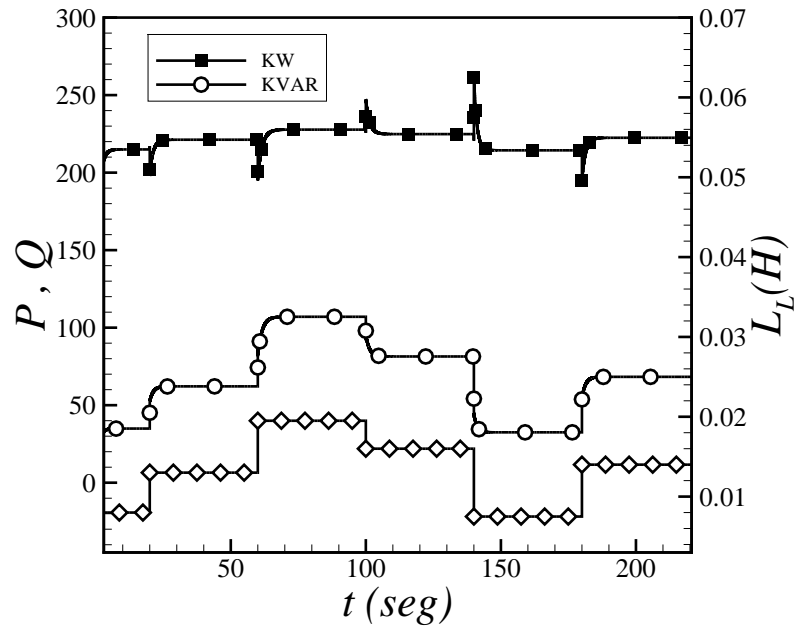


Figura 4.28: Potências fornecidas na carga devido à variação de carga indutiva

Agora, a estratégia de controle será aplicada. Inicialmente, foi estabelecido que a resistência seria constante com valor  $8.25 \Omega$ . Porém, a figura 4.29 mostra que a carga resistiva, que produzirá o torque eletromagnético necessário para otimizar a rotação do gerador, é maior.

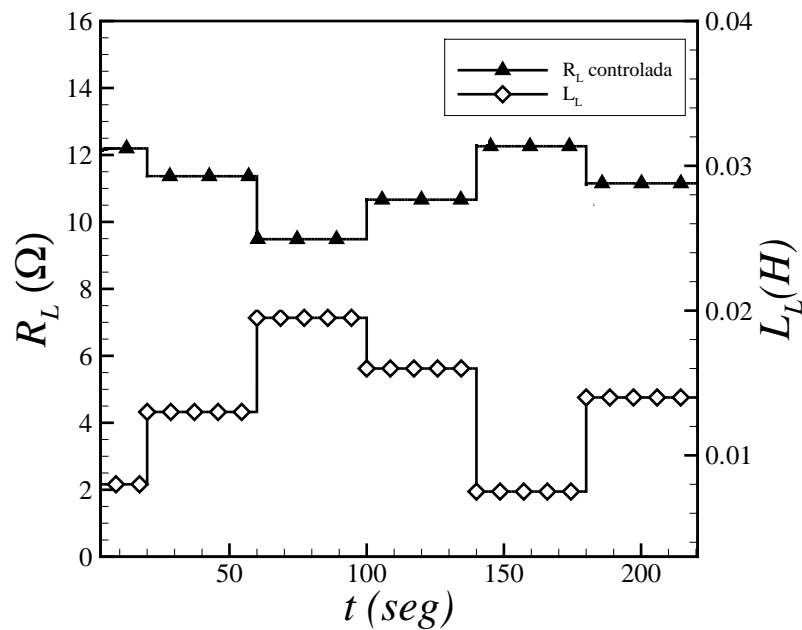


Figura 4.29: Carga resistiva ideal diante de carga indutiva variável

Posteriormente, o incremento da carga indutiva ocasiona que a carga resistiva deva ser reduzida para manter a rotação no seu valor ideal. Igualmente, com a redução da carga indutiva, a carga resistiva deverá ser incrementada.

De acordo com o que foi estudado anteriormente e, tal como aparece na figura 4.30, a aplicação de uma carga resistiva maior que a carga fixa, nos instantes iniciais, gera uma corrente de eixo em quadratura menor, obtendo o aumento requerido da rotação. Uma vez atingida a rotação ideal, o incremento da carga indutiva a elevaria mais ainda, devido à nova redução da corrente  $i_q$ . Isso pode ser compensado com uma redução na carga resistiva, o que aumentaria a corrente  $i_q$  e o torque eletromagnético, que atuará como um freio.

Observa-se na figura 4.30 que, com o controle proposto, a tendência final da corrente  $i_q$  é de diminuir diante do incremento da carga indutiva e da redução de carga resistiva ideal. Uma vez que, a corrente  $i_q$  é reduzida com o aumento da carga indutiva e, ao mesmo tempo, incrementada com a redução da carga resistiva, a sua tendência final é de diminuir, o que em princípio significaria a redução do torque eletromagnético e o aumento da rotação. Sabendo que a estratégia de controle mantém em todo momento a rotação ideal, pode-se derivar da equação  $T_e$  que a sua segunda componente será a responsável por compensar estas variações de  $i_q$  e estará influenciada diretamente pelo produto das correntes  $i_d$  e  $i_q$ .

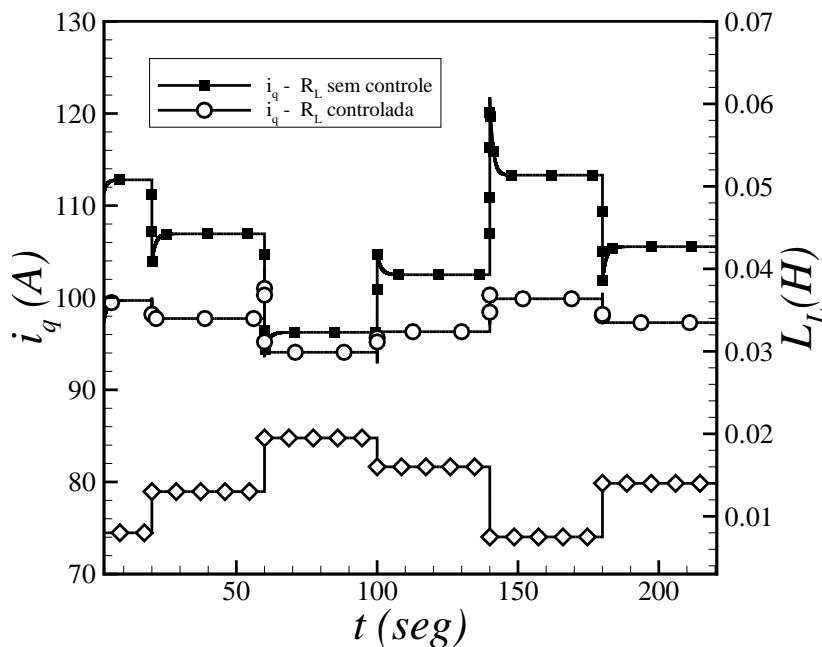


Figura 4.30: Corrente  $i_q$  diante de variações de carga indutiva resistência controlada

A corrente de eixo direto é agora dependente da rotação, da carga indutiva e da carga resistiva. Observando a figura 4.31, a corrente inicial  $i_d$  ideal é menor devido a uma maior carga resistiva, necessária para maximizar adequadamente a rotação. A partir desse momento, o objetivo é manter a rotação no seu valor ideal.

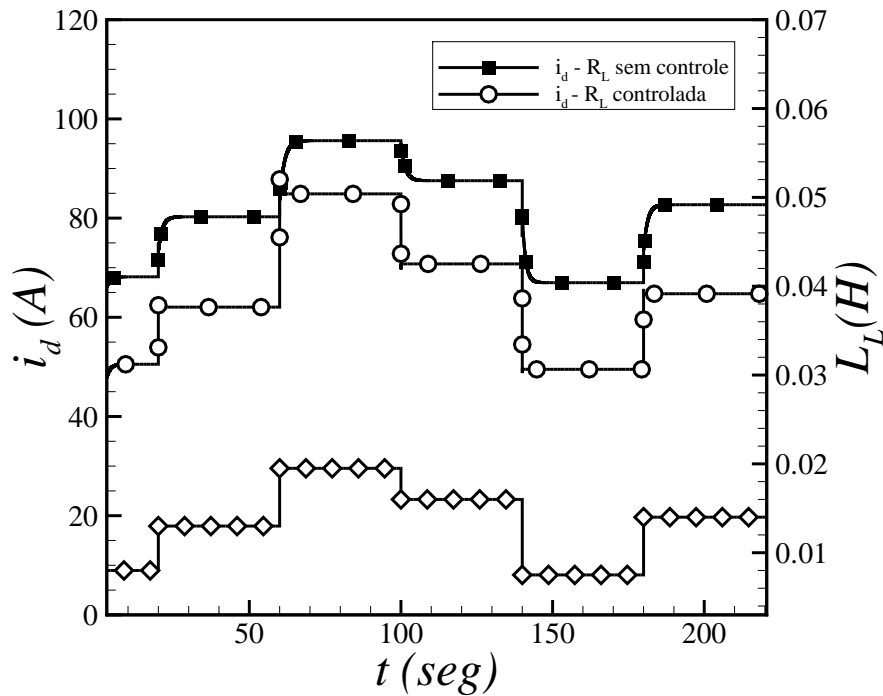


Figura 4.31: Corrente  $i_q$  diante de variações de carga indutiva com resistência controlada

Assim, com o primeiro incremento de carga indutiva, a carga resistiva teria que ser reduzida e, como resultado de tais mudanças, a corrente  $i_q$  resultante é menor, e o valor de  $i_d$  aumenta. A redução de  $i_q$  ocasiona a queda do torque eletromagnético e o aumento da rotação. Neste momento é importante notar na equação do  $T_e$  que  $L_q > L_d$ , o que torna o segundo termo positivo. Agora, com o incremento de  $i_d$ , a segunda componente de  $T_e$  é maior e ocasiona a queda da rotação.

Da mesma forma, quando a carga indutiva diminui, a resistência deve aumentar. Segundo a figura 4.30, a tendência da corrente  $i_q$  é de se incrementar, aumentando uma parcela do torque eletromagnético e reduzindo a rotação. Por outro lado, a corrente  $i_d$  diminui tal como indica a figura 4.31, o que indica uma queda na segunda parcela do torque eletromagnético. Portanto, o incremento do torque ocasionado pelo aumento de  $i_q$  é compensado com uma queda de torque devido a  $i_d$ , obtendo como resultado final a permanência do torque eletromagnético no seu valor ideal.

Em resumo, pode-se afirmar que a carga resistiva será a responsável pela corrente  $i_d$  que, por sua vez, cumpre o papel de compensar o torque eletromagnético gerado em um primeiro momento pela variação da carga indutiva.

Finalmente, quando a carga indutiva aumenta e o sistema é controlado com a estratégia proposta, a corrente  $i_d$  aumenta, a corrente  $i_q$  diminui e o resultado é o aumento da corrente no estator, mas com valores abaixo dos correspondentes ao sistema sem controle de resistência. Isso significa que as perdas por efeito joule nos enrolamentos do estator serão sempre menores com a resistência adequada e, portanto, a eficiência do gerador é aumentada.

