

UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ
CENTRO DE TECNOLOGIA
PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA



**OPERAÇÃO DO CONJUNTO BOMBA CENTRÍFUGA, MOTOR DE
INDUÇÃO TRIFÁSICO E CONVERSOR DE FREQUÊNCIA VISANDO A
EFICIÊNCIA NO USO DA ENERGIA ELÉTRICA.**

CELSO ROGÉRIO SCHMIDLIN JÚNIOR

FORTALEZA
NOVEMBRO – 2006

CELSO ROGÉRIO SCHMIDLIN JÚNIOR

OPERAÇÃO DO CONJUNTO BOMBA CENTRÍFUGA, MOTOR DE
INDUÇÃO TRIFÁSICO E CONVERSOR DE FREQUÊNCIA VISANDO A
EFICIÊNCIA NO USO DA ENERGIA ELÉTRICA

Dissertação submetida à Universidade
Federal do Ceará como parte dos requisitos
para a obtenção do grau de Mestre em
Engenharia Elétrica.

Orientador:

Prof. Dr. Ricardo Silva Thé Pontes

Co-orientador:

Prof. Dr. Ernesto da Silva Pitombeira

FORTALEZA
NOVEMBRO – 2006

Dedico este trabalho àqueles por quem tenho uma relação recíproca de amor e carinho: Deus; meus pais: Celso e Regina; meus irmãos: Sávio e Cláuber; minhas avós: Rosy e Clélia; meus tios e primos; Iraci (minha namorada) e sua família.

AGRADECIMENTOS

Meus sinceros agradecimentos a todos que contribuíram para a realização deste trabalho:

- Deus, por todos os dons que derrama na minha vida;
- meus pais (Celso e Regina) e irmãos (Sávio e Cláuber), que mesmo à distância me amam e apoiam;
- minha namorada (Iraci) e toda sua família, que são minha família aqui em Fortaleza;
- Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) e Centrais Elétricas Brasileiras S.A. (ELETROBRÁS), pelo apoio financeiro;
- os professores consultados – em especial, Ricardo Silva Thé Pontes, Ernesto da Silva Pitombeira e Tomáz Nunes Cavalcante Neto – pelo tempo concedido e pelas valiosas sugestões ao trabalho;
- DPM engenharia – em especial, prof. Pedro Urbano e Ítalo Rosse – pelas valiosas sugestões ao projeto e dedicação na execução do Laboratório de Eficiência Energética em Sistemas Motrizes (LAMOTRIZ);
- os amigos do LAMOTRIZ Adriano Holanda Pereira e Adson Bezerra Moreira, pela ajuda, apoio e companheirismo;
- os demais amigos de mestrado, em especial Paulo Peixoto Praça e Tobias Rafael Fernandes Neto, pelas reflexões, críticas e sugestões recebidas;
- todos os amigos da Comunidade Um Novo Caminho, pelas orações.

Assim disse Jesus aos discípulos:

“⁸Quanto a vós, nunca vos deixeis chamar de mestre, pois um só é o vosso mestre e todos vós sois irmãos. ¹¹Pelo contrário, o maior dentre vós deve ser aquele que vos serve.”

Mateus 23, 8. 11

RESUMO

Resumo da dissertação apresentada à Universidade Federal do Ceará como parte dos requisitos para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Elétrica.

OPERAÇÃO DO CONJUNTO BOMBA CENTRÍFUGA, MOTOR DE INDUÇÃO TRIFÁSICO E CONVERSOR DE FREQUÊNCIA VISANDO A EFICIÊNCIA NO USO DA ENERGIA ELÉTRICA

Celso Rogério Schmidlin Júnior

Este trabalho visa, por meio de ensaios realizados no LAMOTRIZ, quantificar a redução da potência ativa requerida pelo elemento acionador de uma bomba centrífuga que opta pela operação segundo o método de redução de vazão via variação de velocidade ao invés do que usa válvula de estrangulamento.

Ainda, objetiva desenvolver um modelo matemático que seja capaz de determinar previamente o consumo de energia elétrica de um sistema de bombeamento que opere segundo qualquer um desses dois métodos de redução de vazão.

Número de páginas: 119

Palavras-chave: Sistema de bombeamento, bomba centrífuga, controle de vazão, variação de velocidade do conjunto motor-bomba, MIT, conversor de frequência.

ABSTRACT

Abstract of dissertation presented at Universidade Federal do Ceará as partial fulfillment of the requirements for the Master degree of in Electrical Engineering.

OPERATION OF THE CENTRIFUGAL PUMP, ASYNCHRONOUS MACHINE AND FREQUENCY INVERTER AIMING AT THE EFFICIENCY IN THE USE OF THE ELECTRIC ENERGY

Celso Rogério Schmidlin Júnior

This work aims to experimentally quantify, in LAMOTRIZ, the reduction of the active power required by the drive of a centrifugal pump that opts for the operation according to the outflow reduction method by speed variation instead the one that uses strangulation valve.

Moreover, aims to develop a mathematical model that is capable to previously determine the consumption of electric energy of a pumping system that operates according to any one of these two methods of outflow reduction.

Number of pages: 119

Keywords: Pumping system, centrifugal pump, flow control, motor-pump speed control, asynchronous machine, frequency inverter.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	xii
LISTA DE TABELAS	xiv
LISTA DE SÍMBOLOS	xv
LISTA DE SIGLAS	xix

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO	1
1.1 Considerações Iniciais	1
1.2 Revisão Bibliográfica	8
1.3 Objetivos do Trabalho	9

CAPÍTULO II

MIT E CONVERSOR DE FREQUÊNCIA	11
2.1 Modelo Matemático do MIT para Alimentação Senoidal	11
2.1.1 Cálculo da Resistência Representativa das Perdas no Ferro	14
2.1.2 Demais Perdas do MIT	15
2.2 Modelo do MIT para Alimentação Não-Senoidal	16
2.2.1 Linearidade do MIT	17
2.2.2 Parâmetros do Circuito em Função da Frequência	19
2.2.2.1 Escorregamento	19
2.2.2.2 Resistência e Reatância de Dispersão do Estator	20
2.2.2.3 Resistência e Reatância de Dispersão do Rotor	20
2.2.2.4 Reatância de Magnetização	22
2.2.3 Grandezas Elétricas e Mecânicas do MIT	22
2.3 Conversor de Frequência	24
2.3.1 Bloco Inversor	25
2.3.2 Modulação por Largura de Pulso Senoidal	26
2.3.3 Controle de Velocidade	28

CAPÍTULO III

ANÁLISE HIDRÁULICA DO SISTEMA DE BOMBEAMENTO	31
3.2 Projeto de uma Instalação de Bombeamento.....	31
3.2.1 Determinação do Diâmetro Ótimo da Tubulação	32
3.2.2 Cálculo das Perdas de Carga	33
3.2.2.1 Perdas de Carga em Tubulação Reta	33
3.2.2.2 Perdas de Carga Localizadas	34
3.2.3 Curva Característica da Instalação	35
3.2.4 Escolha da Bomba	37
3.2.4.1 Rotação Específica.....	37
3.2.4.2 Gráfico de Cobertura Hidráulica	37
3.3 Bombas Centrífugas.....	38
3.3.1 Princípio de Operação	39
3.3.2 Métodos de Obtenção das Curvas Características.....	40
3.4 Operação do Sistema.....	41
3.4.1 Variação da Curva da Instalação	43
3.4.2 Variação das Curvas Características da Bomba.....	44

CAPÍTULO IV

DESCRIÇÃO DA BANCADA	47
4.1 Descrição dos Equipamentos	47
4.2.1 Motor de Indução Trifásico	49
4.2.2 Conversor de Frequência Trifásico	50
4.2.3 Bomba Centrífuga	52
4.2.4 Instalação de Bombeamento	54
4.3 Descrição dos Instrumentos de Controle e Medição	55
4.3.1 Válvula Proporcional	55
4.3.2 Transdutores de Pressão	56
4.3.3 Sensor de Vazão	57
4.3.4 Transdutor de Temperatura	58
4.3.5 Encoder	59
4.3.6 Controlador Lógico Programável	59
4.3.7 Central de Medidas	61
4.3.8 Automação	62

CAPÍTULO V

RESULTADOS OBTIDOS	65
5.1 Medições	65
5.2 Simulações	75
5.2.1 Parte Hidráulica	76
5.2.2 Parte Eletromecânica	78
5.2.3 Variação da Altura Geométrica da Instalação	82
5.3 Estudo de Casos-Teste	86
5.3.1 Caso 1	86
5.3.2 Caso 2	89

CAPÍTULO VI

CONCLUSÕES E SUGESTÕES	92
6.1 Conclusões	92
6.2 Sugestões para Trabalhos Futuros	93

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	95
-----------------------------------------	----

APÊNDICES	100
------------------------	-----

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Estrutura da oferta de eletricidade no Brasil para o ano de 2004.	1
Figura 1.2 – Estrutura da oferta de eletricidade no mundo para o ano de 2002.	2
Figura 1.3 – Consumidores de eletricidade do setor industrial brasileiro no ano de 2004.	4
Figura 1.4 – Consumo de eletricidade em motores no setor industrial da UE	6
Figura 2.1 – Circuito equivalente por fase clássico do motor de indução.	12
Figura 2.2 – Estratégia de análise do motor de indução submetido a tensões não-senoidais.	18
Figura 2.3 – Circuito equivalente monofásico do MIT para a frequência harmônica n.	18
Figura 2.4 – Diagrama de blocos do conversor de frequência trifásico.	24
Figura 2.5 – Circuito equivalente do conversor de tensão trifásico tipo 180°.	25
Figura 2.6 – Tensão fase-fase de saída do conversor utilizado.	28
Figura 2.7 – Relações tensão-frequência do conversor da bancada de testes do LAMOTRIZ. ...	29
Figura 3.1 – Curva característica da instalação.	36
Figura 3.2 – Gráfico de cobertura hidráulica.	38
Figura 3.3 – Curva de carga da bomba <i>versus</i> vazão.	39
Figura 3.4 – Curva de potência mecânica requerida pela bomba <i>versus</i> vazão.	40
Figura 3.5 – Curva de rendimento total da bomba <i>versus</i> vazão.	41
Figura 3.6 – Ponto de operação do sistema.	42
Figura 3.7 – Potência mecânica da bomba no ponto de operação.	42
Figura 3.8 – Rendimento da bomba no ponto de operação.	42
Figura 3.9 – Controle de vazão por estrangulamento de válvula.	43
Figura 3.10 – Potência mecânica da bomba para a nova vazão de operação.	44
Figura 3.11 – Rendimento da bomba para a nova vazão de operação.	44
Figura 3.12 – Efeito da variação de velocidade na curva de carga da bomba.	45
Figura 3.13 – Efeito da variação de velocidade na curva de potência mecânica da bomba.	46
Figura 3.14 – Efeito da variação de velocidade na curva de rendimento da bomba.	46
Figura 4.1 – Diagrama esquemático da bancada de testes do LAMOTRIZ.	47
Figura 4.2 – Visão da bancada.	48
Figura 4.3 – Quadro de força.	48
Figura 4.4 – Quadro de automação.	49
Figura 4.5 – Conjunto motor-bomba.	50
Figura 4.6 – Conversor de frequência.	51
Figura 4.7 – Componente fundamental da tensão linha-linha de saída do conversor.	52
Figura 4.8 – Dispositivos contidos no módulo de semicondutores.	52
Figura 4.9 – Curva de carga da bomba.	53
Figura 4.10 – Curva de potência mecânica da bomba.	53
Figura 4.11 – Curva de rendimento da bomba.	54
Figura 4.12 – Rendimento <i>versus</i> potência mecânica do motor.	54

Figura 4.13 – Válvula proporcional.	56
Figura 4.14 – Vazão em função da abertura da válvula proporcional.	56
Figura 4.15 – Transdutores de pressão negativa e positiva.	57
Figura 4.16 – Sensor de vazão.	58
Figura 4.17 – Instalação do transdutor de vazão.	58
Figura 4.18 – Sensor e transdutor de temperatura.	59
Figura 4.19 – Encoder.	59
Figura 4.20 – Controlador lógico programável.	60
Figura 4.21 – Central de medidas.	61
Figura 4.22 – Layout do LAMOTRIZ.	63
Figura 4.23 – Controle e medidas da bancada de testes.	63
Figura 4.24 – Acesso aos dados da central de medidas por meio do sistema supervísório.	64
Figura 5.1 – Estabilidade térmica do MIT sendo alimentado via rede e conversor.	66
Figura 5.2 – Curvas de carga da bomba para várias freqüências.	66
Figura 5.3 – Curvas de carga da instalação em função da abertura da válvula.	68
Figura 5.4 – Curvas de rendimento da bomba para várias freqüências.	69
Figura 5.5 – Curvas de potência mecânica da bomba para várias freqüências.	70
Figura 5.6 – Curvas de potência ativa requerida para várias freqüências.	71
Figura 5.7 – Curvas de rendimento total do sistema para várias freqüências.	71
Figura 5.8 – Obtenção da potência ativa economizada.	74
Figura 5.9 – Curvas de potência ativa economizada para várias freqüências.	74
Figura 5.10 – Curvas de potência ativa economizada em função da abertura da válvula.	75
Figura 5.11 – Curvas de carga da bomba para várias freqüências.	76
Figura 5.12 – Curvas de potência mecânica da bomba para várias freqüências.	76
Figura 5.13 – Curvas de potência ativa versus vazão para o modelo 1.	79
Figura 5.14 – Curvas de potência ativa versus vazão para o modelo 2.	79
Figura 5.15 – Curvas de potência ativa versus vazão para o modelo 3.	80
Figura 5.16 – Curvas de potência ativa versus vazão para o modelo 4.	80
Figura 5.17 – Curvas de carga da bomba para várias freqüências ($H_g = 15\text{m}$).	82
Figura 5.18 – Curvas de carga da instalação em função da abertura da válvula ($H_g = 15\text{m}$).	83
Figura 5.19 – Curvas de potência ativa requerida para várias freqüências ($H_g = 15\text{m}$).	83
Figura 5.20 – Potência ativa economizada para várias freqüências ($H_g = 15\text{m}$).	84
Figura 5.21 – Potência ativa economizada em função da abertura da válvula ($H_g = 15\text{m}$).	84
Figura 5.22 – Área abrangida pelas curvas de potência ativa ($H_g = 5,75\text{m}$).	85
Figura 5.23 – Área abrangida pelas curvas de potência ativa ($H_g = 15\text{m}$).	85
Figura 5.24 – Curvas de carga para o caso-teste 1.	87
Figura 5.25 – Curvas de potência mecânica requerida para o caso-teste 1.	88
Figura 5.26 – Curvas de carga para o caso-teste 2.	90
Figura 5.27 – Curvas de potência mecânica requerida para o caso-teste 2.	90

LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1 – Resultados das ações do PROCEL no período de 1998/2003	2
Tabela 1.2 – Consumo de Eletricidade em Força Motriz no Setor Industrial Brasileiro	4
Tabela 1.3 – Tipos de Cargas Motrizes	6
Tabela 2.1 – Equacionamento do MIT para Alimentação Senoidal.	13
Tabela 2.2 – Seqüência de fase das componentes harmônicas.	19
Tabela 2.3 – Equacionamento do MIT para Alimentação Não-Senoidal.	23
Tabela 2.4 – Estratégia de Comando das Chaves.	27
Tabela 3.1 – Comprimentos Equivalentes de Acessórios de Tubulação de PVC Rígido.	35
Tabela 4.1 – Descrição dos Elementos da Bancada de Testes do LAMOTRIZ.	47
Tabela 4.2 – Dados de Placa do Motor Utilizado na Bancada de Testes.	49
Tabela 4.3 – Dados para a Simulação Motor Utilizado na Bancada de Testes.	50
Tabela 4.4 – Dados das Chapas Magnéticas do Estator e do Rotor.	50
Tabela 4.5 – Dados de Placa do Conversor.	51
Tabela 4.6 – Acessórios da Tubulação de Recalque.	55
Tabela 4.7 – Acessórios da Tubulação de Sucção.	55
Tabela 4.8 – Descrição dos Sinais de Entrada e Saída do CLP.	60
Tabela 4.9 – CPU 224 XP.	60
Tabela 4.10 – Módulo de Expansão de Entradas / Saídas Analógicas EM 235.	61
Tabela 4.11 – Dados das Medições da Central de Medidas.	62
Tabela 5.1 – Valores Obtidos.	72
Tabela 5.2 – Resultados de Simulação do Sistema Hidráulico	77
Tabela 5.3 – Resultados de Simulação da Parte Eletromecânica	81
Tabela 5.4 – Caso-Teste 1	89
Tabela 5.5 – Caso Teste 2	91

LISTA DE SÍMBOLOS

SÍMBLO	DESCRIÇÃO	UNIDADE
P_C	Potência mecânica da carga	[W]
C_C	Conjugado da carga	[N.m]
ω_m	Velocidade de rotação do motor	[rad/s]
X	Expoente da velocidade de rotação	-
k_1	Constante	[N.m]
k_2	Constante	[N.m.s ^X .rad ^{-X}]
f_s	Frequência da tensão aplicada no estator	[Hz]
s	Escorregamento	-
p	Número de pólos do motor	-
ω_s	Velocidade síncrona	[rad/s]
R_s	Resistência do estator	[Ω]
R_R	Resistência do rotor referenciada ao estator	[Ω]
R_{fe}	Resistência representativa das perdas no ferro	[Ω]
X_s	Reatância de dispersão do estator	[Ω]
X_R	Reatância de dispersão do rotor referenciada ao estator	[Ω]
X_m	Reatância de magnetização	[Ω]
$\overline{V_s}$	Tensão senoidal aplicada na bobina do estator	[V]
$\overline{I_s}$	Corrente do estator	[A]
$\overline{I_R}$	Corrente nas barras do rotor	[A]
$\overline{E_m}$	Tensão contra-eletromotriz	[V]
$\overline{Z_s}$	Impedância equivalente do estator	[Ω]
$\overline{Z_R}$	Impedância equivalente rotor	[Ω]
$\overline{Z_m}$	Impedância equivalente do ramo de magnetização	[Ω]
$\overline{Z_{eq}}$	Impedância equivalente do motor	[Ω]
$\overline{I_s}$	Corrente do Estator	[A]
P_e	Potência no eixo	[W]
P_{eixo}	Potência útil no eixo	[W]
FP	Fator de potência	-
P_{ativa}	Potência ativa requerida pelo motor	[W]
η_{motor}	Rendimento do motor	-
f_{nom}	Frequência nominal do motor	[Hz]
R_{fe-r}	Resistência representativa das perdas no ferro do rotor	[Ω]
R_{fe-s}	Resistência representativa das perdas no ferro do estator	[Ω]

SÍMBLO	DESCRIÇÃO	UNIDADE
P_{H-s}	Perdas por histerese do estator	[W]
P_{F-s}	Perdas por Foucault do estator	[W]
k_S	Coefficiente de Steinmetz	-
η	Constante de histerese	[W.s.T ^{-k_s}]
λ	Constante de Foucault	[W.s ² .T ⁻²]
$K_m(B)$	Coefficiente de laços internos	-
B_{max}	Densidade de fluxo máxima	T
N_S	Número de espiras do estator	-
S_{fe-s}	Área da seção das chapas do estator	m ²
V_{fe-s}	Volume do núcleo do estator	m ³
V_{fe-r}	Volume do núcleo do rotor	m ³
P_{rot}	Perdas rotacionais	[W]
P_{ad}	Perdas adicionais	[W]
P_{JS}	Perdas Joule no estator	[W]
P_{JR}	Perdas Joule no rotor	[W]
P_{fe-r}	Perdas no ferro do rotor	[W]
P_{fe-s}	Perdas no ferro do estator	[W]
n	Ordem da componente harmônica	-
$K_{RR}(n)$	Fator de correção da resistência do rotor	-
d	Altura da ranhura do rotor	[m]
$\delta_r(n)$	Comprimento de penetração da onda eletromagnética na barra do rotor	[m]
ρ_r	Resistividade das barras do rotor	[Ω.m]
μ_0	Permeabilidade do vácuo	[H/m]
$K_{LR}(n)$	Fator de correção da indutância do rotor	-
\overline{A}_n	Amplitude do n -ésimo componente harmônico da tensão quando representada pela série exponencial de Fourier	[V]
φ_n	Fase de \overline{A}_n	[rad]
$P_{ativa-total}$	Potência ativa para alimentação não-senoidal	[W]
$P_{ad-total}$	Perdas adicionais para alimentação não-senoidal	[W]
P_{e_total}	Potência eletromagnética para alimentação não-senoidal	[W]
C_{e_total}	Conjugado eletromagnético para alimentação não-senoidal	[N.m]
P_{eixo_total}	Potência mecânica no eixo para alimentação não-senoidal	[W]
$\eta_{motor-total}$	Rendimento do motor para alimentação não-senoidal	-
V_{CC}	Tensão no barramento CC do conversor	[V]
v_p	Onda portadora	[V]
$v_{mR}, v_{mS} \text{ e } v_{mT}$	Ondas moduladoras	[V]

SÍMBLO	DESCRIÇÃO	UNIDADE
f_p	Frequência da portadora	[Hz]
A_p	Amplitude da portadora	[V]
f_m	Frequência da moduladora	[Hz]
A_m	Amplitude da moduladora	[V]
M_A	Índice de modulação	-
M_f	Razão entre as frequências portadora e moduladora	-
A_{nom}	Amplitude da componente fundamental da tensão de saída do conversor para a frequência portadora igual à f_{nom} .	[V]
A_{min}	Amplitude da componente fundamental da tensão de saída do conversor para a frequência portadora igual à zero.	[V]
H	Carga hidráulica	[m]
Q	Vazão	[m³/s]
$P_{útil}$	Potência útil transferida ao fluido	[W]
Q_d	Vazão desejada	[m³/s]
H_d	Altura manométrica correspondente à vazão desejada	[m]
d_R	Diâmetro ótimo da tubulação de recalque	[m]
d_S	Diâmetro ótimo da tubulação de sucção	[m]
X_h	Porcentagem de horas do dia que o sistema está em operação	[%]
J_r	Perda de carga em tubulação reta	[m]
L_r	Comprimento de tubulação reta	[m]
d_e	Diâmetro do encanamento	[m]
g	Aceleração da gravidade	[m/s²]
F_R	Fator de resistência	-
Re	Número de Reynolds	-
ε	Rugosidade da tubulação	[m]
L_{eq}	Comprimento equivalente de tubulação reta	[m]
L_{total}	Comprimento total da tubulação	[m]
J_{inst}	Perda de carga total da instalação	[m]
H_{inst}	Altura total de elevação	[m]
H_g	Altura geométrica da instalação	[m]
p_{RS}	Pressão do reservatório de sucção	[Pa]
p_{RR}	Pressão do reservatório de recalque	[Pa]
γ	Peso específico do fluido	[N/m³]
v_{RS}	Velocidade do fluido no reservatório de sucção	[m/s]
v_{RR}	Velocidade do fluido no reservatório de recalque	[m/s]
n_q	Rotação específica	[rpm]

SÍMBLO	DESCRIÇÃO	UNIDADE
n_b	Rotação nominal da bomba	[rpm]
H_b	Carga da bomba	[m]
p_{ms}	Pressão medida pelo manômetro de saída	[m]
p_{me}	Pressão medida pelo manômetro de entrada	[m]
ΔZ_m	Diferença de cotas entre os manômetros de entrada e saída	[m]
η_b	Rendimento da bomba	-
Q_{op}	Vazão de operação	[m ³ /s]
H_{op}	Altura manométrica correspondente à vazão de operação	[m]
η_{op}	Rendimento da bomba no ponto de operação	-
P_{C-op}	Potência mecânica da bomba no ponto de operação	[W]
ω_{nom}	Velocidade nominal de rotação do motor	[rad/s]
A_V	Abertura da Válvula	[%]
$H_{f_{nom}}$	Carga da bomba para a frequência nominal	[m]
f_R	Frequência de saída do inversor	[Hz]
f_{R-min}	Frequência mínima de saída do inversor para que haja bombeamento	[Hz]
$\eta_{b-f_{nom}}$	Rendimento da para a frequência nominal	[%]
η_{b-f_R}	Rendimento da para a frequência f_R de saída do inversor	[%]
Q_{tent}	Vazão obtida pelo método de tentativas	[m ³ /h]
Q_p	Vazão de operação para a frequência f_R de saída do inversor	[m ³ /h]
H_p	Carga correspondente à vazão Q_p	[m]

LISTA DE SIGLAS

SIGLA	DESCRIÇÃO
AFD	Adjustable Frequency Drive
ASD	Adjustable Speed Drive
BEN	Balanço Energético Nacional
BHP	Brake Horse Power
CA	Corrente Alternada
CAPES	Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior
CC	Corrente Contínua
CEE	Conservação de Energia Elétrica
CLP	Controlador Lógico Programável
CON	Conversor
D	Disjuntor
DHT	Distorção Harmônica Total
DOE	U. S. Department of Energy
ELEKTROBRÁS	Centrais Elétricas Brasileiras S.A.
EN	Encoder
GCH	Grande Central Hidrelétrica
ID	Internal Diameter
IGBT	Insulated Gate Bipolar Transistor
K	Contactador
LAMOTRIZ	Laboratório de Eficiência Energética em Sistemas Motrizes
MED	Central de Medidas
MIT	Motor de Indução Trifásico com Rotor em Gaiola de Esquilo
NPSH	Net Positive Suction Head
NTC	Negative Temperature Coefficient
PCH	Pequena Central Hidrelétrica
PROCEL	Programa Nacional de Conservação de Energia Elétrica
PWM	Pulse-Width Modulation
RE	Registro
SCADA	Supervisory Control And Data Acquisition
SMS	System Manager™ Software
SN	Sensor de Nível Mínimo
SPWM	Sinusoidal Pulse-Width Modulation
SV	Sensor de Vazão
TC	Transdutor de Corrente

SIGLA	DESCRIÇÃO
TEFC	Totally Enclosed Fan-Colled
TP	Transdutor de Pressão
TT	Transdutor de Temperatura
UE	União Européia
VFC	Voltage Flux Control
VP	Válvula Proporcional
Vpé	Válvula de Pé com Crivo
VR	Válvula de Retenção
VSD	Variable Speed Drive
VSI	Voltage Source Inverter
VT	Transdutor de Vibração

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

1.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

A energia pode apresentar-se fisicamente de diversas formas, sendo que a energia elétrica é, sem dúvida, uma das mais importantes que hoje a humanidade dispõe, devido, principalmente, à facilidade no seu transporte (quando comparada com as demais), controle e possibilidade de conversão em outras formas, como a energia térmica, mecânica, química e luminosa.