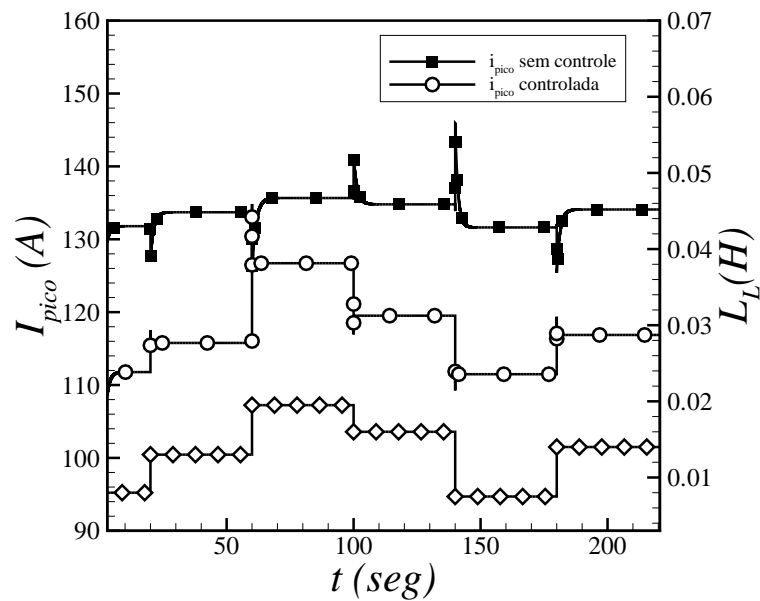


Figura 4.32: Corrente pico diante da variação de carga indutiva

Conseqüentemente, diante do incremento de  $L_L$  e a adequada redução de  $R_L$ , o incremento da corrente  $i_d$  vai reduzir o fluxo do eixo direto  $\Psi_d$ , como indicam a equação 2.101 e a figura 4.33. Como resultado disso, a tensão induzida no eixo em quadratura  $v_q$  também será reduzida, de acordo com a equação 2.103 e como é mostrado na figura 4.36. De igual forma, com a redução de  $L_L$ , a carga  $R_L$  deve ser incrementada e a redução de  $i_d$  melhorará o fluxo magnético  $\Psi_d$  e a tensão no eixo direto  $v_q$

Por sua vez, a corrente  $i_q$  sofre uma redução diante do incremento de  $L_L$ , com o sistema controlado. Isso ocasiona também a redução do fluxo em quadratura  $\Psi_q$ , de acordo com a equação 2.101 e com a figura 4.34. Conseqüentemente, a tensão no eixo direto  $v_d$  também sofrerá uma queda e, igualmente, com a redução da carga  $L_L$ , esta tensão será incrementada, como indica a

equação 2.102 e tal como mostra a figura 4.35.

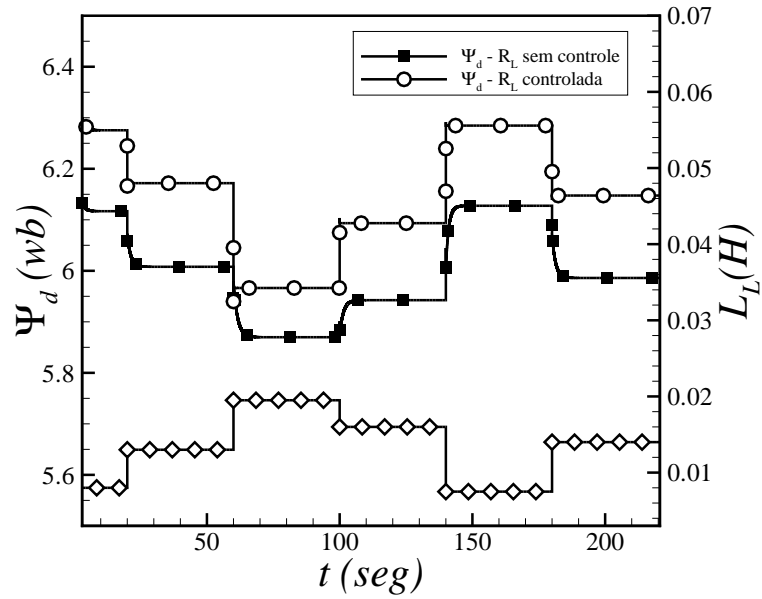


Figura 4.33: Fluxo  $\Psi_d$  diante de variações de carga indutiva com resistência controlada

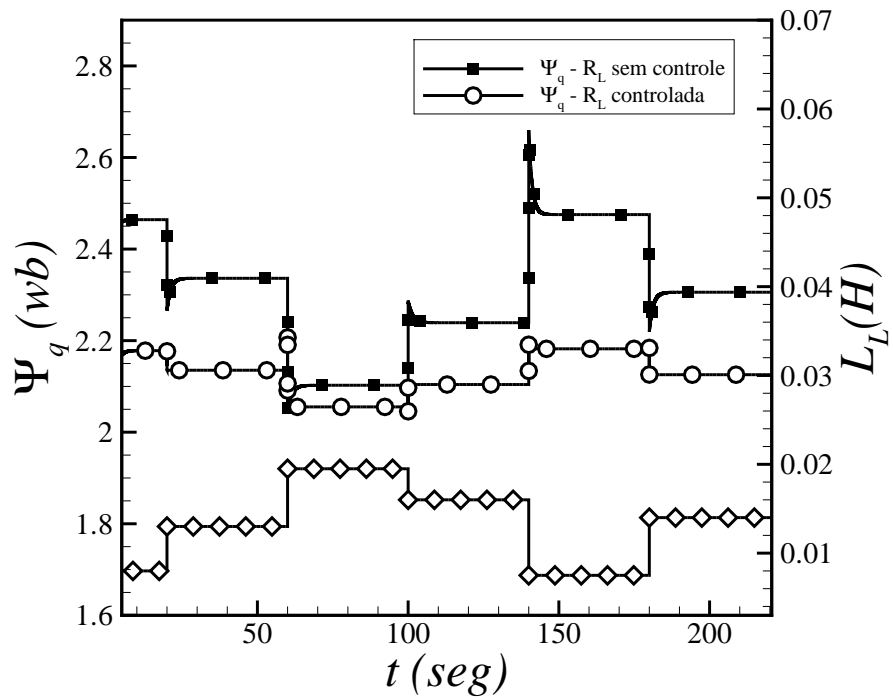


Figura 4.34: Fluxo  $\Psi_q$  diante de variações de carga indutiva com resistência controlada

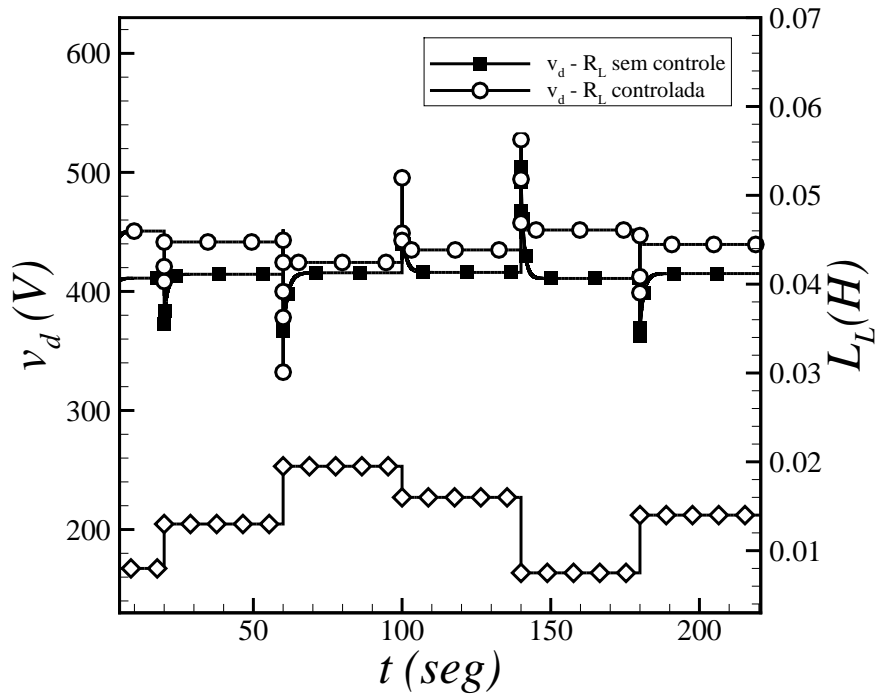


Figura 4.35: Tensão  $v_d$  diante de variações de carga indutiva com resistência controlada

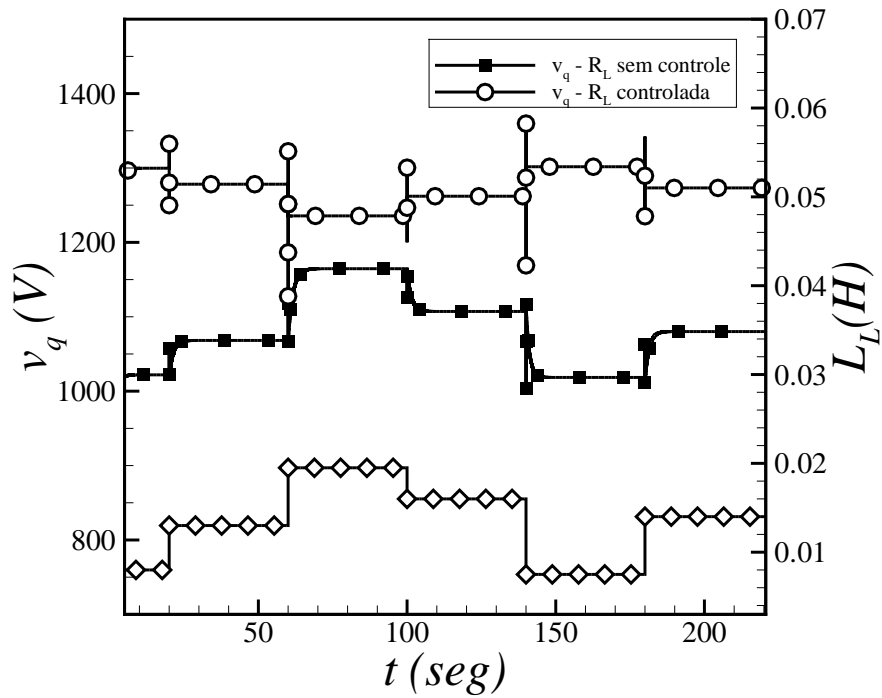


Figura 4.36: Tensão  $v_q$  diante de variações de carga indutiva com resistência controlada

Em resumo, diante do incremento de carga indutiva com o sistema controlado, as tensões  $v_d$  e  $v_q$  são reduzidas. Isso é apenas consequência do impacto que as correntes  $i_d$  e  $i_q$  têm sobre os fluxos magnéticos dos mesmos eixos, para este tipo de geradores, da forma como já foi explicado. O resultado final é níveis de tensão elevados, com redução diante de incrementos da carga indutiva e com aumento devido à saída parcial deste tipo de cargas, sabendo que em todo momento o sistema está controlado pela carga resistiva.