Tal qual sua facilidade de conversão, a geração de energia elétrica também se dá a partir da maioria das formas energéticas, como mostram as Figuras 1.1 e 1.2 [1]. Isso traz como consequência negativa, o reconhecimento desta atividade como uma das principais responsáveis pelos impactos gerados ao meio ambiente [2].

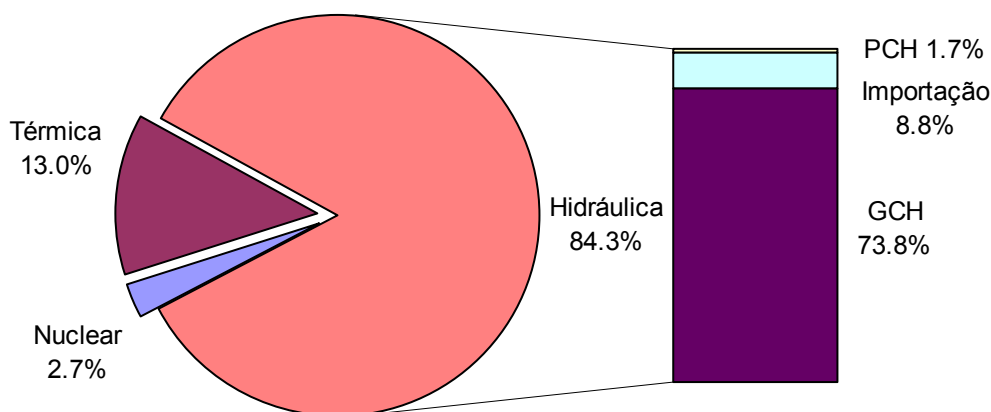


Figura 1.1: Estrutura da oferta de eletricidade no Brasil para o ano de 2004. ^{1 2}

¹ Consideram-se como pequenas centrais hidrelétricas (PCH) e grandes centrais hidrelétricas (GCH) aquelas usinas com potência instalada inferior a 30 MW e superior a 30 MW, respectivamente.

² Por importação, entenda-se a compra de energia elétrica produzida da parte paraguaia da usina hidrelétrica de Itaipu.

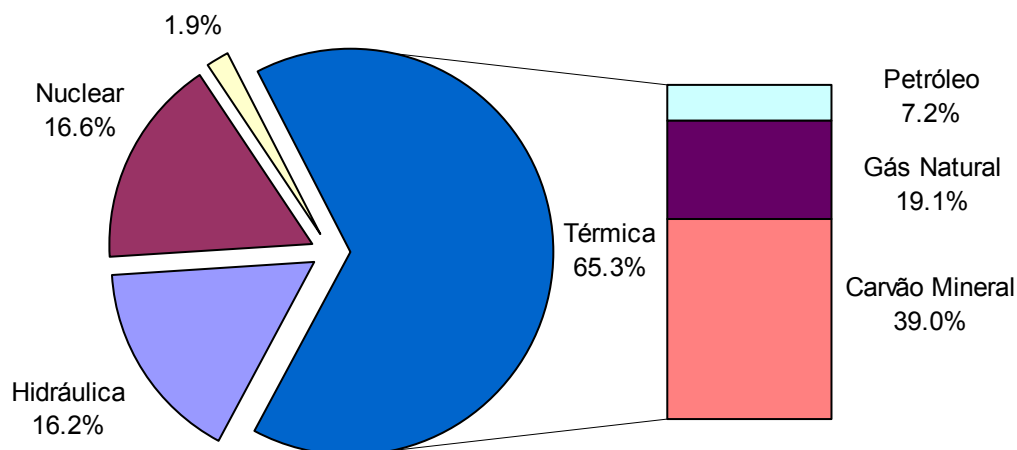


Figura 1.2: Estrutura da oferta de eletricidade no mundo para o ano de 2002.

Assim, somando-se todos estes fatores à sua representatividade na economia mundial, percebe-se a importância que deve ser dada à utilização eficiente da eletricidade. Deste contexto, surge o conceito de “conservação de energia”, que quer dizer melhorar a maneira de utilizar a energia, sem abrir mão do conforto e das vantagens que ela proporciona, ou seja, combater o desperdício.

Sabendo disto, o Governo do Brasil vem, desde 1985 – com a criação do PROCEL (Programa Nacional de Conservação de Energia Elétrica) e mais notoriamente após 2001, ano em que o país enfrentou uma crise de abastecimento no setor elétrico –, agindo no sentido de reduzir o consumo e a demanda de energia elétrica no país [3]. A Tabela 1.1 mostra os resultados das ações do PROCEL no período de 1999/2003 [4].

Tabela 1.1: Resultados das ações do PROCEL no período de 1998/2003

RESULTADOS	Ano					
	1998	1999	2000	2001	2002	2003
Investimentos aprovados (R\$ milhões)*	50	40	26	30	30	29
Energia economizada (GWh/ano)	1909	1852	2300	2500	1270	1300
Redução de demanda na ponta (MW)	532	418	640	690	309	270
Usina equivalente (MW)**	440	420	552	600	305	312
Investimento evitado (R\$ milhões)	880	840	2019	2818	1486	1914

* Não incluindo os custos com pessoal da Eletrobrás/Procel e incluindo os recursos da RGR.

** Obtidas a partir da energia economizada, considerando um fator de capacidade típico de 56% para usinas hidrelétricas e considerando 15% de perdas médias na Transmissão e Distribuição para a parcela de conservação de energia.

Vale ressaltar que, os itens “Usina equivalente” e “Investimento Evitado” (presentes na Tabela 1.1) visam comparar as ações de conservação de energia com a geração de eletricidade, dado que ambas disponibilizam energia elétrica para o mercado. Desta forma, pode-se dizer que, por meio da conservação de energia, gera-se energia elétrica: (a) com menores custos (b) de forma mais limpa e (c) de forma mais rápida, dado ser uma alternativa de curto prazo de implantação.

Dentre os setores consumidores de eletricidade brasileiros, a indústria foi responsável por 47,9% de todos os 359,6 TWh de energia elétrica consumida no país no ano de 2004 [2]. Apesar disso, durante muito tempo a atenção maior das equipes de engenharia (independente do tipo de indústria) se centrou, sobretudo, na tecnologia e na capacidade dos sistemas de automação de aumentar a produtividade, sem grandes preocupações com o consumo de eletricidade [5].

Entretanto, com a necessidade de se tornarem empresas cada vez mais competitivas, a busca pela racionalização de suas estruturas de custos mostrou-se essencial [3]. Sendo assim, o uso da energia de forma ineficiente e irresponsável vem sendo tratado como inaceitável. Além disso, o mercado mundial encontra-se cada vez mais orientado a dar preferência a produtos de empresas comprometidas com ações de proteção ao meio ambiente [3], e como anteriormente mencionado, conservar energia elétrica acarreta uma exploração racional dos recursos naturais.

Dentre os diversos equipamentos elétricos industriais, os sistemas motrizes são os maiores consumidores de eletricidade do setor industrial brasileiro, como mostra a Figura 1.3 [6]. Assim, mostra-se de extrema importância a preocupação em buscar que consumam a eletricidade da forma mais racional possível. Ainda, a Tabela 1.2 [6] mostra o potencial de economia de energia elétrica para o uso final em força motriz no setor industrial. Segundo estes dados, o rendimento energético médio total é de 87% e corresponde à transformação de energia elétrica em força motriz. O potencial de economia estimado é de 4.797 tep³, compondo um rendimento médio de 92,3%.

³ Em função de sua reduzida participação na indústria, não são contabilizados nesta estimativa a utilização de motores de alto rendimento e de conversores de frequência em motores de pequeno e médio porte. Tonelada equivalente do petróleo (tep), sendo 1000tep equivalem a 11,63 TWh.

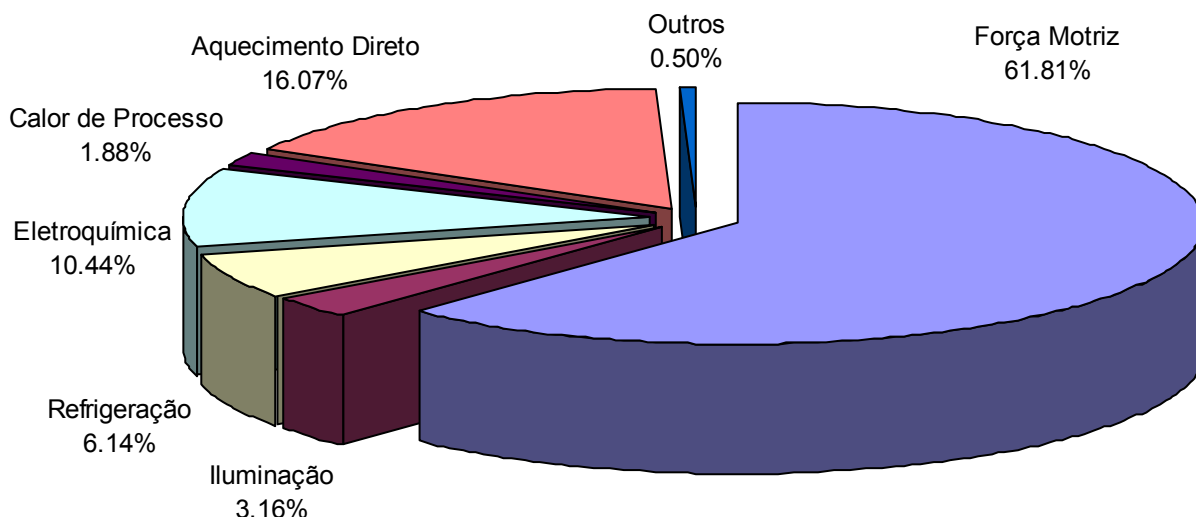


Figura 1.3: Consumidores de eletricidade do setor industrial brasileiro no ano de 2004.

Tabela 1.2: Consumo de Eletricidade em Força Motriz no Setor Industrial Brasileiro

Setor consumidor de Eletricidade	Energia Final	Energia Útil	Potencial de Economia
Cimento	317,5	285,8	13,5
Ferro Gusa e Aço	1.213,5	1.092,2	51,6
Indústria de Ferro Ligas	19,1	17,2	0,8
Mineração e Pelotização	738,4	664,5	31,4
Minerais Não Ferrosos	884,3	795,8	37,6
Química	1.369,3	1.232,3	58,3
Alimentos e Bebidas	1.062,2	955,9	45,2
Têxtil	384,5	346,1	16,4
Papel e Celulose	1.148,8	1.033,9	48,9
Indústria Cerâmica	236,1	210,1	5,2
Outros setores industriais	1.772,1	1.329,1	170,8
Total (em 1000 tep)	9.145,8	7.962,9	479,7

Dentre as estratégias para reduzir a energia usada por sistemas motrizes, pode-se destacar: (a) aumentar a eficiência do processo, (b) aumentar o rendimento do motor, seja por sua troca ou adequação à carga acionada.

No que concerne à busca pela eficiência do processo, a diminuição das perdas existentes em todas as suas fases são o alvo a ser alcançado. Para tal, é

necessário o conhecimento detalhado de todas as suas etapas, de forma que possam ser determinados seus pontos de desperdício.

Sabe-se que, dentre os motores elétricos em utilização no âmbito industrial, o motor de indução trifásico com gaiola de esquilo (MIT⁴) se destaca por ser o mais utilizado, devido apresentar um alto rendimento, baixo custo, forma construtiva robusta, baixa necessidade de manutenção e longa vida útil [7]. Entretanto, apesar destes motores apresentarem um elevado rendimento (da ordem de 90%), a crescente busca por métodos de economia de energia vêm gerando demanda para motores ainda mais eficientes.

Estes motores têm as suas perdas internas minimizadas, de forma que se apresentam até 5% mais eficientes que os modelos tipo padrão, dependendo da potência [7]. Esse acréscimo na eficiência do motor, à primeira vista, pode aparentar ser irrisório, porém, levando-se em consideração sua longa vida útil (que pode ultrapassar os 30 anos) e o montante de energia consumida pelos sistemas motrizes, a economia torna-se substancial.

Ainda, o sobre-dimensionamento do motor às condições de carregamento (potência mecânica da carga abaixo de 75% da potência nominal do motor) faz com que operem com baixo rendimento e fator de potência [7]. Assim, de forma a garantir que o motor opere de forma satisfatória, faz-se necessário o conhecimento das características da carga acionada.

Podem-se caracterizar as cargas acionadas pelo comportamento de suas curvas de potência mecânica (P_C) e conjugado (C_C) *versus* velocidade do motor (ω_m), as quais são descritas pelas equações (1.1) e (1.2).

$$C_C = k_1 + k_2 \cdot \omega_m^X \quad (1.1)$$

$$P_C = C_C \cdot \omega_m = k_1 \cdot \omega_m + k_2 \cdot \omega_m^{X+1} \quad (1.2)$$

Sendo k_1 e k_2 constantes e X o expoente da velocidade, as cargas podem ser classificadas de quatro tipos, conforme mostrado na Tabela 1.3 [8].

⁴ Este trabalho não tratará do motor de indução com rotor bobinado, mas somente do motor com rotor do tipo gaiola de esquilo. Assim, será usada a sigla MIT para designar este motor em estudo.

Tabela 1.3: Tipos de Cargas Motrizes

Tipo de Carga	Exemplos
Conjugado Constante e Potência Linear ($X=0$)	Pontes rolantes, esteiras, guinchos e elevadores.
Conjugado Linear e Potência Quadrática ($X=1$)	Moinhos de rolo, bombas de pistão, plainas e serras.
Conjugado Quadrático e Potência Cúbica ($X=2$)	Ventiladores, misturadores, centrífugas, bombas centrífugas, exaustores e compressores.
Conjugado Inverso e Potência Constante ($X=-1$)	Máquinas operatrizes, frezadoras, mandriladoras e bobinadeiras.

Dentre as cargas apresentadas na Tabela 1.2, as bombas centrífugas destacam-se das outras em termos de consumo de eletricidade, como mostra a Figura 1.4, obtida a partir de um estudo de caracterização de campo realizado na União Européia (UE) no ano de 2000 [9].

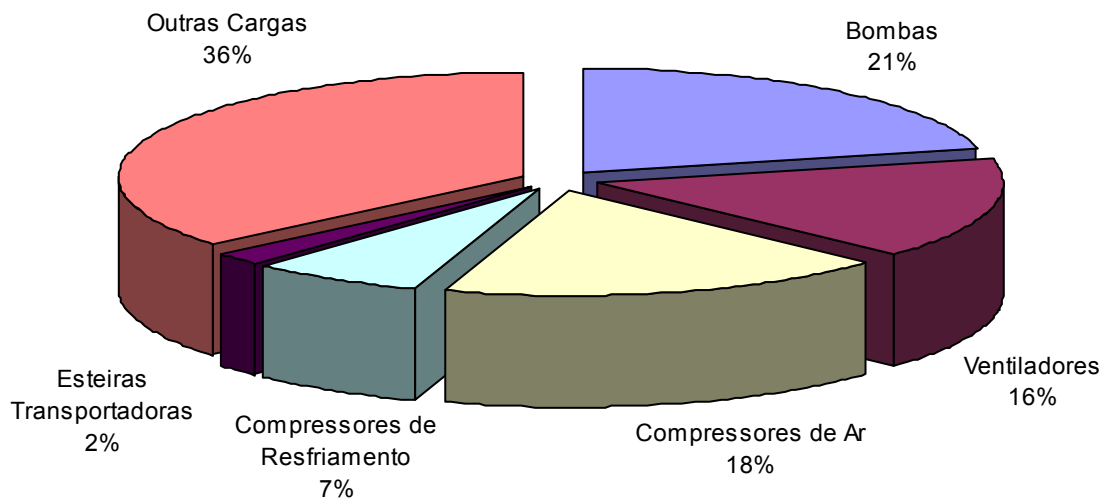


Figura 1.4: Consumo de eletricidade em motores no setor industrial da UE.

As bombas centrífugas destinam-se a fornecer energia (carga) a um fluido que se deseja transportar de um ponto a outro (através de dutos) a certa taxa de volume por unidade de tempo (vazão). À relação entre carga e vazão fornecida ao fluido costuma-se denominar de curva de carga da bomba, sendo esta normalmente fornecida pelo fabricante da bomba e utilizada pelos projetistas no momento de escolher o dispositivo mais adequado à sua instalação de bombeamento.

Por sua vez, no projeto de uma instalação de bombeamento, a vazão desejada é a variável principal. Entretanto, é muito comum (principalmente na

indústria) que, ao longo do processo, a demanda de vazão seja variável. Com isso, a instalação é projetada para atender à máxima demanda, sendo utilizados métodos de redução de vazão para que os níveis desejados sejam alcançados.

Dentre os métodos de redução de vazão disponíveis, este trabalho destaca dois: por válvula de estrangulamento e variação de velocidade. O primeiro por ser o mais utilizado e o segundo por garantir, além da redução de vazão, uma redução no consumo de energia do sistema de bombeamento.

A preferência pelo método de redução de vazão através do estrangulamento de válvula se deve: (a) à sua facilidade de uso e (b) ao seu baixo custo de implantação. Por sua vez, a não utilização do segundo método se deve: (a) ao seu alto custo de implantação e falta de certeza quanto à atratividade financeira; (b) falta de familiaridade com o método; e (c) falta de segurança no projeto de um sistema que utilize este método.

Além disso, durante muito tempo, a variação de velocidade de motores elétricos mostrou-se ser um grande entrave.

Considerando-se apenas o MIT, este pode ter sua velocidade variada a partir de métodos mecânicos, hidráulicos, eletromagnéticos e eletroeletrônicos.

Os controles mecânicos, hidráulicos e eletromagnéticos caracterizam-se por atuar sobre o eixo do motor, apresentando o inconveniente de somente conseguirem alguns valores de velocidade, dependendo do tipo de variador utilizado. Além disso, estes variadores apresentam um baixo rendimento, apresentando-se como fontes de desperdício de energia [9].

Já o controle eletroeletrônico é caracterizado por atuar em variáveis elétricas, conforme descrito pela equação (1.3), ou seja: número de pólos do motor (p) e frequência da tensão aplicada no estator (f_s).

$$\omega_m = \frac{4 \cdot \pi \cdot f_s \cdot (1-s)}{p} \quad (1.3)$$

Devido o número de pólos ser uma característica construtiva do motor, o método de variação de velocidade que atua sobre esta variável somente é possível se o motor já for construído de forma a permitir que sejam escolhidas entre duas ou mais configurações distintas, apresentando o inconveniente de somente conseguir

alguns valores de velocidade, dependendo das características construtivas do motor utilizado (Steps).

Já o controle de velocidade por meio da variação da frequência e da tensão aplicadas no estator tem sido feito, na grande maioria dos casos, pelo uso acionamentos eletrônicos, popularmente chamados de conversores de frequência⁵, os quais são instalados entre o motor e sua antiga fonte de alimentação, fazendo com que uma alimentação com tensão e frequência fixas se converta numa com tensão e frequência variáveis, permitindo, assim, que seja alcançada a velocidade desejada do motor. Com a utilização deste dispositivo foi possível melhorar significativamente a qualidade do acionamento (em comparação com os outros variadores de velocidade apresentados), que além de mais eficiente, passou a ser mais confiável, requerendo menores custos com operação e manutenção [11].

1.2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A análise do potencial de economia de energia elétrica advindo da preferência pelo método de variação de vazão por meio do uso de conversores de frequência frente ao estrangulamento de válvulas é frequentemente encontrada em artigos disponíveis em publicações tanto da área de engenharia elétrica ([9] e [12]-[18]) quanto da área de engenharia hidráulica ([19]-[26]). Pela a análise destes, pode-se perceber que:

- na maioria dos casos, há a utilização das curvas dos fabricantes de bombas (normalmente disponíveis para uma velocidade) em paralelo com as chamadas leis de afinidade (ou de Rateuax), podendo assim prever o comportamento da bomba quando operando sobre a condição de variação de velocidade;

⁵ Na bibliografia pesquisada, são encontradas diversas nomenclaturas para os acionamentos eletrônicos, dentre as quais: AFD (Adjustable Frequency Drive), ASD (Adjustable Speed Drive), VSD (Variable Speed Drive) e VSI (Voltage Source Inverter). Neste trabalho, será utilizado o termo conversor de frequência para representar o conversor CA-CC-CA de tensão alimentado pela tensão senoidal da rede, com amplitude e frequência fixas, e alimentando MIT's com um sinal de tensão não senoidal com amplitude e frequência variáveis.

- em [26] é feita uma análise experimental para a verificação da previsão feita pelas leis de afinidade, obtendo resultados satisfatórios, mesmo para a potência que, teoricamente, apresentaria maior erro, dado ser dependente do rendimento da bomba;
- em [14] são apontados os erros normalmente cometidos na utilização destas relações visando à determinação da potência economizada com a variação da velocidade da bomba;
- a maioria destas publicações considera os rendimentos do motor e da bomba como sendo constantes, mesmo quando da operação com rotações menores que a nominal;
- em [25], o rendimento do MIT para alimentação não-senoidal é determinado a partir do cálculo da potência mecânica requerida pela bomba e de uma curva de rendimento do motor quando alimentado por um conversor de frequência com modulação do tipo PWM senoidal. Apesar de muito prático, este cálculo depende de uma curva que não é normalmente disponibilizada pelo fabricante do motor;
- não foi encontrada na literatura pesquisada trabalhos que analisassem a operação conjunta de válvula e conversor de frequência, ou seja, a operação em velocidade variável é colocada como uma opção para substituir a válvula;

Vale ressaltar que em [25] é apresentado um método de cálculo da potencia mecânica requerida pela bomba que é bastante prático e preciso e, por isso, adotado aqui.

1.3 OBJETIVOS DO TRABALHO

Em vista disso, este trabalho se propõe a realizar experimentos em um sistema de bombeamento que opera segundo os dois métodos de controle de vazão apresentados (válvula de estrangulamento e variação de velocidade), de forma a determinar, a partir da comparação da potência ativa consumida e o rendimento total do sistema, qual dos dois métodos de controle de vazão apresenta menor consumo de energia elétrica.

Ainda, visa-se desenvolver um modelo matemático que seja capaz de determinar previamente o consumo de energia de um sistema de bombeamento que opere segundo qualquer um dos dois métodos de redução de vazão em estudo.

Para tal, o trabalho pode ser assim dividido:

- no Capítulo 2 é desenvolvido o modelo matemático do MIT, tanto para alimentação senoidal quanto não-senoidal. Ainda, são estudados os princípios de funcionamento de um conversor de frequência trifásico com modulação por largura de pulsos senoidal, de forma que seja possível reproduzir matematicamente a tensão de saída gerada;
- no Capítulo 3 são descritas as características do sistema de bombeamento, objetivando sua modelagem sob os dois métodos de variação de vazão propostos;
- no Capítulo 4 é feita uma descrição detalhada da bancada de testes e de todo o instrumental do LAMOTRIZ;
- no Capítulo 5 são apresentados os dados obtidos de forma experimental e por meio de simulação, sendo feitas comparações entre estes. Ainda, apresentam-se dois casos-teste, por meio dos quais, visa-se tornar mais claro o exposto no trabalho.
- no Capítulo 6 são tecidas as devidas conclusões e feitas considerações para trabalhos futuros.

Apesar de não se tratar de objetivo deste trabalho, vale ressaltar que, a conservação de energia elétrica em sistemas de bombeamento não se resume à efficientização do método de controle de vazão. A eficiência de todos os elementos do sistema é o objetivo final a ser alcançado, de forma que o rendimento total do sistema seja maximizado.

CAPÍTULO II

MIT E CONVERSOR DE FREQUÊNCIA

Este capítulo objetiva modelar matematicamente o MIT, tanto para alimentação senoidal quanto não-senoidal, além de estudar o princípio de funcionamento do conversor de frequência trifásico utilizado no seu acionamento.

Neste sentido, é feita, primeiramente, uma breve revisão do modelo matemático clássico do MIT por fase no domínio da frequência, sendo que, em seguida, são implementadas modificações a este modelo de forma que seja capaz de considerar a influência dos harmônicos da tensão de alimentação do motor. Para tal, faz-se uso da decomposição de Fourier do sinal de tensão e do teorema da superposição.

Ainda, faz-se um estudo do princípio de funcionamento do conversor de frequência, em especial do bloco inversor, ou seja, do conversor CC-CA de tensão fazendo uso de IGBT's, os quais são comutados segundo a técnica de modulação por largura de pulsos senoidal.

Ainda, é apresentada a técnica de controle de velocidade escalar de malha aberta, ou controle V/f , dado ser esta normalmente disponível nos conversores frequência e indicada para acionar o tipo de carga em estudo.

2.1 MODELO DO MIT PARA ALIMENTAÇÃO SENOIDAL

De forma a possibilitar uma análise do desempenho elétrico do MIT, é necessário o uso de modelos matemáticos do mesmo, sendo que duas estratégias são normalmente utilizadas: modelagem no domínio do tempo e no domínio da frequência.