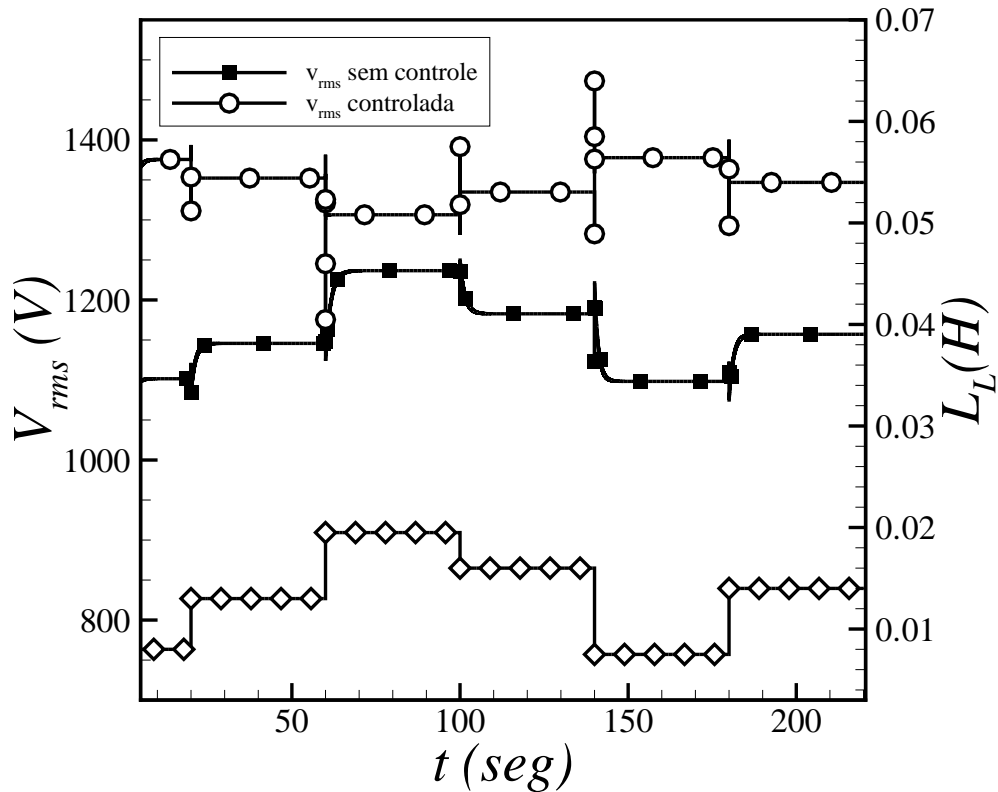


Figura 4.37: Tensão rms diante da variação de carga indutiva com  $R_L$  controlada

O resultado da regulação da carga resistiva, para manter o sistema hidrocínético no seu ponto de operação ideal, aparece na figura 4.38, onde pode ser visto que a potência ativa transformada é sempre máxima. Porém, conectando a carga resistiva adequada, a potência indutiva fornecida tenha que ser menor que quando não era aplicado o controle, como aparece na figura 4.39. Isto é devido a que o aumento de carga resistiva reduz a corrente  $i_d$ , que é a principal responsável pela potência reativa fornecida, de acordo com a equação da potência reativa.



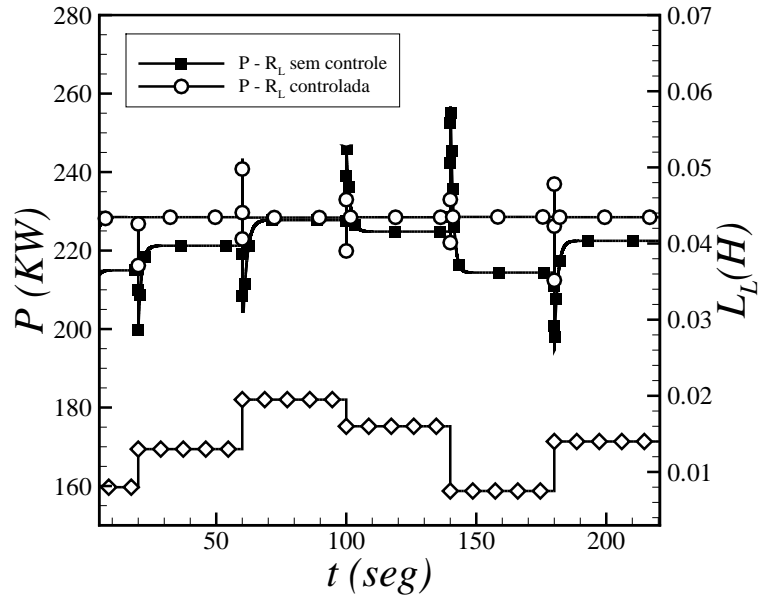


Figura 4.38: Potência ativa diante de variações de carga indutiva com resistência controlada

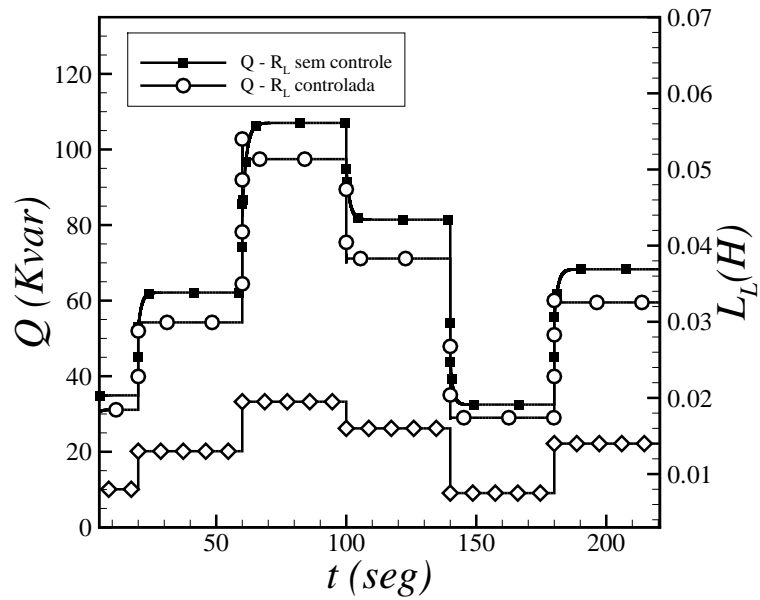


Figura 4.39: Potência reativa diante de variações de carga indutiva com resistência controlada

Resumindo esta seção, a carga indutiva tem um efeito similar a carga resistiva, em relação à rotação. Observou-se que o incremento de carga indutiva ocasiona a redução do fluxo magnéticos devido a sua influência sobre as correntes, incluindo a corrente em quadratura, que é a principal responsável pelo torque eletromagnético. Isso ocasiona o incremento da rotação e da tensão.

Porém, isso está acontecendo quando a resistência não esta controlada. Uma vez controlada a resistência, a potências e a tensão são maximizadas. A partir desse momento e sempre com o sistema controlado pela resistência, o efeito do incremento de carga indutiva terá o efeito que era esperado, que é reduzir a tensão.

#### 4.4 Velocidade de Rio Variável e Carga Resistiva Fixa

O objetivo neste caso é submeter o sistema hidrocínético a velocidades de rio entre 1 m/s e 3 m/s, conforme a figura 4.40 para observar a resposta com cargas terminais constantes. A carga resistiva será mantida em  $R_L = 20 \Omega$  e a carga indutiva será igual a  $L_L = 8,258 \text{ mH}$ . Por outro lado, é realizada uma comparação entre o sistema com carga resistiva constante e com a estratégia de controle aplicada.

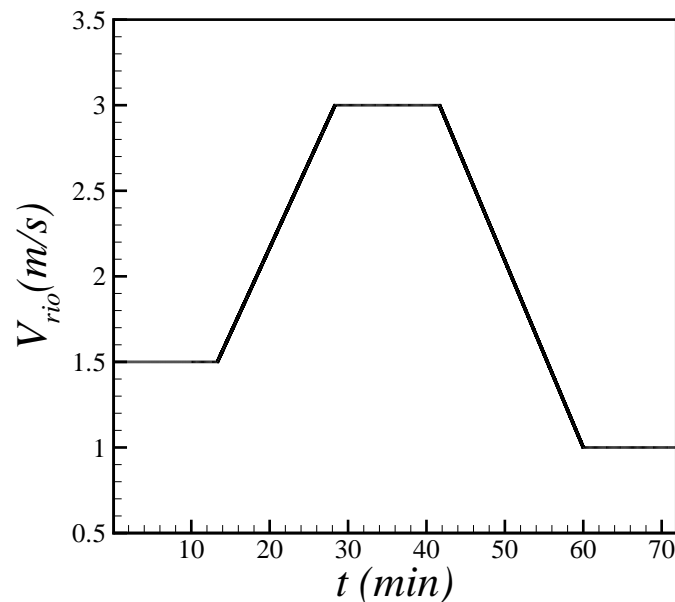


Figura 4.40: Velocidade do rio

Na figura 4.41, aparecem tanto a carga resistiva fixa como a resistência necessária para otimizar a extração de energia hidrocínética, obtida com a aplicação da estratégia de controle. Pode ser observado que, para manter o coeficiente de potência no seu valor máximo, a resistência necessária para otimizar o nível de extração de energia deve diminuir quando a velocidade do rio aumenta. Analogamente, quando a correnteza diminui, a carga resistiva deve ser incrementada.

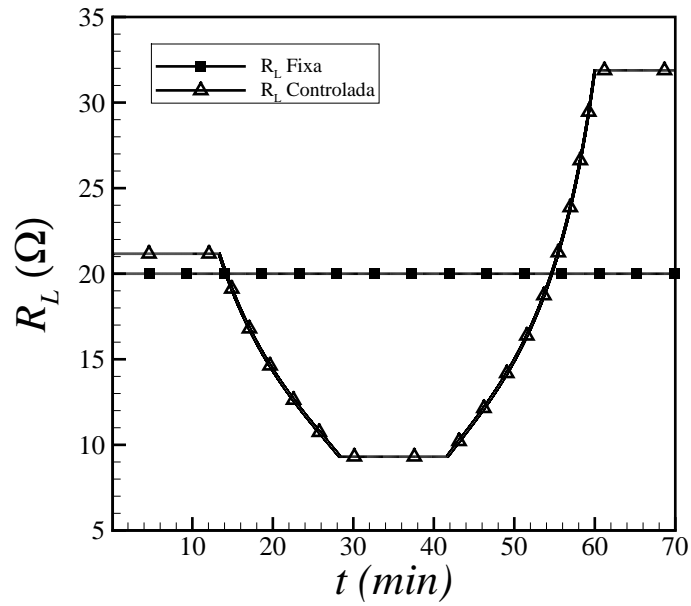


Figura 4.41: Carga resistiva fixa e controlada

Em relação à rotação da turbina, a figura 4.42 mostra que a velocidade angular da turbina consegue atingir seu valor ideal aplicando a estratégia de controle proposta.

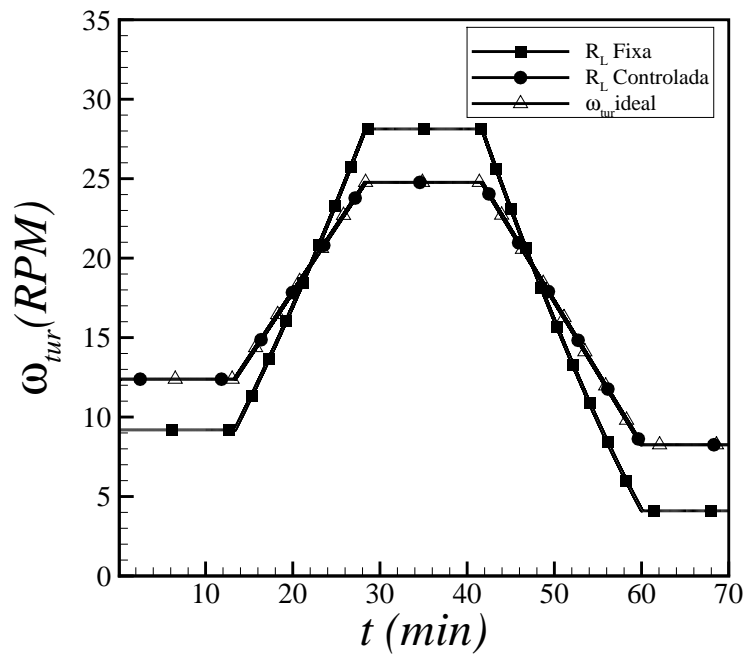


Figura 4.42: Rotação de turbina diante de correnteza variável

Por outro lado, pode ser visto que a carga resistiva constante tem um impacto diferente no sistema para diferentes velocidades de rio. Inicialmente a rotação real é menor que a rotação ideal. Na medida em que a velocidade aumenta, a rotação se aproxima do seu valor ideal para finalmente ultrapassá-lo. Analogamente, com a redução da velocidade o processo é inverso.