A modelagem no domínio do tempo é feita através da resolução das equações diferenciais que governam o funcionamento do motor, permitindo assim a realização de estudos relacionados ao comportamento em regime permanente e transitório da máquina de indução.

Já o modelo no domínio da frequência, representa o motor de indução através de circuitos equivalentes que retratam as condições de funcionamento da máquina em regime permanente.

Dado que o presente trabalho visa estudar o desempenho de um sistema de bombeamento depois de estabelecidas as condições de estabilidade, será dada ênfase ao modelo do MIT no domínio da frequência, o qual é obtido a partir de certas considerações, quais sejam:

- operação do motor em regime permanente;
- simetria dos enrolamentos do estator;
- simetria dos enrolamentos do rotor;
- tensões e correntes puramente senoidais;
- distribuição senoidal do fluxo magnético principal;
- circuito equivalente do rotor referido ao estator;
- comportamento linear do motor, ou seja, desconsiderando-se a saturação do núcleo magnético.

A Figura 2.1 mostra o circuito equivalente por fase clássico do motor de indução à tensão, frequência e escorregamento nominais, cujos parâmetros são obtidos de forma tradicional, através de ensaios de rotor travado e a vazio¹.

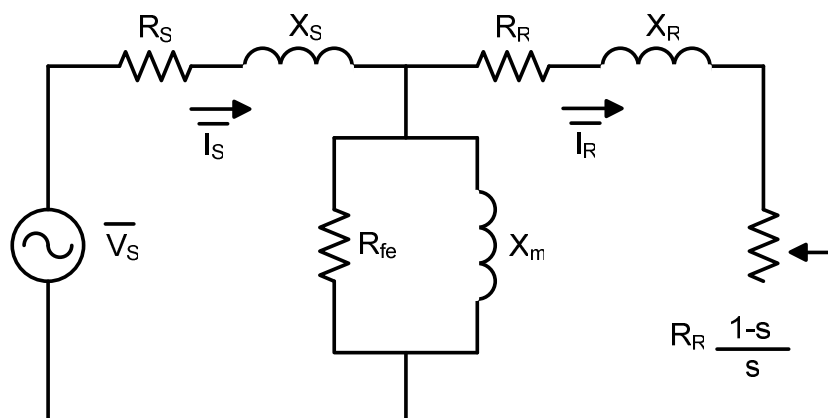


Figura 2.1: Circuito equivalente por fase clássico do motor de indução.

¹ As variáveis que apresentam uma barra por sobre seu símbolo (tensões, correntes e impedâncias), mostradas na Figura 2.1 e ao longo do texto, tratam-se de fasores.

Para o caso de variação da frequência da tensão de alimentação (sendo mantida sua forma senoidal), considerar-se-á que as resistências do estator e do rotor (R_S e R_R), bem como as indutâncias de dispersão do estator e do rotor, permanecem inalteradas. Em contrapartida, dado que as reatâncias de dispersão do estator (X_S) e do rotor (X_R) e a reatância de magnetização (X_m) são obtidas em função da frequência nominal, estas variam de forma linear com a variação da frequência.

A partir do circuito equivalente por fase do MIT mostrado na Figura 2.1, pode-se facilmente chegar à determinação das grandezas elétricas e mecânicas apresentadas na Tabela 2.1. Apesar de se tratarem de equações clássicas, estas são aqui expostas visando facilitar a leitura, além de auxiliar no desenvolvimento do modelo do MIT para alimentação não-senoidal.

Tabela 2.1: Equacionamento do MIT para Alimentação Senoidal

Grandeza	Notação	Unidade	Equação
Impedância do Estator	\overline{Z}_S	Ω	$\overline{Z}_S(f) = \frac{R_S}{s} + i \cdot \frac{f \cdot X_S}{f_{nom}} \quad (2.1)$
Impedância do Rotor	\overline{Z}_R	Ω	$\overline{Z}_R(f) = \frac{R_R}{s} + i \cdot \frac{f \cdot X_R}{f_{nom}} \quad (2.2)$
Impedância de Magnetização	\overline{Z}_m	Ω	$\overline{Z}_m(f) = \frac{i \cdot R_{fe}(f) \cdot \frac{f \cdot X_m}{f_{nom}}}{R_{fe}(f) + i \cdot \frac{f \cdot X_m}{f_{nom}}} \quad (2.3)$
Impedância Equivalente	\overline{Z}_{eq}	Ω	$\overline{Z}_{eq}(f) = \overline{Z}_S(f) + \frac{\overline{Z}_R(f) \cdot \overline{Z}_m(f)}{\overline{Z}_R(f) + \overline{Z}_m(f)} \quad (2.4)$
Corrente no Estator	\overline{I}_S	A	$\overline{I}_S(f) = \frac{\overline{V}_S(f)}{\overline{Z}_{eq}(f)} \quad (2.5)$
Tensão Contra-Eletromotriz	\overline{E}_m	V	$\overline{E}_m(f) = \overline{V}_S(f) - \overline{I}_S(f) \cdot \overline{Z}_S(f) \quad (2.6)$
Corrente no Rotor	\overline{I}_R	A	$\overline{I}_R(f) = \frac{\overline{E}_m(f)}{\overline{Z}_R(f)} \quad (2.7)$
Potência no Eixo	P_e	W	$P_e(f) = 3 \cdot R_R \cdot \frac{1-s}{s} \cdot \left \overline{I}_R(f) \right ^2 \quad (2.8)$
Potência Útil no Eixo	P_{eixo}	W	$P_{eixo}(f) = P_e(f) - P_{rot} \cdot \frac{f}{f_{nom}} \quad (2.9)$

Continuação da Tabela 2.1: Equacionamento do MIT para Alimentação Senoidal

Grandeza	Notação	Unidade	Equação
Fator de Potência	FP	-	$FP(f) = \frac{\operatorname{Re} \left(\frac{\overline{Z_{eq}}(f) \cdot R_{ad}}{\overline{Z_{eq}}(f) + R_{ad}} \right)}{\left \frac{\overline{Z_{eq}}(f) \cdot R_{ad}}{\overline{Z_{eq}}(f) + R_{ad}} \right } \quad (2.10)$
Potência Ativa	P_{ativa}	W	$P_{ativa}(f) = 3 \cdot \overline{V_s}(f) \cdot \overline{I_s}(f) \cdot FP \quad (2.11)$
Rendimento do Motor	η_{motor}	-	$\eta_{motor}(f) = \frac{P_{eixo}(f)}{P_{ativa}(f) + P_{ad}} \quad (2.12)$

2.1.1 Cálculo da Resistência Representativa das Perdas no Ferro

Segundo [29], a resistência representativa das perdas no ferro pode ser calculada conforme a equação (2.13):

$$R_{fe}(f) = \frac{R_{fe-r}(f) \cdot R_{fe-s}(f)}{R_{fe-r}(f) + s \cdot R_{fe-s}(f)}, \quad (2.13)$$

onde R_{fe-r} e R_{fe-s} são, respectivamente, as resistências representativas das perdas no ferro do rotor e do estator.

A resistência representativa das perdas no ferro no estator é dada pela equação (2.14):

$$R_{fe-s}(f) = \frac{|\overline{E_m}(f)|^2}{P_{F-s}(f) + P_{H-s}(f)} \quad (2.14)$$

onde P_{H-s} , e P_{F-s} são, respectivamente, as perdas devido ao fenômeno de histerese e às correntes de Foucault, as quais são obtidas via medições experimentais ou calculadas a partir das equações clássicas mostradas em (2.15) e (2.16):

$$P_{H-s}(f) = \eta \cdot f \cdot [B_{m\acute{a}x}(f)]^{k_s} \cdot K_m(B) \quad (2.15)$$

$$P_{F-s}(f) = \lambda \cdot f^2 \cdot [B_{m\acute{a}x}(f)]^2 \quad (2.16)$$

Nestas equações, tem-se que η , λ e k_s^2 são constantes que dependem do material magnético, sendo obtidas experimentalmente; f é a frequência do sinal de tensão aplicado; $K_m(B)$ é um coeficiente que leva em consideração os laços internos de histerese³; e B_{max} é o valor máximo da densidade de fluxo magnético, sendo obtido, para o caso de uma tensão de alimentação senoidal, a partir da equação (2.17):

$$B_{max}(f) = \frac{|\overline{E_m}(f)|}{\sqrt{2} \cdot \pi \cdot N_s \cdot S_{fe-s} \cdot f}, \quad (2.17)$$

onde N é o número de espiras do enrolamento do estator e S_{fe-s} é a área da seção transversal do núcleo.

Por sua vez, segundo [48], a resistência representativa das perdas no ferro no rotor pode ser aproximada a partir da relação entre os volumes dos núcleos do estator (V_{fe-s}) e do rotor (V_{fe-r}), conforme a equação (2.18):

$$R_{fe-r}(f) = R_{fe-s}(f) \cdot \frac{V_{fe-r}}{V_{fe-s}} \quad (2.18)$$

2.1.2 Demais Perdas do MIT

Conforme a equação (2.9), nem toda a potência no eixo chega à carga, sendo parte destinada a vencer as perdas rotacionais (P_{rot}), ou seja, o atrito entre o eixo e os rolamentos e o deslocamento de ar destinado à ventilação do motor⁴. Por

² O coeficiente k_s é comumente conhecido como coeficiente de Steinmetz, sendo que seus valores estão compreendidos entre 1,6 e 2, normalmente utilizando-se o valor de 1,6.

³ Este é dependente da forma de onda da densidade de fluxo magnético, sendo que seu valor é, na maioria das vezes, maior do que a unidade (exceto quando a forma de onda da tensão de alimentação é senoidal, quando se torna igual à unidade).

⁴ Neste trabalho, faz-se uso de motores de indução totalmente fechados e resfriados por um ventilador localizado em uma das extremidades de seu eixo, comumente chamados de TEFC (do inglês, *Totally Enclosed Fan-Colled*).

isso, estas perdas também são chamadas de perdas por atrito e ventilação, sendo determinadas por ensaios do motor a vazio.

Outras perdas a serem consideradas são as perdas adicionais, também chamadas de perdas suplementares em carga ou “Stray-Load Losses” (P_{ad}). Estas são de difícil representação analítica, devendo-se sua existência aos efeitos do fluxo magnético de dispersão nas diversas partes da máquina. Assim, de forma a não desprezá-las, considerou-se a recomendação da norma brasileira [28] segundo a qual estas perdas são da ordem de 0,5% da potência ativa de entrada.

Por fim, a potência realmente disponível no eixo do motor para o acionamento de cargas é dada por (2.19), onde P_{fe-S} e P_{fe-R} são as perdas no ferro do estator e do rotor e P_{JS} e P_{JR} são as perdas joule no estator e rotor, as quais são calculadas a partir das equações (2.20) e (2.21).

$$P_{eixo} = P_{ativa} - P_{JS} - P_{JR} - (P_{feS} + P_{feR}) - P_{ad} - P_{rot} \quad (2.19)$$

$$P_{JS}(f) = 3 \cdot R_S \cdot |\overline{I_S}(f)|^2 \quad (2.20)$$

$$P_{JR}(f) = 3 \cdot R_R \cdot |\overline{I_R}(f)|^2 \quad (2.21)$$

2.2 MODELO DO MIT PARA ALIMENTAÇÃO NÃO-SENOIDAL

Como já mencionado, o modelo do MIT no domínio da frequência anteriormente descrito somente é válido para o caso de alimentação senoidal balanceada. Dado que o estudo aqui proposto faz uso de um conversor de tensão alimentando o motor de indução e sabendo-se que a forma de onda da tensão que este dispositivo envia ao motor é de natureza não-senoidal, tal modelo não retrata a influência destas componentes. Assim, mantendo a consideração da alimentação balanceada do motor, são implementadas modificações ao modelo de forma a que este seja capaz de considerar a influência dos harmônicos da tensão de saída do conversor.

Antes de iniciar a modelagem, vale lembrar que o presente trabalho visa:

- analisar o desempenho do motor quando em regime permanente, seja este alimentado por tensões senoidais ou não;

- prever com o menor erro a economia de energia advinda da operação de um sistema de bombeamento com velocidade variável (através da utilização de um conversor de frequência trifásico para alimentar o MIT) em detrimento da operação com velocidade constante;
- verificar o rendimento total do sistema para as situações de operação a serem analisadas.

Com isso, busca-se um modelo do motor que não seja de grande complexidade, mas que apresente valores aproximados e conservativos para o rendimento do motor quando alimentado por um conversor de frequência.

Sabe-se que as técnicas de modulação utilizadas nos conversores de frequência trifásicos têm em comum o fato de verem o sinal de saída do dispositivo como sendo composto por: (a) uma componente fundamental que atenda às exigências do motor e (b) harmônicos a serem filtrados. Assim, do ponto de vista do conversor, pode-se dizer que sua tensão de saída trata-se de um sinal de alimentação senoidal apresentando harmônicos indesejáveis.

A análise do comportamento do MIT quando da presença de harmônicos na tensão de alimentação tem sido, ao longo dos anos, um dos principais temas de pesquisa da área de Qualidade de Energia, sendo que diversos trabalhos apresentam em comum o emprego do modelo do motor no domínio da frequência e do uso do princípio da superposição como ferramentas para o desenvolvimento do estudo. Um exemplo é a referência [29], que traz informações que satisfazem os intuítos aqui almejados e, portanto, baliza neste trabalho a modelagem elétrica do MIT para alimentação não-senoidal.

2.2.1 Linearidade do MIT

Considera-se um determinado equipamento como sendo linear quando a relação tensão-corrente nos terminais do mesmo é linear, ou seja, que o princípio da sobreposição pode ser aplicado. Em princípio, o MIT é um equipamento não linear, devido aos efeitos da saturação magnética, os quais se apresentam na máquina sob dois aspectos diferentes [29], que se traduzem:

- pela distorção na forma de onda da tensão ou corrente;

- pela alteração do valor eficaz sem distorções na forma de onda da tensão ou corrente.

Entretanto, como apresentado anteriormente, o modelo do circuito equivalente monofásico não leva em conta a saturação do núcleo magnético, ou seja, considera o MIT como sendo uma máquina linear. Dessa forma, como mostrado na Figura 2.2, pode-se representar o MIT alimentado por uma tensão não-senoidal de frequência igual a f como sendo equivalente a este mesmo motor alimentado por uma fonte de tensão contínua e n alternadas com amplitudes iguais a A_n e frequências iguais a $n.f$.

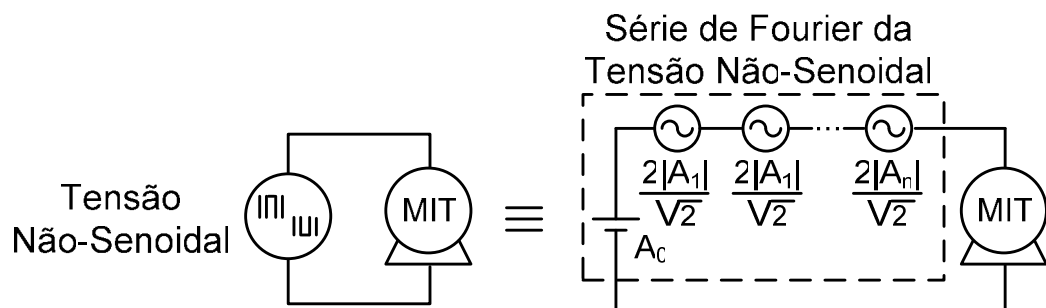


Figura 2.2: Estratégia de análise do motor de indução submetido a tensões não-senoidais.

A Figura 2.3 mostra o circuito equivalente do MIT para a frequência harmônica n . Comparando-se com o circuito da Figura 2.1, percebe-se que foi excluída a resistência representativa das perdas no ferro. Assim, para a frequência fundamental, será considerado o circuito da Figura 2.1, enquanto que para os demais harmônicos, o circuito da Figura 2.3.

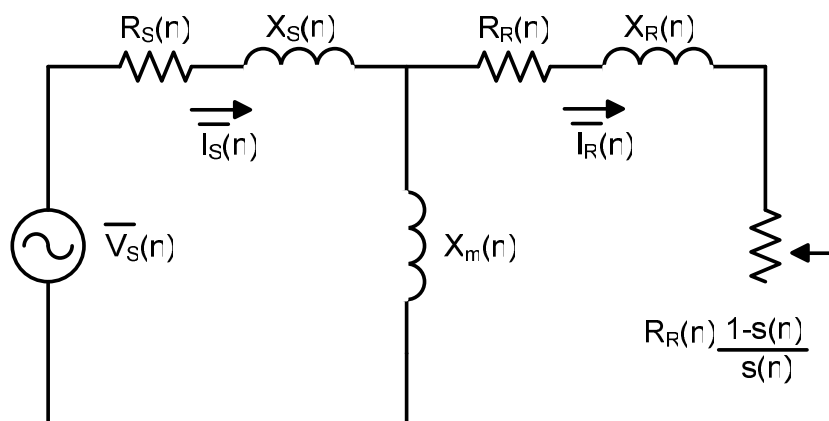


Figura 2.3: Circuito equivalente monofásico do MIT para a frequência harmônica n .

A influência da forma não-senoidal da tensão de alimentação nas perdas no ferro não será tratada aqui neste trabalho devido à complexidade do tema, como pode ser comprovado a partir da análise das referências [27], [29]-[49].

2.2.2 Parâmetros do Circuito em Função da Frequência

A partir do anteriormente exposto, é necessário que sejam determinados os parâmetros do circuito equivalente do motor apresentado na Figura 2.3 para as frequências harmônicas da tensão de alimentação, dadas por (2.22):

$$f_s(n) = n \cdot f_s(1) \quad (2.22)$$

Para tal, os parâmetros do circuito equivalente do motor para a frequência nominal, apresentados na Figura 2.1, serão tomados como referência.

2.2.2.1 Escorregamento

Tomando-se a componente fundamental da tensão de alimentação como referência, sabe-se que a n -ésima componente harmônica pode se apresentar de três tipos, conforme descrito na Tabela 2.2.

Tabela 2.2: Seqüência de fase das componentes harmônicas.

Seqüência Positiva	Seqüência Negativa	Seqüência Zero
$n = 3 \cdot k + 1^{(1)}$	$n = 3 \cdot k + 2$	$n = 3 \cdot k + 3$
Produz conjugado no mesmo sentido da componente fundamental.	Produz conjugado no sentido contrário da componente fundamental.	Não produz conjugado.

(1) Onde k é qualquer número inteiro maior do que zero.

A partir exposto na Tabela 2.2, tem-se que a velocidade síncrona para o n -ésimo harmônico é determinada conforme mostrado em (2.23), consequentemente, o escorregamento para o n -ésimo harmônico é dado por (2.24).

$$\omega_s(n) = \begin{cases} n \cdot \omega_s(1), & \text{se } n = 3 \cdot k + 1 \\ -n \cdot \omega_s(1), & \text{se } n = 3 \cdot k + 2 \end{cases} \quad (2.23)$$

$$s(n) = \begin{cases} \frac{\omega_s(n) - \omega_m}{\omega_s(n)} = \frac{n - (1 - s)}{n}, & \text{se } n = 3 \cdot k + 1 \\ \frac{-\omega_s(n) - \omega_m}{-\omega_s(n)} = \frac{n + (1 - s)}{n}, & \text{se } n = 3 \cdot k + 2 \end{cases} \quad (2.24)$$

2.2.2.2 Resistência e Reatância de Dispersão do Estator

Sabe-se que a resistência do estator (R_s) é obtida experimentalmente através de ensaios do motor com tensão de alimentação contínua e à temperatura ambiente e que, na prática, quando o motor estiver sendo alimentado por tensões alternadas, este valor será maior devido à ocorrência do efeito pelicular. Como, em geral, os motores de indução de pequeno e médio porte (alvo deste trabalho) apresentam o enrolamento do estator constituído por condutores de cobre, cilíndricos e de pequeno diâmetro, pode-se desconsiderar o efeito pelicular [29]. Assim, tanto a resistência quanto a indutância de dispersão do estator permanecem independentes da frequência aplicada.

Desta feita, sabendo-se que $X_s = 2 \cdot \pi \cdot f_{nom} \cdot L_s$ e levando-se em consideração a equação (2.22), a reatância de dispersão do estator para o n -ésimo harmônico da tensão de alimentação é dada por (2.25):

$$X_s(n) = 2 \cdot \pi \cdot f_s(n) \cdot L_s(n) = \frac{n \cdot f_s(1)}{f_{nom}} \cdot X_s \quad (2.25)$$

2.2.2.3 Resistência e Reatância de Dispersão do Rotor

Sendo o rotor constituído por barras de considerável seção, o efeito pelicular tem uma influencia significativa no aumento da resistência do rotor, principalmente quando estas barras conduzem correntes com frequências harmônicas elevadas [29]. Assim, a resistência do rotor para o n -ésimo harmônico da tensão de alimentação é dada pela equação (2.26):

$$R_R(n) = R_R \cdot \frac{K_{RR}(n)}{K_{RR}(1)}, \quad (2.26)$$

onde R_R é a resistência do rotor à frequência nominal e $K_{RR}(n)$ é um fator para a correção da resistência em função da frequência, o qual é dado pela equação (2.27):

$$K_{RR}(n) = \frac{d}{\delta_r(n)} \cdot \frac{\sinh\left(\frac{2 \cdot d}{\delta_r(n)}\right) + \sen\left(\frac{2 \cdot d}{\delta_r(n)}\right)}{\cosh\left(\frac{2 \cdot d}{\delta_r(n)}\right) - \cos\left(\frac{2 \cdot d}{\delta_r(n)}\right)}, \quad (2.27)$$

onde d é a altura da ranhura e $\delta_r(n)$ o comprimento de penetração da onda eletromagnética no material da barra do rotor, sendo obtido pela expressão (2.28):

$$\delta_r(n) = \sqrt{\frac{\rho_r}{\pi \cdot \mu_0 \cdot n \cdot f_s(1)}}, \quad (2.28)$$

onde ρ_r é a resistividade das barras do rotor e μ_0 a permeabilidade do vácuo.

Semelhante à equação (2.26), a indutância do rotor para o n -ésimo harmônico da tensão de alimentação é dada pela equação (2.29):

$$L_R(n) = L_R \cdot \frac{K_{LR}(n)}{K_{LR}(1)}, \quad (2.29)$$

onde L_R é a indutância do rotor à frequência nominal e $K_{LR}(n)$ é um fator para a correção da indutância em função da frequência, dado pela equação (2.30):

$$K_{LR}(n) = \frac{3 \cdot \delta_r(n)}{2 \cdot d} \cdot \frac{\sinh\left(\frac{2 \cdot d}{\delta_r(n)}\right) - \sen\left(\frac{2 \cdot d}{\delta_r(n)}\right)}{\cosh\left(\frac{2 \cdot d}{\delta_r(n)}\right) - \cos\left(\frac{2 \cdot d}{\delta_r(n)}\right)} \quad (2.30)$$

Desta feita, a reatância de dispersão do rotor para o n -ésimo harmônico da tensão de alimentação é dada pela equação (2.31):

$$X_R(n) = 2 \cdot \pi \cdot f_s(n) \cdot L_R(n) \quad (2.31)$$

2.2.2.4 Reatância de Magnetização

Dado os motores serem projetados para operarem próximo à saturação (como forma de melhor aproveitar o circuito magnético), uma das consequências de se alimentar o motor com tensões não-senoidais é que o mesmo passa a trabalhar fora de seu ponto de operação nominal, ou seja, dentro da zona de saturação da máquina, resultando no aumento da corrente de magnetização.

Tendo sempre em mente os objetivos do presente trabalho, não se faz uso de estratégias que levem em consideração o efeito da saturação magnética, pois, segundo [29]:

- o aumento das perdas Joule no estator, consequência do aumento da corrente de magnetização devido o motor operar na saturação, é de pouca significação;
- sua consideração demanda a determinação, a cada instante de tempo, do nível de saturação da máquina, tratando-se de uma tarefa complexa que apresenta resultados satisfatórios quando simulações numéricas são utilizadas (elementos finitos).

Assim, segundo [29], a reatância de magnetização para a componente harmônica n pode ser aproximada, para uma larga faixa de potências de MIT's, segundo a equação (2.32):

$$X_m(n) = (0,25 \cdot n) \cdot X_m(1) \cdot \frac{f_s(1)}{f_{nom}} \quad (2.32)$$

2.2.3 Grandezas Elétricas e Mecânicas do MIT

A partir das equações mostradas na Tabela 2.1, do circuito equivalente monofásico do MIT mostrado na Figura 2.3 e do desenvolvimento feito nos itens

anteriores, pode-se facilmente chegar à determinação das grandezas elétricas e mecânicas apresentadas na Tabela 2.3.