De acordo com a modelagem do rotor, na seção 2.2, o ângulo de passo das pás da turbina é constante. Portanto, a velocidade do rio e a carga resistiva conectada são as principais responsáveis pela velocidade angular, que define o coeficiente de potência da turbina, como mostra a figura 4.43.

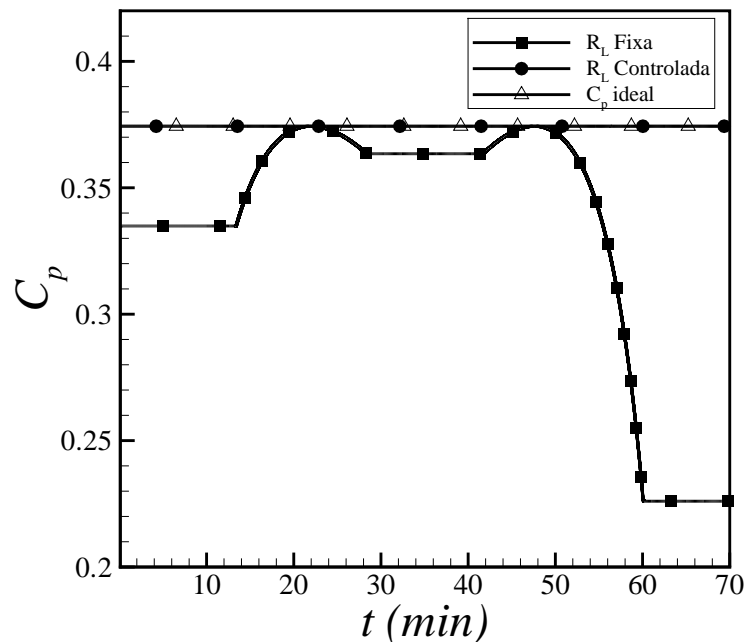


Figura 4.43: Coeficiente de potência diante de correnteza variável

Com a carga mantida constante em  $20 \Omega$ , o coeficiente de potência é inicialmente menor devido à rotação ser menor que a ideal. Com a carga resistiva fixa, casualmente o coeficiente de potência alcançara seu valor máximo apenas nos instantes em que a rotação seja a ideal. Note-se também na figura 4.42 que a diferença entre as rotação ideal e a rotação com a carga resistiva fixa é a mesma tanto nos instantes iniciais, quando a velocidade do rio é  $1.5 \text{ m/s}$ , como nos instantes finais quando a velocidade é  $1 \text{ m/s}$ . Porém, observa-se na figura 4.43 que o desempenho da turbina cai fortemente com uma carga resistiva inapropriada conectada ao sistema, operando em velocidades muito baixas.

Com a aplicação do controle da resistência é esperado que a potência ativa fornecida seja maior com a resistência controlada. Porém, pode ser notado na figura 4.44 que a diferença entre as po-

tências ativas entre o sistema controlado e não controlado é mais notório na medida em que a velocidade do rio aumenta.

Inicialmente a velocidade é 1,5 m/s e, como aparece na figura 4.41, a resistência fixa é aproximada da resistência ideal e poderia ser entendido que esse é o motivo para que a potência fornecida do sistema com o sem controle seja quase a mesma. Já com o incremento da velocidade, a resistência teve de ser diminuída para manter a rotação no seu valor ideal e isso foi mais visível quando a velocidade ficou maior. Porém, quando a velocidade do rio diminui, a resistência aumentou, passando pelo valor da carga fixa e ultrapassá-lo, mas sem ter nenhum impacto notório na quantidade de potência ativa fornecida.

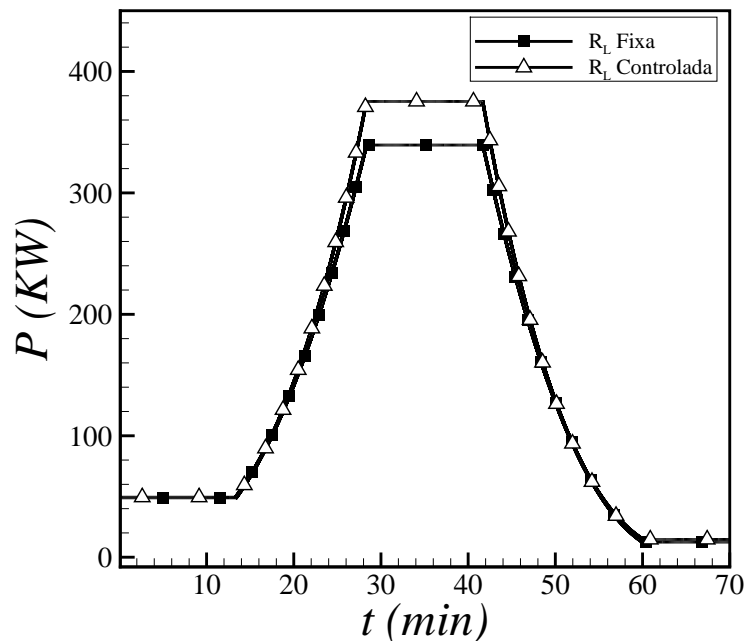


Figura 4.44: Potência ativa gerada com velocidade do rio variável

A diferença aparece na potência reativa indutiva fornecida, como ilustra a figura 4.45. A princípio, a potência reativa em velocidade baixas é praticamente a mesma com e sem controle, mas com o incremento da velocidade do rio, a estratégia de controle se torna mais importante. Quando a velocidade do rio chega a 3 m/s, o sistema não controlado fornece aproximadamente 40 kvar, e o sistema controlado quase alcança o valor de 80 KVAR. Portanto, em velocidades baixas, o sistema de controle pode apresentar benefícios menores mas, em velocidades altas, o nível de potência fornecida ativa e reativa pode ser maior.

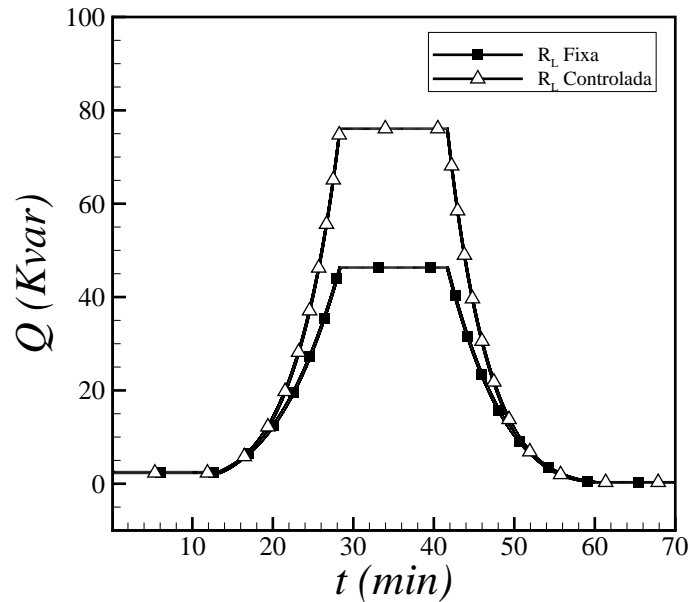


Figura 4.45: Potência reativa gerada com velocidade do rio variável

Resumindo, a estratégia de controle utilizada maximizou em todo momento a potência transformada, refletida na potência elétrica ativa, assim como na potência reativa fornecida à carga indutiva constante. No caso de operar com a carga resistiva fixa, o sistema pode atingir seu ponto de operação ideal, mas em velocidades de rio variável, isso seria apenas uma eventualidade.

## 4.5 Efeito da curva $C_p \times \lambda$ sobre o sistema eletromecânico

Na projeção de turbinas, o objetivo principal é conseguir o máximo aproveitamento da energia, que estará definido pela curva  $C_p \times \lambda$ . Em primeiro lugar, duas turbinas com curvas de potências similares, mas com uma pequena defasagem, podem transformar a mesma quantidade de energia com rotações diferentes. Por outro lado, diversos métodos de otimização de perfis hidrodinâmicos são utilizados para incrementar o coeficiente de potência. Tais métodos podem alcançar valores maiores com uma forma de curva de potência mais estreita que outras, cujos coeficientes de potência máxima são menores. Isso faz parte do projeto da turbina, material e geometria da turbina e não é parte do foco deste trabalho.

Nesse contexto, esta seção pretende mostrar o impacto que certos perfis de coeficiente de turbinas têm sobre um sistema conectado a uma carga, assim como os efeitos da alteração da carga resistiva-indutiva sobre o conjunto eletromecânico quando ele opera a uma determinada veloci-

dade. Para cumprir com este propósito, a curva de velocidade do rio, adotada inicialmente, será utilizada novamente, além de criar um segundo perfil de turbina paralelo à curva de potência que foi utilizada até esta etapa, como aparece na figura 4.46.

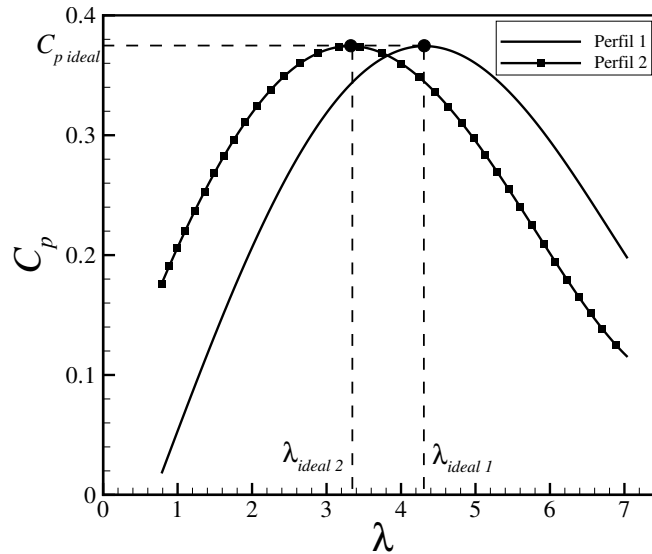


Figura 4.46: Comparação entre Perfis 1 e 2: coeficiente de potência

Pode ser notado que, com o novo perfil, a turbina pode ter o mesmo aproveitamento com uma rotação menor e, portanto, a resistência controlada também será menor, conforme a figura 4.47.

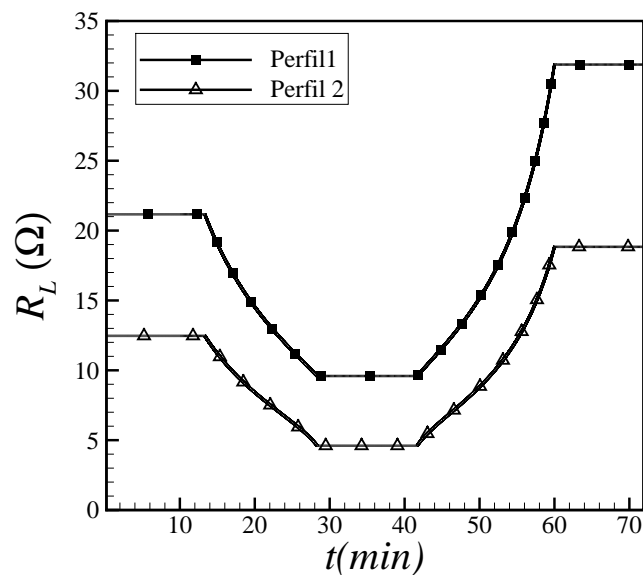


Figura 4.47: Comparação entre Perfis 1 e 2: resistência ideal

Em relação às potências geradas, a potência ativa fornecida à carga para ambos os casos são iguais devido a que o coeficiente de potência máximo é o mesmo. Por outro lado a potência reativa fornecida é maior com o perfil 2.

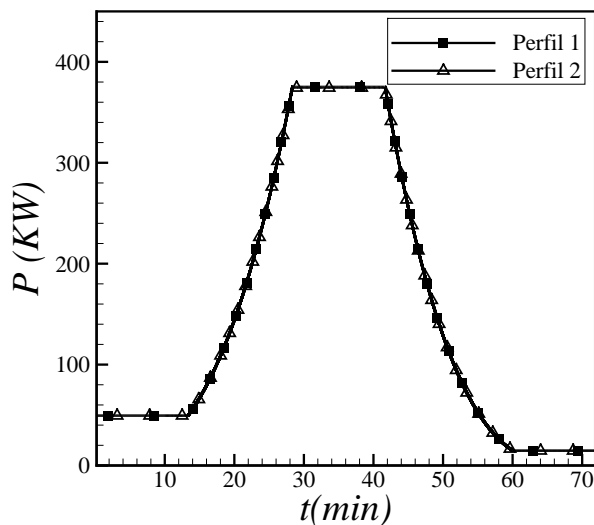


Figura 4.48: Comparação entre Perfis 1 e 2: potência ativa

Por outro lado, a corrente  $i_d$  tem uma relação inversa com a carga resistiva e, como foi analisado anteriormente, a potência reativa depende desta corrente.

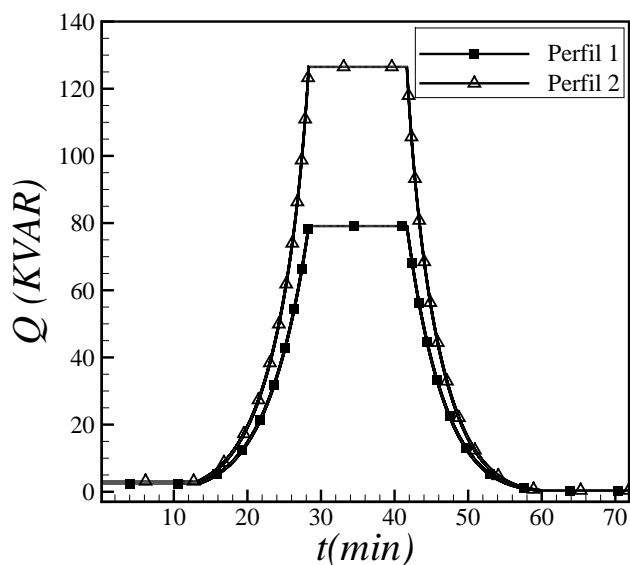


Figura 4.49: Comparação entre Perfis 1 e 2: potência reativa



Assim, uma vez que a carga resistiva necessária para controlar a turbina com perfil 2 é menor do que com o perfil 1, a potência reativa fornecida será maior, como mostra a figura 4.49. Em relação ao nível de tensão fornecida, e tal como indica a figura 4.50, é natural ver que a turbina com maior TSR ideal (Perfil 1) vai obter valores maiores, devido a que a tensão é proporcional à rotação do eixo mecânico.

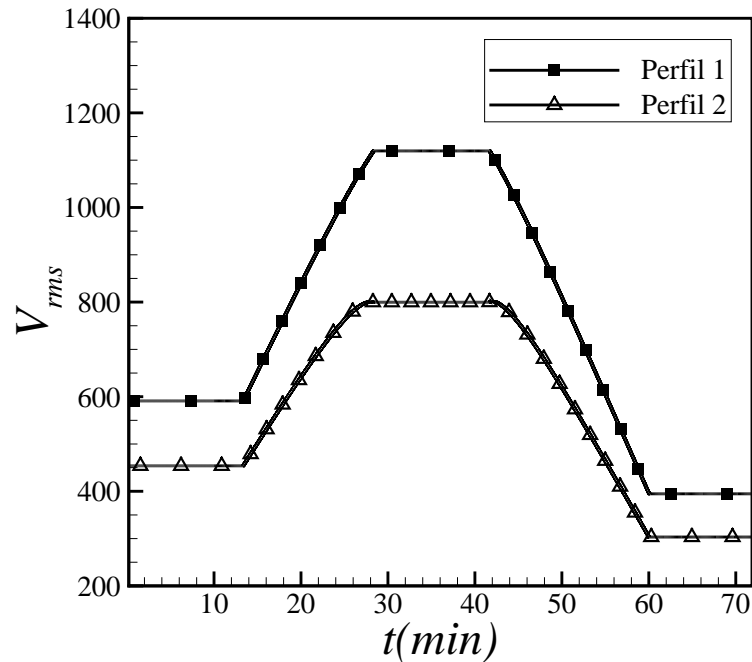


Figura 4.50: Comparação entre Perfis 1 e 2: tensão rms

Estas respostas indicam que um sistema hidrocínético controlado, que utiliza um gerador síncrono de ímãs permanentes, será mais apropriado para alimentar cargas indutivas quando a turbina tem um TSR ideal menor. Da mesma forma, com uma turbina cujo TSR ideal é maior, seria mais conveniente conectar mas carga resistiva.

Agora, utilizando uma curva de potência mais estreita, são avaliados os efeitos que a variação da carga resistiva pode ter sobre sistemas hidrocínéticos, com carga indutiva constante. Para isso, a carga indutiva será mantida fixa em 8 mH e um Perfil 3 de turbina é mostrado na figura 4.51. Nesta etapa, a estratégia não será aplicada pois o  $C_p$  ideal da turbina 1 é igual ao  $C_p$  ideal da turbina 3. Em primeiro lugar, a resposta da rotação da turbina 1 foi observada anteriormente assim como as causas.

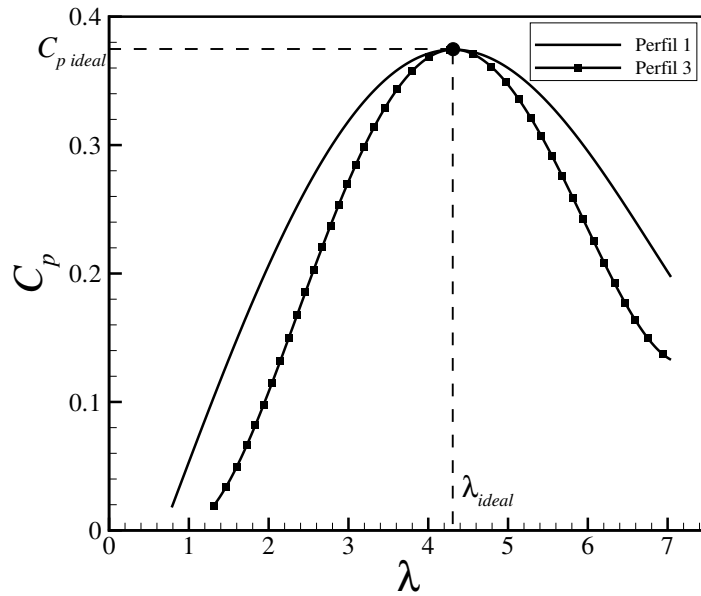


Figura 4.51: Coeficientes de Potência de Perfil 1 e Perfil 3

Nos primeiros instantes, a carga resistiva aplicada deixa a turbina com uma rotação de aproximadamente 16 RPM e, com a mesma carga aplicada na turbina com o perfil de rotor 3, o sistema tem uma rotação em regime permanente de 14 RPM do lado da turbina.

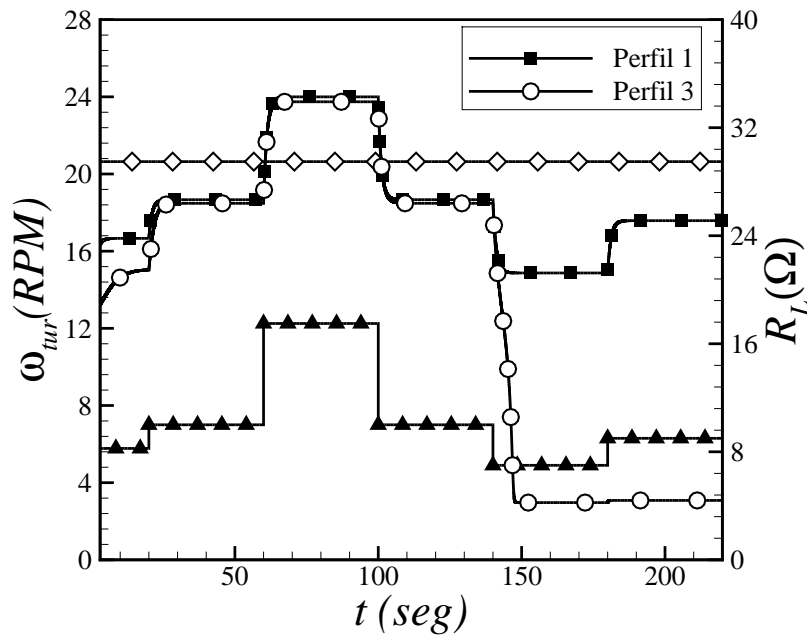


Figura 4.52: Rotação das turbinas com Perfil 1 e Perfil 3

Isso é devido a que, conforme a figura 4.51, a turbina 3 tem uma tendência de cair em seu rendimento de forma mais acelerada que a turbina 1 à medida que a rotação se afasta do seu valor ideal. Quando o primeiro degrau é aplicado, ambos os perfis alcançam rotações muito parecidas. Porém, o resultado mais importante desta comparação é que a redução da carga resistiva, que ocasiona naturalmente a redução da rotação, pode levar o sistema a pontos de operação inadmissíveis, tirando a condição de estabilidade do sistema.

Pode ser visto que a redução da resistência, com a turbina 1 no instante  $t=140$  seg, reduz a rotação de forma severa, mas quando é aplicada um novo degrau positivo de carga, a turbina se aproxima novamente do seu valor ideal, mas para a turbina 3, este novo degrau não devolve o sistema a condições de operação normais. Esta resposta vai ocasionar que o nível de conversão de potência do rio seja nula quando esta resistência não controlada é aplicada, tal como mostrado na figura 4.53.