Tabela 2.3: Equacionamento do MIT para Alimentação Não-Senoidal

Grandeza	Notação	Unidade	Equação
Tensão de Alimentação	$\overline{V_s(n)}$	V	$\overline{V_s(n)} = A_n \cdot e^{j \cdot \varphi_n}$ (2.33)
Impedância do Estator	$\overline{Z_s(n)}$	Ω	$\overline{Z_s(n)} = R_s(n) + i \cdot X_s(n)$ (2.34)
Impedância do Rotor	$\overline{Z_R(n)}$	Ω	$\overline{Z_R(n)} = \frac{R_R(n)}{s(n)} + i \cdot X_R(n)$ (2.35)
Impedância de Magnetização	$\overline{Z_m(n)}$	Ω	$\overline{Z_m(n)} = i \cdot X_s(n)$ (2.36)
Impedância Equivalente	$\overline{Z_{eq}(n)}$	Ω	$\overline{Z_{eq}(n)} = \overline{Z_s(n)} + \frac{\overline{Z_R(n)} \cdot \overline{Z_m(n)}}{\overline{Z_R(n)} + \overline{Z_m(n)}}$ (2.37)
Corrente no Estator	$\overline{I_s(n)}$	A	$\overline{I_s} = \frac{\overline{V_s(n)}}{\overline{Z_{eq}(n)}}$ (2.38)
Fator de Potência	$FP(n)$	-	$FP(n) = \frac{\text{Re} \left(\frac{\overline{Z_{eq}(n)} \cdot \overline{R_{ad}(n)}}{\overline{Z_{eq}(n)} + \overline{R_{ad}(n)}} \right)}{\left \frac{\overline{Z_{eq}(n)} \cdot \overline{R_{ad}(n)}}{\overline{Z_{eq}(n)} + \overline{R_{ad}(n)}} \right }$ (2.39)
Potência Ativa	$P_{ativa}(n)$	W	$P_{ativa}(n) = 3 \cdot \overline{V_s(n)} \cdot \overline{I_s(n)} \cdot FP(n)$ (2.40)
Potência Ativa Total	$P_{ativa-total}$	W	$P_{ativa-total}(n) = P_{ativa} + \sum_{n=2}^{\infty} P_{ativa}(n)$ (2.41)
Tensão Contra-Eletromotriz	$\overline{E_m(n)}$	V	$\overline{E_m(n)} = \overline{V_s(n)} - \overline{I_s(n)} \cdot \overline{Z_s(n)}$ (2.42)
Corrente no Rotor	$\overline{I_R(n)}$	A	$\overline{I_R(n)} = \frac{\overline{E_m(n)}}{\overline{Z_R(n)}}$ (2.43)
Potência no Eixo	$P_e(n)$	W	$P_e(n) = 3 \cdot R_R(n) \cdot \frac{1-s(n)}{s(n)} \cdot \overline{I_R(n)} ^2$ (2.44)

A partir de (2.44) e levando em consideração o exposto na Tabela 2.2, tem-se que a potência total no eixo ($P_{e-total}$) e o conjugado eletromagnético total ($C_{e-total}$) são obtidos conforme descrito em (2.45) e (2.46):

$$P_{e-total} = \sum_{k=0}^{\infty} P_e(3 \cdot k + 1) - \sum_{k=0}^{\infty} P_e(3 \cdot k + 2) \quad (2.45)$$

$$C_{e-total} = \sum_{k=0}^{\infty} \frac{P_e(3 \cdot k + 1)}{\omega_m} - \sum_{k=0}^{\infty} \frac{P_e(3 \cdot k + 2)}{\omega_m} \quad (2.46)$$

Considerando-se que a presença ou não de harmônicos na tensão de alimentação não influi nas perdas rotacionais (P_{rot}), a potência realmente disponível no eixo ($P_{eixo-total}$) e o rendimento do motor ($\eta_{motor-total}$) são dados por (2.47) e (2.48), onde as perdas adicionais para alimentação não-senoidal ($P_{ad-total}$) são da ordem de 0,8% da potência ativa de entrada [49].

$$P_{eixo-total} = P_{e-total} - P_{rot} \cdot \frac{f_s(1)}{f_{nom}} \quad (2.47)$$

$$\eta_{motor-total} = \frac{P_{eixo-total}}{P_{ativa-total} + P_{ad-total}} = \frac{P_{eixo-total}}{1,008 \cdot P_{ativa-total}} \quad (2.48)$$

2.3 CONVERSOR DE FREQUÊNCIA

O conversor trifásico normalmente utilizado no acionamento de motores de indução é composto, basicamente, pelos quatro blocos mostrados na Figura 2.4.

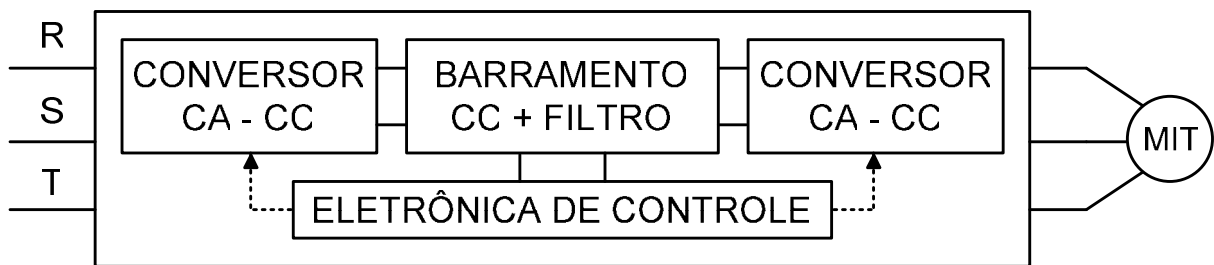


Figura 2.4: Diagrama de blocos do conversor de frequência trifásico.

A alimentação do conversor de frequência é feita a partir da tensão trifásica senoidal proveniente da rede, que, após ser retificada e filtrada, é transformada em um sinal de tensão contínuo (V_{CC}) que alimenta todos os demais circuitos do conversor, como o circuito de controle (responsável pelo controle de velocidade propriamente dito e pelo monitoramento das entradas e saídas do

equipamento) e o bloco inversor (responsável pela inversão do sinal contínuo em alternado).

Devido ser objetivo deste trabalho reproduzir matematicamente a tensão de saída gerada e determinar o rendimento do dispositivo, mais atenção será dada ao princípio de funcionamento do bloco inversor e às técnicas utilizadas pelo bloco de controle para a operação das chaves eletrônicas. Dado ser o tipo mais comum de conversor CC-CA [50], principalmente para o controle de velocidade de máquinas de baixa e média potência [9], o presente trabalho somente tratará do conversor CC-CA de tensão.

2.3.1 Bloco Inversor

O bloco inversor é o responsável direto pela formação da onda de saída do conversor de tensão, a qual é obtida através da comutação sincronizada dos seus dispositivos semicondutores de potência. A Figura 2.5 mostra o circuito de um conversor trifásico utilizando IGBT's⁵.

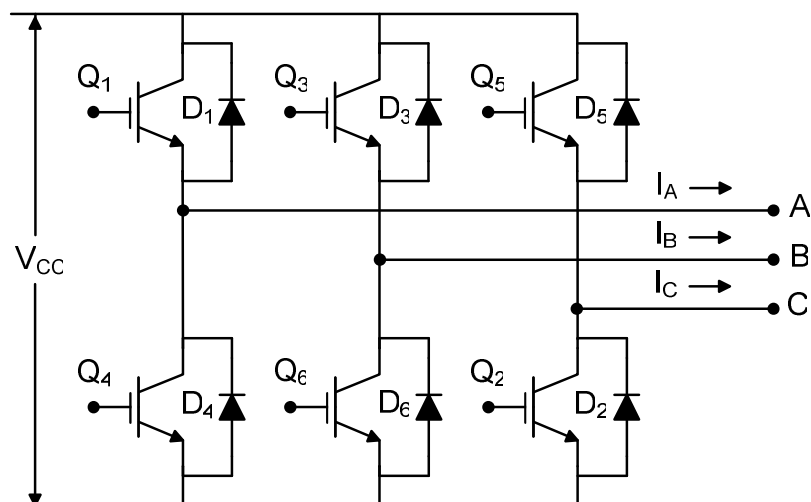


Figura 2.5: Circuito equivalente do conversor de tensão trifásico tipo 180°.⁶

⁵ Será dada uma maior atenção a este tipo de interruptor, dado ser bastante utilizadas em aplicações de baixa e média potência que requeiram elevadas frequências de chaveamento.

⁶ Os conversores trifásicos podem apresentar dois tipos de operação: 180° e 120°, onde tal nomenclatura indica o intervalo de condução (em cada semiperíodo) de cada chave comandada. Dentre estes dois tipos de operação, o tipo 180° é, em geral, o mais empregado, por dois motivos [51]: as chaves condutoras são mais bem aproveitadas e a forma de onda da tensão de saída não é afetada pela natureza da carga.

Uma descrição detalhada do funcionamento do conversor mostrado na Figura 2.5 pode ser encontrada em literatura específica da área de Eletrônica de Potência [50-51]. Entretanto, faz-se aqui uma descrição resumida.

Quando a corrente de linha I_A é positiva, o potencial elétrico V_A no ponto A é unido ao barramento CC através de um caminho de baixa impedância, proveniente ou de Q_1 (quando estiver em condução) ou de D_4 (quando Q_1 estiver em bloqueio). De forma análoga, quando a corrente é negativa, o caminho de baixa impedância é proveniente ou de Q_4 (quando estiver em condução) ou de D_1 (quando Q_4 estiver em bloqueio). Desde que o mesmo princípio de operação se aplica para as outras pernas do conversor, está claro que a tensão entre o ponto A e qualquer das outras duas fases terá, de forma ideal, valores de zero, $-V_{CC}$ ou $+V_{CC}$. No caso não ideal, os elementos semicondutores apresentam uma queda de tensão (perdas por condução).

2.3.2 Modulação por Largura de Pulso Senoidal

A operação do conversor de tensão depende da perfeita geração dos sinais de comando das chaves (feita pelo bloco de controle), os quais podem ser obtidos por meio de técnicas de modulação distintas. Dentre estas técnicas destaca-se a por largura de pulsos senoidal (SPWM), sendo amplamente aceita como apresentando o melhor desempenho (bom fator de potência ao longo da variação de velocidade e baixa distorção da corrente do motor) para níveis de potência menores do que 1 MW [10]⁷.

Nesta técnica de modulação, os sinais de comando das chaves são gerados a partir da comparação de uma onda portadora (v_p), normalmente triangular, com frequência e amplitude iguais a f_p e A_p , e três ondas moduladoras (v_{mR} , v_{mS} e v_{mT}), de forma senoidal, defasadas de 120° entre si e com frequência e amplitude iguais a f_m e A_m . De forma a ser mantido o equilíbrio entre as tensões de saída do conversor, as frequências e amplitudes de cada uma das três moduladoras são mantidas iguais.

⁷ Neste trabalho, somente serão considerados conversores de três níveis, dados serem os mais utilizados no acionamento de motores de baixa e média potência.

A relação entre as amplitudes da onda portadora e moduladora, dada pela equação (2.49), é chamada de índice de modulação (M_A), sendo que este parâmetro tem influência direta na largura dos pulsos e no valor eficaz da tensão de saída do conversor. Como, normalmente, a amplitude da onda portadora é mantida constante, o índice de modulação varia com a amplitude da onda moduladora.

$$M_A = \frac{A_m}{A_p} \quad (2.49)$$

Por sua vez, a frequência das ondas moduladoras define a frequência da componente fundamental da tensão de saída do conversor. Já a frequência da onda portadora define a quantidade de pulsos da tensão de saída, o que influencia diretamente o espectro harmônico desta tensão. A relação entre as frequências das ondas portadora e moduladora (M_f) é um parâmetro também bastante utilizado, sendo representado por (2.50):

$$M_f = \frac{f_p}{f_m} \quad (2.50)$$

Sabendo-se que as duas chaves pertencentes a um mesmo braço do conversor não podem conduzir ao mesmo tempo, pode-se comanda-las segundo a estratégia descrita na Tabela 2.4:

Tabela 2.4: Estratégia de Comando das Chaves.

CHAVE EM CONDUÇÃO					
Braço A		Braço B		Braço C	
$V_{mR} > V_p$	$V_{mR} < V_p$	$V_{mS} > V_p$	$V_{mS} < V_p$	$V_{mT} > V_p$	$V_{mT} < V_p$
Q_1	Q_4	Q_3	Q_6	Q_5	Q_2

Como resultado da modulação, tem-se que a tensão fase-fase de saída do conversor é composta por um trem de pulsos por semi-ciclo de amplitude igual a V_{CC} . A Figura 2.6 mostra a tensão fase-fase ($f_m = 60$ Hz e $f_p = 4$ kHz) de saída do

conversor utilizado na bancada de testes do LAMOTRIZ, medida com o auxílio de um osciloscópio.

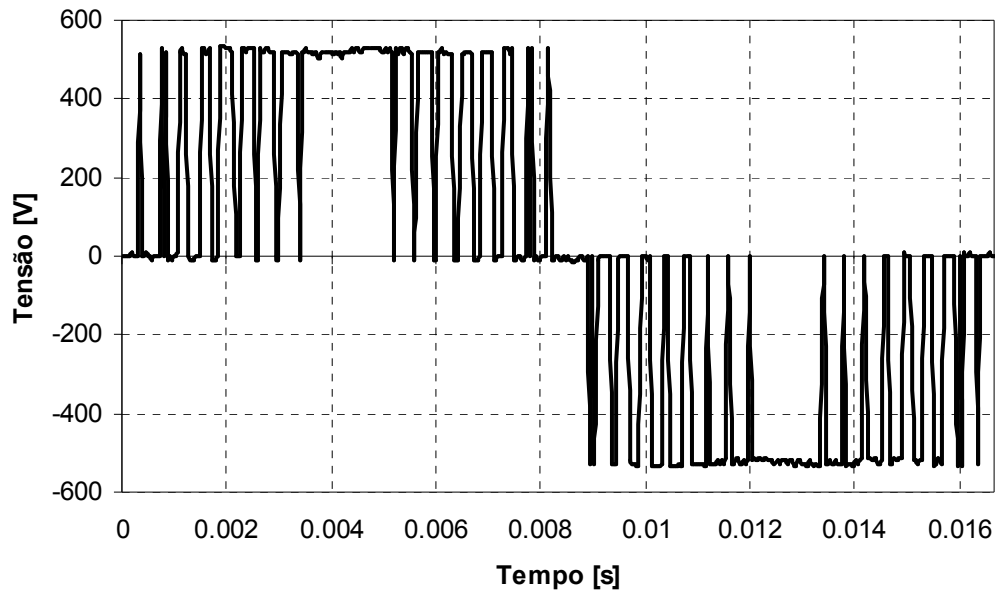


Figura 2.6: Tensão fase-fase de saída do conversor utilizado.