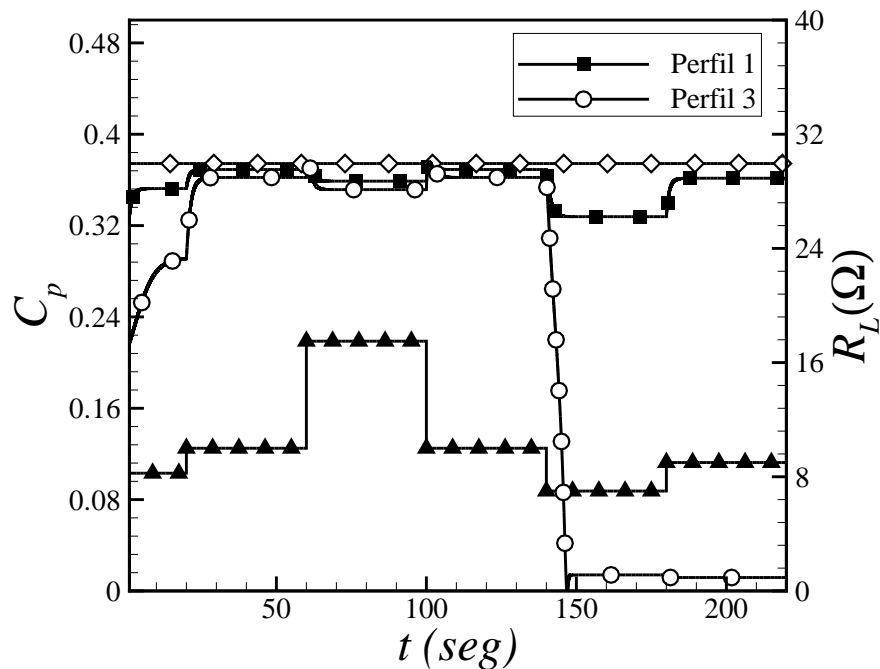


Figura 4.53: Coeficientes de Potência de Perfil 1 e Perfil 3

Naturalmente, uma queda na rotação de uma forma quase instantânea, induz a pensar que o conjunto eletromecânico sofra danos muito graves. Portanto, pode-se concluir que o estudo realizado nesta seção ajudaria a determinar qual seria carga mínima e a carga máxima que deve ser conectada ao sistema, para as velocidades de rio estimadas em projeto, o que inclui um estudo aprofundado da estabilidade do sistema.

# Capítulo 5

## Conclusões

A revisão bibliográfica realizada mostra como os sistemas hidrocinéticos com geradores de ímãs permanentes foram concebidos através do aperfeiçoamento das características dos materiais magnéticos, da sua aplicação em máquinas elétricas, do desenvolvimento da eletrônica de potência e da iniciativa de explorar o potencial hidrocinético como forma alternativa para gerar energia elétrica de forma sustentável. Também foram apresentadas as diferentes topologias, dependendo de cada componente do sistema, assim como as vantagens dos geradores síncronos de ímãs permanentes diante de outras máquinas.

Foi apresentado um modelo matemático para cada componente do sistema, dando especial atenção ao gerador elétrico. A partir de um modelo clássico para geradores síncronos convencionais que utiliza uma transformação ortogonal para simplificar a solução, o modelo para um gerador de ímãs permanentes com carga isolada resistiva-indutiva foi obtido, assim como a condição de carga ideal para operar no máximo nível de extração de energia.

Da solução em regime permanente, foram obtidos alguns conhecimentos sobre o gerador elétrico: regulação de tensão, tensão e corrente, potências ativa e reativa e eficiência. Por outro lado o sistema foi submetido a diversas condições de carga terminal e correnteza de rio, e os resultados mostram como a eficiência de extração de potência hidrocinética poderia ser melhorada através do controle da carga resistiva conectada nos terminais do gerador.

Por outro lado, foi apresentada uma metodologia para a determinação experimental dos parâmetros do modelo matemático: a resistência dos enrolamentos do estator, as indutâncias de eixo direto e de eixo em quadratura, a constante do fluxo magnético produzido pelos ímãs permanentes e o número de pólos do rotor.

Com o modelo desenvolvido foi determinado que o torque eletromagnético depende fortemente da corrente de eixo em quadratura, que tem uma relação inversa com a carga resistiva. Portanto, aumentando a carga resistiva, a rotação do eixo de transmissão aumenta, analogamente a rotação diminui com a redução da carga resistiva. Porém, aumentar a carga sem um controle adequado pode incrementar a rotação acima do valor ideal, correspondente ao máximo coeficiente de potência da

turbina, o que causaria redução da potência extraída e conseqüentemente a redução de potência ativa fornecida. Também foi determinado que diante de variações de carga indutiva, a estratégia de controle consegue mais uma vez maximizar o coeficiente de potência da turbina, sacrificando um pouco de potência reativa fornecida, mas garantindo a máxima potência ativa.

Adicionalmente, foi concebido um segundo modelo de rotor hidrocínético que tem o mesmo coeficiente de potência defasado à esquerda para determinar a condição de carga ideal. Diferente do primeiro perfil, a nova curva de potência adotada mostra que para produzir a mesma potência ativa, o gerador requer de rotações menores e, portanto, de uma resistência de carga ideal menor. Conseqüentemente isso reduz o nível de tensão da potência gerada. Por outro lado, foi observado que um  $TSR_{ideal}$  menor pode gerar mais potência reativa com um nível menor de tensão.

Finalmente foi realizada uma comparação entre o primeiro perfil de turbina e outro que tem seu coeficiente de potência máximo no mesmo  $TSR_{ideal}$  mas com uma curva de potência mais estreita. Este novo perfil de turbina mostra uma maior sensibilidade a variações, tanto de correnteza como de carga, até deixar o sistema teoricamente fora de operação e, teoricamente, sem possibilidade de colocá-la novamente em funcionamento apenas com o incremento de cargas resistivas. Caso contrário ao primeiro perfil, que é mais robusto e que permite utilizar uma maior faixa de carga resistiva para o sistema operar em condições aceitáveis.

Para trabalhos futuros, sugere-se a implementação de uma bancada experimental em escala reduzida em túnel de água ou emulando a correnteza do rio através de um motor elétrico controlado. Além disso, será importante realizar um estudo aprofundado das condições necessárias para manter a estabilidade de sistemas hidrocínicos isolados, assim como incluir modelos matemáticos do sistema mecânico de transmissão mais elaborados.

Por outro lado, uma vez que o sistema hidrocínético, que fornece energia elétrica para um conjunto de cargas de forma isolada, será controlado diante de variações de correnteza, a tensão variará de acordo com a rotação ideal, correspondente ao máximo aproveitamento do potencial hidrocínético, para cada velocidade do rio. Nesse sentido, um sistema de controle adicional, utilizando componentes eletrônicos, deve ser implementado para controlar diretamente a tensão, com o objetivo de deixá-la dentro dos padrões de fornecimento de energia elétrica para os consumidores.

# Referências Bibliográficas

- [1] ANTHEAUME, S.; MAITRE, T.; ACHARD, J. Hydraulic Darrieus Turbines Efficiency for Free Fluid Flow Conditions versus Power Farms conditions. **Renewable Energy**, p. 2186-2198, 2008.
- [2] BASTOS, A. F.; COTA, E. F.; SILVA, S. R.; PEREIRA, H.A. **Use of Newton's Method for Rotor-Resistance Control of Wind Turbine Generators**. International Conference on Renewable Energies and Power Quality ICREPQ'12 , Spain, Mar. 2012.
- [3] BELAKEHAL, S.; BENALLA, H.; BENTOUNSI, A. Power maximization control of small wind system using permanent magnet synchronous generator. **Revue des Energies Renouvelables** v. 12, n. 2 , p. 307-319, 2009.
- [4] BENELGHALI, S.; BENBOUZID, M.; CHARPENIER; J. F. DFIG versus PMSG for marine current turbine applications. **Revue des Energies Renouvelables**, v. 150, n. 1, 2012.
- [5] BERNARDES T.A. **Análise e Controle de Gerador Síncrono a Imã Permanente Aplicado a Sistema de Conversão de Energia Eólica**. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Santa Maria, 2009.
- [6] BIBEAU, E. Public Consultation. Canadian Hydrokinetic Turbine Testing Centre (CHTTC), University of Manitoba, Sep. 2012.
- [7] BIMBHRA, P.S. **Generalized Theory of Electrical Machines**, Electric Power Research Institute, Power System Engineering Series, 5 ed, 1995.
- [8] BLONDEL, A. The two-reaction method for study of oscillatory phenomena in coupled alternators, *Revue Generale de l'Electricité*, No. 13, pp. 235-251, Feb. 1923.
- [9] BOBEK V. **PMSM Electrical Parameters Measurement**. Application Note, Freescale Semiconductor Inc, 2013.
- [10] CUPERTINO, A. F. **Uma contribuição ao Estudo do Aerogerador Síncrono a Ímãs Permanentes conectado a Rede Elétrica**. Universidade Federal de Viçosa, 2013.
- [11] DUBOIS, M. R. **Optimized Permanent Magnet Generator Topologies for Direct-Drive Wind Turbines**. Tese (Doutorado) - Delft University, 2004. p. 239.
- [12] EARNEST, J; WIZELIUS, T. **Wind Power Plants and Projetc Development**; PHI Learning Pvt, 2011.

- [13] FELIZOLA, E. R.; MAROCCOLO, J. F; FONSECA, M. R. **Identificação de Áreas Potenciais para Implantação de Turbina Hidrocinética através da Utilização de Técnicas de Geoprocessamento**; XIII Simpósio Brasileiro de Sensoriamento Remoto, Florianópolis, 21-26 abr. 2007, p. 2.549-2.556.
- [14] FERREIRA, A. P. **Problemática e Perspectivas da Utilização do Gerador de Ímãs Permanentes na Produção de Energia Eólica**. Dissertação (Mestrado) - Universidade do Porto, 2000.
- [15] FERREIRA, A. P. **Projecto de uma Máquina de ímanes Permanentes de Fluxo Axial Orientado para os Sistemas de Conversão de Energia Eólica**. Tese (Doutorado) - Universidade do Porto, Set. 2011.
- [16] FREITAS, F.D. **Estabilidade em Sistemas Elétricos de Potência**. Notas de Aula, Universidade de Brasília, 2013.
- [17] FO, T.; GERALDO, L. **The state of art of Hydrokinetic power in Brazil**. Waterpower XIII, Innovative Small Hydro Technologies, USA, Jul. 2003.
- [18] FURLANI, E. P. **Permanent Magnet and Electromechanical Devices, Materials, Analysis and Applications**. New York: Academic Press, 2001.
- [19] GINTER, V. J.; PIEPER, J. K. **Robust Gain Scheduled Control of a Hydrokinetic Turbine**. Control Systems Technology, IEEE Transactions on, v. 19, p. 805-817, 2001.
- [20] GINTER, V. J.; PIEPER, J. K. **Robust Gain Scheduled Control of a Hydrokinetic Turbine Part 2: Testing**. Electrical Power Energy Conference (EPEC), IEEE, p. 1-5, 2009.
- [21] HALL, T. J. **Numerical Simulation of a Cross Flow Marine Hydrokinetic Turbine**. University of Washington, USA, 2012.
- [22] HAQUE, M.E.; RAHMAN, M. F. **Dynamic Model and Parameter Measurement of Interior Permanent Synchronous Motor**. AUPEC, Melbourne, Australia, 2006.
- [23] IBITIOUENE, R. **Contribution au dimensionnement electromagnetique d'une machine synchrone autopilotée à aimants insérés**. Tese (Doutorado) - Université de Lorraine, 1993.
- [24] KARAKAYA, A.; KARAKAS E. Performance Analysis of PM Synchronous Motors using Fuzzy Logic and Self Tuning Fuzzy PI Speed Controls. **Arabian Journal for Science and Engineering**, v. 3, n. 1B. Apr. 2008.

- [25] KASHYAP, A. R. **Direct-Drive Permanent Magnet Synchronous Generator Design for Hydrokinetic Energy Extraction**. Missouri University of Science and Technology, USA, 2013.
- [26] KAZEROONI, M.; KAR, N. C. **Methods for Determining the Parameters and Characteristics of PMSM**. IEEE International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC), 2011.
- [27] KIMBARK, E.W. **Power System Stability, Vol. 3, Synchronous Machine**, John Wiley & Sons, Inc., New York, 1956.
- [28] KHAN, J. **State of River Energy Technology**. Powertech Labs, British Columbia, Canada. 2006.
- [29] KUNDUR, P. **Power System Stability and Control**. Electric Power Research Institute, Power System Engineering Series, 1994.
- [30] LIU, Y. **The Possibility and Economic Implications of Hydrokinetic Applications-The Potential of Large-Scale Combined-Cycle Hydroelectric Power System in River Streams**. Curtin University, Australia, 2012.
- [31] MACHOWSKI, J.; BIALEK, J. W; BUMBY, J. R. **Power System Dynamics: Stability and Control**. 2 ed , 2008.
- [32] MADANI, N. **Design of a Permanent Magnet Synchronous Generator for a Vertical Axis Wind Turbine**. Degree Project in Electrical Engineering Master of Science, Stockholm, Sweden, 2011.
- [33] MAHERSI, E.; KHEDER, A.; MIMOUNI, M. The Wind energy Conversion System Using PMSG Controlled by Vector Control and SMC Strategies. **International Journal of Renewable Energy Research**, v. 3, n. 1, 2013.
- [34] MAIA, T. A. **Projeto e Construção de um Gerador a Imãs Permanentes de Fluxo Axial para Turbina Eólica de Pequena Potência**. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Ago. 2011.
- [35] MELLAH, H.; HEMSAS, E. Simulations Analysis with Comparative Study of a PMSG Performances for Small WT Application by FEM. **International Journal of Energy Engineering**, p. 55-64 , 2003.



- [36] MESQUITA, A.; VAZ, J R. P; MORAIS, M.; GONÇALVES, C. **A Methodology for the Transient Behavior of Horizontal Axis Hydrokinetic Turbines**. 8th Conference on Sustainable Development of Energy, Water, and Environment System, Croatia, 2013.
- [37] MUNTEANU, I.; BRATCU, A. I.; CUTULULIS, N. A.; CEANGA, E. **Optimal Control of Wind Energy Systems** : Towards a Global Approach. Advances in Industrial Control Series, London: Springer-Verlag, 2008.
- [38] MUSAK, M.; STULRAJTER M. **Novel Methods for Parameters Investigation of PM Synchronous Motors**. Acta Technica Corviniensis - Bulletin of Engineering. Jan.-May, p. 2067-3809, 2013.
- [39] MUYEEN, S. M.; AL-DURRA, A.; HASANIEN, H. M. **Modeling and Control Aspects of Wind Power Systems**, InTech, Croatia, Mar. 2013.
- [40] OHM D.Y. **Dynamic Model of PM Synchronous Motors**. Drivetech,Inc., Blacksburg, Virginia, 2000.
- [41] OLIVEIRA, T. F.; SOUZA, F. M. **Estudo Experimental de um Modelo Reduzido de Turbina Hidrocinética**. (Projeto Final) - Universidade de Brasília, 2006.
- [42] PARVIAINEN, A. **Design of Axial-Flux Permanent-Magnet Low-Speed Machines and Performance comparison between radial-flux and axial-flux machines**. (Thesis) - Lappeenranta University of Technology, Finland, Apr. 2005.
- [43] PLANTIC, Z.; STUMBERGER, G. Determining parameters of a three-phase permanent magnet synchronous machine using controlled single-phase voltage source. **PRZEGLAD ELEKTROTECHNICZNY (Electrical Review)**, p. 0033-2097, v. 87, n. 3, 2011.
- [44] PEDROSA, D. **A Simplified Methodology for Parameters Measurement of an Axial Flux Permanent Magnet Motor Without Neutral Point**. 38th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society - IECON2012, p. 1.628-1.633, Montreal, Canada, Oct. 2012.
- [45] ROBLES, E. *et al.* **Innovative Permanent Magnet Generator for an easy Integration into Direct Drive Wind Turbines**. European Wind Energy Conference and Exhibition, Milan, May 2007.
- [46] ROCHA, R. **Simulação de Aerogerador em uma Bancada Experimental**. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal do Rio de Janeiro, abr. 2008.

- [47] ROLAN, A.; LUNA, A.; VÁSQUEZ, G. **Modeling of a Variable Speed Wind Turbine with a Permanent Magnet Synchronous Generator**, IEEE International Symposium on Industrial Electronics, Seoul Olympic Parktel, Korea, July 5-8, 2009.
- [48] SAADY. *et al.* Analysis of Wind Turbine Driven Permanent Magnet Synchronous Generator under Different Loading Conditions. **Innovative Systems Design and Engineering**, v. 4, n. 14, 2013.
- [49] SALAM, M.A.; AHMED A.; MAHROUS M. Transient analysis of grid-connected wind-driven PMSG, DFIG and SCIG at fixed and variable speeds. **Innovative Systems Design and Engineering**, ISSN 2222-1727, v. 2, n. 3
- [50] SALE, D.; JONKMAN. J.; MUSIAL, W. **Hydrodynamic Optimization Method and Design Code for Stall-Regulated Hydrokinetic Turbine Rotors**, ASME 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, Honolulu, Hawaii, June, 2009.
- [51] SHAHSAVARIFARD, M.; BIBEAU, E. L.; BIRJANDI, A. H. **Performance Gain of a Horizontal Axis Hydrokinetic Turbine Using Shroud**, University of Manitoba, Canada, 2013.
- [52] SILVA, R. H. **Regulação de Velocidade e Tensão de Geradores Síncronos**, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2012.
- [53] SIMÕES, B. D. **Dimensionamento de uma Máquina Síncrona de Imãs Permanentes com Validação através de um Software do Tipo Elementos Finitos**. Monografia (Graduação) - Universidade Federal de Viçosa, 2010.
- [54] SOONG, W. L. **Inductance Measurements for Synchronous Machines**. Power Engineering Briefing Note Series, University of Adelaide, Australia, May, 2008.
- [55] SOUZA, L. R. *et al.* **Experimentação e Simulação Hidrológica aplicada ao Uso de Energia Hidrocinética na Bacia do Rio Maracá-Amapa**, Engenharia Ambiental - Espírito Santo do Pinhal, v. 8, n. 1, p. 110-125, jan./mar. 2011.
- [56] TARIMER, I.; OCAK, C. **Performance Comparision of Internal and External Rotor Structured Wind Generators Mounted from Same Permanent Magnets on Same Geometry**. Electronics and Electrical Engineering, p. 1.392-1.215, 2009.
- [57] VAZ, D. A. **Projeto de Rotores Hidrocinéticos de Eixo Horizontal Adaptados às Condições dos Rios Amazônicos**. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal do Pará, Belém, 2011.

- [58] VOLTOLINI, H. **Modelagem e Controle de Geradores de Indução Duplamente Alimentados com Aplicação em Sistemas Eólicos**. Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2007.
- [59] WU, B. *et al.* **Power Conversion and Control of Wind Energy Systems**, IEEE Press Series on Power Engineering, Canada, 2011.
- [60] ZHOU, H. **Maximum Power Point Tracking Control of Hydrokinetic Turbine and Low Speed High-Thrust Permanent Magnet Generator Design**. Dissertação ( Mestrado) - Missouri University of Science and Technology, 2012.

# Apêndice A

## Código Fonte FORTRAN

### A.1 Funções do modelo matemático

```
1 REAL FUNCTION did ( id , iq , wmr , t , Lq , Ld , Rs , Rl , Ll , npol )
2 IMPLICIT NONE
3 REAL :: did , Rs , Rl , Ll , id , wmr , Lq , iq , Ld , t , npol
4 did = ( -(Rs+Rl) * id + (wmr * npol / 2) * (Lq+Ll) * iq ) / (Ld+Ll)
5 END FUNCTION
6
7 REAL FUNCTION diq ( id , iq , wmr , t , Lq , Ld , Rs , Rl , Ll , fpm , npol )
8 IMPLICIT NONE
9 REAL :: diq , Rs , Rl , Ll , iq , wmr , Ld , id , fpm , Lq , t , npol
10 diq = ( -(Rs+Rl) * iq - (wmr * npol / 2) * (Ld+Ll) * id + (wmr * npol / 2) * fpm ) / (Lq+Ll)
11 END FUNCTION
12
13 REAL FUNCTION Cp ( lambda )
14 IMPLICIT NONE
15 REAL :: Cp , lambda
16 cp = 0.0006 * lambda ** 4 - 0.0091 * lambda ** 3 + 0.0191 * lambda ** 2 + 0.1506 * lambda - 0.108
17 cp = 0.0006 * (lambda + 1) ** 4 - 0.0091 * (lambda + 1) ** 3 + 0.0191 * (lambda + 1) ** 2 + 0.1506 *
18 (lambda + 1) - 0.108
19 cp = 0.0032 * lambda ** 4 - 0.0532 * lambda ** 3 + 0.2692 * lambda ** 2 - 0.3775 * lambda + 0.157
20 END FUNCTION
21
22 REAL FUNCTION dwmr ( id , iq , wmr , t , jh , ngb , d , i , pi , r , v , npol , fpm , ld , lq , lambda )
23 IMPLICIT NONE
24 REAL :: dwmr , jh , ngb , d , r , v , i , cp , wmr , fpm , id , iq , ld , lq , pi , npol , t , lambda
25 dwmr = ( 1 / Jh ) * ( ( Ngb / i ) * ( ( 0.5 * d * pi * r ** 2 * v ** 3 * cp ( lambda ) ) / ( wmr / i ) ) - ( 0.75 * npol
26 * ( Fpm * iq - ( ( Ld - Lq ) * iq * id ) ) ) )
27 END FUNCTION
```

### A.2 Regime Permanente

```
1 SUBROUTINE PERM ( t0p , tfp , hp , id , iq , wmr , fpm , rl , rs , Ld , Lq , Ll , npol , lambda , d , pi ,
2 r , v , ngb , i , tmec , pmec , pele , theta , the0 , pnom , wsin , def , theip , thevp , wtur , lambda
3 ideal , cpideal )
```

```

4  IMPLICIT NONE
5  REAL:: id , iq , vd , vq , vs , Is , Te , npol , lambda , d , pi , r , v , tmec , cp , coeficiente , pmec ,
6  pele , the0 , P , Q , pnom , prot , efi , wsin , ia , ib , ic , ipico
7  REAL:: wmr , fpm , r1 , rs , Ld , Lq , Ll , wer , ngb , i , pcu , phil , pfl , thevp , theip , def , va , vb
8  , vc , vpico , angulo
9  REAL:: tp , t0p , tfp , hp , wtur , pref , wmrref , lambdaideal , cpideal
10 lambda=wtur*r/v
11 coeficiente=cp(lambda)
12 wmr=wtur*i
13 wmrref=lambdaideal*i*v/r
14 iq=((wmr*npol/2)*fpm*(R1+Rs))/((R1+Rs)**2+((wmr*npol/2)**2)*(L1+Ld)*(L1+Lq))
15 id=(wmr*npol/2)*iq*(L1+Lq)/(R1+Rs)
16 Is=((id**2+iq**2)**0.5)/(2**0.5)
17 Ipico=Is*(2**0.5)
18 theip=atan(iq/id)
19 ia=(id*cos((wmr*npol/2)*tp+theip)-iq*sin((wmr*npol/2)*tp+theip))
20 ib=(id*cos((wmr*npol/2)*tp+theip-2*pi/3)-iq*sin((wmr*npol/2)*tp+theip-2*pi/3))
21 ic=(id*cos((wmr*npol/2)*tp+theip+2*pi/3)-iq*sin((wmr*npol/2)*tp+theip+2*pi/3))
22 vd=-Rs*id+(wmr*npol/2)*Lq*iq
23 vq=-Rs*iq-(wmr*npol/2)*Ld*id+(wmr*npol/2)*fpm
24 Vs=(vd**2+vq**2)**0.5/(2**0.5)
25 Vpico=Vs*(2**0.5)
26 Thevp=atan(vq/vd)
27 va=(vd*cos((wmr*npol/2)*tp+thevp)-vq*sin((wmr*npol/2)*tp+thevp))
28 vb=(vd*cos((wmr*npol/2)*tp+thevp-2*pi/3)-vq*sin((wmr*npol/2)*tp+thevp-2*pi/3))
29 vc=(vd*cos((wmr*npol/2)*tp+thevp+2*pi/3)-vq*sin((wmr*npol/2)*tp+thevp+2*pi/3))
30 Pmec=0.5*d*pi*r**2*v**3*cp(lambda)
31 Tmec=(Ngb/i)*Pmec/wtur
32 Te=0.75*npol*(fpm*iq-(Ld-Lq)*id*iq)
33 Pele=Te*wmr
34 P=1.5*(vd*id+vq*iq)
35 Q=1.5*(vq*id-vd*iq)
36 Pcu=3*Is**2*Rs
37 prot=0.005*Pnom
38 efi=P/(Te*wmr+Prot)
39 phiL=atan((wmr*npol/2)*L1/R1)
40 PFl=cos(phil*pi/180)
41 close(1)
42 END SUBROUTINE PERM

```

### A.3 Regime Transitório

```

1  SUBROUTINE RUNGE(t0 , tf , h , id , iq , Lq , Ld , Rs , Rl0 , Ll0 , Rln , Lln , fpm , npol , wmr , v , r , pi , i

```

```

2  ,d ,ngb ,jh ,lambda ,tmec ,pmec ,pele ,pn ,ws ,def ,theip ,thepv ,wtur ,tc ,vn ,vinicial ,tvf ,
3  tv0 ,vf1 ,vf2 ,vf3 ,vf4 ,vf5 ,vf6 ,lambdaideal ,cpideal )
4  IMPLICIT NONE
5  REAL:: K1,K2,K3,K4,L1,L2,L3,L4,M1,M2,M3,M4,P1,P2,P3,P4
6  REAL:: t ,t0 ,tf ,h
7  REAL:: did ,diq ,id ,iq ,vd ,vq ,Lq,Ld,Rs,Rl,Ll,fpm,lambda ,thetai ,P,Q,ws,ia ,ib ,ic ,
8  ipico ,vpico ,va ,vb ,vc ,theip ,thepv ,wtur
9  REAL:: idi ,iqi ,Te ,npol ,Tmec ,pmec ,pele ,coeficiente ,Rln ,Lln
10 REAL:: dwmr ,wmr ,cp ,v ,r ,pi ,i ,d ,ngb ,jh ,wmri ,dtheta ,wmriref ,lambdaideal ,cpideal
11 REAL:: is ,vs ,pcu ,phil ,pfl ,thetav ,thetacor ,prot ,efi ,pn ,rli ,lli ,RL0,LL0 ,pref
12 REAL:: vinicial ,tv0 ,tvf ,V1,V2,V3 ,vf1 ,vf2 ,vf3 ,vf4 ,vf5 ,vf6 ,vn ,tc ,def ,v4 ,v5
13 REAL:: tmecopt ,wopttur ,woptgen ,iqopt ,x ,a ,b ,c1 ,c2 ,c3 ,r1 ,r2 ,x1 ,x2 ,rlopt ,z ,wide
14 al ,wopttur ,woptgen ,woptima
15 REAL:: min,max,spread ,ran1 ,x ,rlinicial ,rlfinal ,rl1
16 R1=R10
17 L1=L10
18 open (unit=1 ,file=' regimetranitorio1 . dat ')
19 do t=0,220,h
20 K1=h*did (id ,iq ,wmr ,theta ,t ,Lq,Ld,Rs,Rl,Ll ,npol )
21 L1=h*diq (id ,iq ,wmr ,theta ,t ,Lq,Ld,Rs,Rl,Ll ,fpm ,npol )
22 M1=h*dwmr (id ,iq ,wmr ,theta ,t ,jh ,ngb ,d ,i ,pi ,r ,v ,npol ,fpm ,ld ,lq ,lambda ,wtur )
23 P1=h*dtheta (id ,iq ,wmr ,theta ,t ,ws )
24 K2=h*did (id+K1/2 ,iq+L1/2 ,wmr+M1/2 ,theta+P1/2 ,t+h/2 ,Lq,Ld,Rs,Rl,Ll ,npol )
25 L2=h*diq (id+K1/2 ,iq+L1/2 ,wmr+M1/2 ,theta+P1/2 ,t+h/2 ,Lq,Ld,Rs,Rl,Ll ,fpm ,npol )
26 M2=h*dwmr (id+K1/2 ,iq+L1/2 ,wmr+M1/2 ,theta+P1/2 ,t+h/2 ,jh ,ngb ,d ,i ,pi ,r ,v ,npol ,
27 fpm ,ld ,lq ,lambda ,wtur )
28 P2=h*dtheta (id+K1/2 ,iq+L1/2 ,wmr+M1/2 ,theta+P1/2 ,t+h/2 ,ws )
29 K3=h*did (id+K2/2 ,iq+L2/2 ,wmr+M2/2 ,theta+P2/2 ,t+h/2 ,Lq,Ld,Rs,Rl,Ll ,npol )
30 L3=h*diq (id+K2/2 ,iq+L2/2 ,wmr+M2/2 ,theta+P2/2 ,t+h/2 ,Lq,Ld,Rs,Rl,Ll ,fpm ,npol )
31 M3=h*dwmr (id+K2/2 ,iq+L2/2 ,wmr+M2/2 ,theta+P2/2 ,t+h/2 ,jh ,ngb ,d ,i ,pi ,r ,v ,npol ,
32 fpm ,ld ,lq ,lambda ,wtur )
33 P3=h*dtheta (id+K2/2 ,iq+L2/2 ,wmr+M2/2 ,theta+P2/2 ,t+h/2 ,ws )
34 K4=h*did (id+K3 ,iq+L3 ,wmr+M3 ,theta+P3 ,t+h ,Lq,Ld,Rs,Rl,Ll ,npol )
35 L4=h*diq (id+K3 ,iq+L3 ,wmr+M3 ,theta+P3 ,t+h ,Lq,Ld,Rs,Rl,Ll ,fpm ,npol )
36 M4=h*dwmr (id+K3 ,iq+L3 ,wmr+M3 ,theta+P3 ,t+h ,jh ,ngb ,d ,i ,pi ,r ,v ,npol ,fpm ,ld ,lq ,
37 lambda ,wtur )
38 P4=h*dtheta (id+K3 ,iq+L3 ,wmr+M3 ,theta+P3 ,t+h ,ws )
39 idi=id
40 id=id+(K1+2*K2+2*K3+K4)/6
41 iqi=iq
42 iq=iq+(L1+2*L2+2*L3+L4)/6
43 wmri=wmr
44 wmr=wmr+(M1+2*M2+2*M3+M4)/6
45 thetai=theta

```

```

46 theta=theta+(P1+2*P2+2*P3+P4)/6
47 lambda=r*wmri/(i*v)
48 coeficiente=cp(lambda)
49 wmriref=lambdaideal*i*v/r
50 vd=-Rs*idi+(wmri*npol/2)*Lq*iqi-Ld*did(idi,iqi,wmri,thetai,t,Lq,Ld,Rs,Rl,Ll,
51 npol)
52 vq=-Rs*iqi-(wmri*npol/2)*Ld*idi+(wmri*npol/2)*fpm-Lq*diq(idi,iqi,wmri,thetai
53 ,t,Lq,Ld,Rs,Rl,Ll,fpm,npol)
54 vq=-Rs*iqi-(wmri*npol/2)*Ld*idi+(wmri*npol/2)*fpm-Lq*diq(idi,iqi,wmri,thetai
55 ,t,Lq,Ld,Rs,Rl,Ll,fpm,npol)
56 Is=((idi**2+iqi**2)**0.5)/(2**0.5)
57 Ipero=Is*(2**0.5)
58 thetacor=atan(iqi/idi)
59 ia=(idi*cos((wmri*npol/2)*t+theip)-iqi*sin((wmri*npol/2)*t+theip))
60 ib=(idi*cos((wmri*npol/2)*t+theip-2*pi/3)-iqi*sin((wmri*npol/2)*t+theip-
61 2*pi/3))
62 ic=(idi*cos((wmri*npol/2)*t+theip+2*pi/3)-iqi*sin((wmri*npol/2)*t+theip+
63 2*pi/3))
64 Vs=(vd**2+vq**2)**0.5/(2**0.5)
65 thetav=atan(vq/vd)
66 Vpero=Vs*(2**0.5)
67 va=(vd*cos((wmri*npol/2)*t+thevp)-vq*sin((wmri*npol/2)*t+thevp))
68 vb=(vd*cos((wmri*npol/2)*t+thevp-2*pi/3)-vq*sin((wmri*npol/2)*t+thevp-2*pi/3))
69 vc=(vd*cos((wmri*npol/2)*t+thevp+2*pi/3)-vq*sin((wmri*npol/2)*t+thevp+2*pi/3))
70 Pmec=0.5*d*pi*r**2*v**3*cp(lambda)
71 Tmec=(Ngb/i)*Pmec/(wmri/i)
72 Te=0.75*npol*(fpm*iqi-(Ld-Lq)*idi*iqi)
73 Pele=Te*wmri
74 Pcu=3*Is**2*Rs
75 P=1.5*(vd*idi+vq*iqi)
76 Q=1.5*(vq*idi-vd*iqi)
77 phiL=atan((wmri*npol/2)*Ll/Rl)
78 PFl=cos(phiL*pi/180)
79 prot=0.005*Pn
80 efi=P/(Te*wmri+Prot)
81 call NEWTON(lambdaideal,v,r,ngb,d,pi,cpideal,i,iqopt,tmecopt,npol,fpm,ld,lq,
82 idi,rlopt,woptgen,wopttur,rs,ll,iqi)
83 rl=rlopt
84 END DO
85 CLOSE(1)
86 END SUBROUTINE RUNGE

```

## A.4 Resistência Controlada

```
1 SUBROUTINE CARGA(lambdaideal , v , r , ngb , d , pi , cpideal , i , iqopt , tmecopt , npol , fpm , ld ,
2 lq , id , rlopt , woptgen , wopttur , rs , ll , iq)
3 IMPLICIT NONE
4 REAL:: x , Rs , a , npol , woptgen , fpm , b , ll , ld , lq , c1 , c2 , c3 , iqopt , q , x1 , x2 , r1 , r2 , id
5 REAL:: wopttur , lambdaideal , v , r , i , tmecopt , Ngb , d , pi , cpideal , rl
6 REAL:: erro , tol , diqp , n , rlopt , wmreref , wmr , iq
7 wopttur=lambdaideal*v/r
8 woptgen=wopttur*i
9 Tmecopt=Ngb*0.5*d*pi*r**2*v**3*cpideal/(i*wopttur)
10 iqopt=Tmecopt/(0.75*npol*(fpm-(Ld-Lq)*id))
11 a=(npol/2)*woptgen*fpm
12 b=((npol/2)*woptgen)**2*(Ll+Ld)*(Ll+Lq)
13 c1=1
14 c2=-a/iqopt
15 c3=b
16 q=(c2**2-4*c1*c3)**0.5
17 x1=-c2/2-q/2
18 x2=-c2/2+q/2
19 r1=x1-Rs
20 r2=x2-Rs
21 Rlopt=r2
22 END SUBROUTINE CARGA
```