2.3.3 Controle de Velocidade

O desempenho do sistema de acionamento, seja dinâmico ou em regime, é função direta da estratégia de controle adotada. Sendo que a velocidade do MIT é função do escorregamento, a precisão no controle da velocidade no motor depende de como o escorregamento está sendo determinado (pelo uso de um transdutor de velocidade) ou estimado (por meio de métodos de estimação) pelo acionador. Assim, os controles de velocidade podem ser de dois tipos: (a) malha aberta e (b) fechada.

Estratégias em malha aberta permitem um desempenho satisfatório do sistema e quando o motor opera em velocidades constantes por longos períodos de tempo. Por sua vez, estratégias de controle com realimentação se tornam necessárias para a operação com velocidade estritamente constante (mesmo quando da ocorrência de flutuações de tensão e de variações no conjugado de carga) e quando houver a demanda por rápidas respostas dinâmicas.

Diante disto, dado se tratar da estratégia que mais se adequa aos objetivos do presente trabalho, será dada ênfase à de malha aberta, que, atualmente, apresenta-se nos modos de controle: (a) escalar e (b) vetorial⁸.

O modo de controle escalar faz uso da tensão e da frequência aplicadas diretamente às bobinas do estator do MIT como variáveis de controle, fornecendo ao motor uma relação V_s / f_s correspondente, de tal forma que o fluxo do estator seja mantido constante e igual ao seu valor nominal, independente da frequência de acionamento e da carga no eixo do motor. Desta maneira, mantém-se a capacidade de conjugado da máquina tornando possível o acionamento em ampla faixa de velocidades.

Entretanto, nem todas as cargas requerem que o conjugado do motor seja mantido constante com a velocidade. Assim, os conversores de frequência disponíveis no mercado normalmente possibilitam que seja escolhida a relação tensão-frequência que mais se adequa à carga acionada de maneira a aperfeiçoar o desempenho do acionamento. A Figura 2.7, proveniente do catálogo do fabricante do conversor utilizado na bancada de testes do LAMOTRIZ [53], ilustra as relações que podem ser aplicadas neste dispositivo, onde A_{nom} e A_{min} são as amplitudes das componentes fundamentais das tensões de saída do conversor para a frequência portadora igual à frequência nominal e nula.

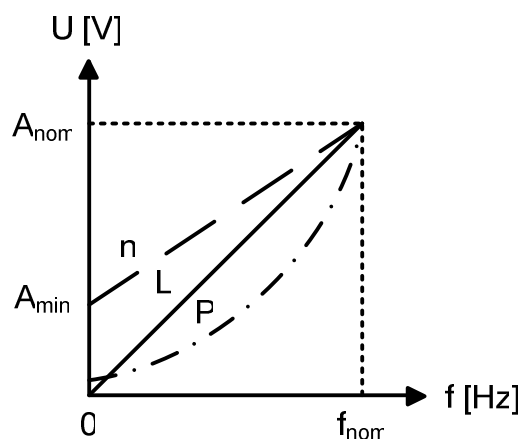


Figura 2.7: Relações tensão-frequência do conversor da bancada de testes do LAMOTRIZ.

⁸ Os modos de controle escalar e vetorial também podem ser de malha fechada, entretanto não serão tratados neste trabalho pelos motivos anteriormente apresentados.

Na relação **L**, tem-se que a relação $\frac{A_1(f_p)}{f_p}$ é mantida igual a $\frac{A_{nom}}{f_{nom}}$. Com

isso, é garantido um conjugado praticamente constante para frequências maiores do que 30 Hz. Para baixas velocidades, a aplicação desta relação acarreta uma queda do conjugado do motor devido à queda de tensão no estator se tornar mais significativa. Desta forma, é indicada para aplicações com conjugado constante, com carga média em baixa velocidade.

Visando garantir uma elevação do conjugado para baixas velocidades, faz-se uso da relação **n**, segundo a qual $A_1(f_p) = (A_{nom} - A_{min}) \cdot \frac{f_p}{f_{nom}} + A_{min}$. Assim, esta relação também é indicada para aplicações com conjugado constante, entretanto pode acionar máquinas fortemente carregadas operando em baixa velocidade.

Por fim, a relação **P** é indicada para aplicações em que não há a necessidade de se manter o conjugado constante⁹, ou seja, para o acionamento de bombas e ventiladores centrífugos, por exemplo.

Por ser indicada para sistemas de bombeamento industriais, será utilizada, neste trabalho, a relação tensão-frequência do tipo **P**. Dado que a equação matemática da amplitude da componente fundamental da tensão de alimentação em função da frequência da portadora não é fornecida pelo fabricante, esta será obtida experimentalmente no Capítulo 04.

Devido o controle escalar se adequar aos objetivos do trabalho não será dada atenção à técnica de controle de vetorial. Mais detalhes podem ser encontrados em [52].

⁹ A manutenção do fluxo constante quando da operação com baixas cargas, faz com que o fluxo de entreferro seja maior do que o necessário para manter o conjugado requerido. Apesar da relação **P** já garantir uma maior adequação do fluxo de entreferro à carga, em [54] é apresentada uma outra técnica que propõe o ajuste da relação V/f em função da carga do motor, a fim de se alcançar a máxima eficiência através da redução da tensão e aumento do escorregamento. Para tal, faz uso de um controle independente da tensão e da frequência.

CAPÍTULO III

ANÁLISE HIDRÁULICA DO SISTEMA DE BOMBEAMENTO

Neste capítulo, faz-se uma descrição do sistema de bombeamento, ou seja, da carga que será acionada pelo sistema MIT/conversor visto no Capítulo 2, objetivando a compreensão do seu princípio de funcionamento¹.

Trata-se, inicialmente, da instalação de bombeamento, objetivando a determinação de sua curva característica. Para tal, procede-se com o cálculo do diâmetro ótimo da tubulação e das perdas de carga² existentes ao longo do trajeto do fluido. Além disso, como forma de complementar os passos seguidos no projeto de um sistema de bombeamento, mostra-se como proceder na escolha da bomba mais adequada à instalação projetada.

Depois, é feito um breve estudo do princípio de funcionamento de uma bomba centrífuga, dando especial enfoque às suas curvas características.

Por último, trata-se da determinação e modificação (a partir dois métodos de variação de vazão em estudo) do ponto de operação do sistema de bombeamento.

3.1 PROJETO DE UMA INSTALAÇÃO DE BOMBEAMENTO

A função básica de uma instalação de bombeamento é a de garantir que o fluido presente no reservatório de sucção alcance o reservatório de recalque a uma dada vazão desejada (Q_d). Para tal, ela é formada basicamente pelos reservatórios, pela tubulação (tubos e conexões), pelos acessórios de tubulação (válvula de pé com crivo, válvula de retenção e registros) e pela bomba.

¹ Os conceitos básicos de mecânicas dos fluídos, essenciais para a compreensão do exposto, não serão aqui tratados, entretanto indica-se como fonte de pesquisa o Capítulo 2 de [3].

² Neste trabalho, como comumente encontrado nos textos da área de Hidráulica, a carga será representada em metros de coluna de água, ou, simplesmente em metros.

Considerando dutos de seção circular, o projeto de uma instalação de bombeamento segue os seguintes passos: (a) determinação dos diâmetros das tubulações de sucção e recalque; (b) determinação das perdas de carga da instalação; (c) determinação da curva de carga da instalação; e (d) escolha da bomba que garanta a vazão desejada.

Objetivando uma melhor compreensão da carga acionada pelo MIT, nos itens que se seguem são detalhados os passos apresentados anteriormente.

3.1.1 Determinação do Diâmetro Ótimo da Tubulação

A variável inicial a ser considerada para a elaboração do projeto de uma instalação de bombeamento é a vazão desejada, que, de acordo com a equação da continuidade, é igual ao produto da velocidade de escoamento do fluido pela área da seção transversal da tubulação.

Sabe-se, pelo teorema de Bernoulli, que quanto maior a velocidade do fluido maior a quantidade de energia por unidade de peso necessária para o seu deslocamento. Dessa forma, para uma mesma vazão, quanto maior o diâmetro da tubulação (para o caso de tubulações com seção transversal circular) menor a quantidade de energia a ser cedida. Entretanto, quanto maior o diâmetro maior o custo por unidade de comprimento de tubulação.

Assim, a determinação do diâmetro ótimo da tubulação torna-se uma equação que passa a levar em consideração critérios quase que estritamente econômicos [55]. Caso o diâmetro adotado seja grande, resultará que menores serão os custos com a operação do sistema, por outro lado, seu custo de implantação será alto. Já se o diâmetro da tubulação for relativamente pequeno, a instalação terá baixo custo de implantação, porém, maiores serão os custos com a operação do sistema.

Para a determinação do diâmetro ótimo da tubulação de recalque (d_R) recorre-se à fórmula empírica de Bresse [56], segundo a qual:

$$d_R = K \cdot \sqrt{Q_d}, \quad (3.1)$$

onde d_R é dado em metros, Q_d é a vazão desejada (dada em m^3/s) e K é um fator que leva em consideração variáveis econômicas, sendo $0,7 \leq K \leq 1,0$. No caso de

tubulações de recalque que operam apenas algumas horas por dia, utiliza-se a fórmula empírica de Forchheimer [56], segundo a qual:

$$d_R = 1,3 \cdot \sqrt{Q_d} \cdot \sqrt[4]{X_h}, \quad (3.2)$$

onde X_h é porcentagem de horas do dia que o sistema está em operação.

Como resultado, o valor de d_R é tomado como sendo o diâmetro comercial imediatamente superior ao obtido pela fórmula (3.1) ou (3.2). Por sua vez, para o diâmetro da tubulação de sucção (d_S), adota-se o diâmetro comercial imediatamente superior à d_R [56].

3.1.2 Cálculo das Perdas de Carga

As perdas de carga existentes no deslocamento de um fluido no interior de uma tubulação apresentam-se de duas formas distintas: perdas de carga nas tubulações retas (chamadas de perdas de carga distribuídas) e perdas nas peças especiais (chamadas de perdas de carga localizadas).

3.1.2.1 Perdas de Carga em Tubulação Reta

Para o cálculo das perdas de carga em tubulação reta (J_r), faz-se o uso, neste trabalho, da equação (3.3) [3;57]:

$$J_r(Q) = \frac{F_R \cdot 8 \cdot L_r}{\pi^2 \cdot g \cdot d_e^5} \cdot Q^2, \quad (3.3)$$

onde Q é a vazão (em m^3/s), L_r é a distância (em metros) percorrida pelo fluido, d_e é o diâmetro do encanamento (em metros), g é a aceleração da gravidade (em m/s^2) e F_R é o fator de resistência ou coeficiente de atrito da tubulação (adimensional).

Desenvolvida por Darcy e Weisbach, a equação (3.3) é adotada aqui devido ser derivada de considerações físicas e matemáticas, portanto de conceituação mais precisa, além de ser recomendada pela Norma Brasileira ABNT - NBR 12218 [3].

Da equação (3.3), F_R é o parâmetro de mais difícil determinação, sendo que para um regime de escoamento do fluido do tipo turbulento (como ocorre na maioria dos casos), F_R é dado pela expressão de Colebrook-White [3] mostrada na equação (3.4):

$$\frac{1}{\sqrt{F_R}} = 0,8 \cdot \ln \left(\frac{\varepsilon}{3,7 \cdot d_e} + \frac{2,51}{Re \cdot \sqrt{F_R}} \right), \quad (3.4)$$

onde, Re é o número de Reynolds (adimensional), ε é a rugosidade da tubulação (em metros) e d_e o diâmetro da tubulação (em metros).

A equação (3.4) é impossível de ser resolvida algebricamente, no entanto, pode-se utilizar a expressão (3.5), desenvolvida por Swamee e Jain, que aproxima a menos de 1% dos resultados da fórmula de Colebrook, desde que o número de Reynolds e a rugosidade relativa da tubulação estejam na faixa de $4 \cdot 10^3 \leq Re \leq 10^8$ e $10^{-6} \leq \varepsilon/d_e \leq 10^{-2}$ [3]³.

$$F_R = \frac{1,325}{\left[\ln \left(\frac{\varepsilon}{3,7 \cdot d_e} + \frac{5,74}{Re^{0,9}} \right) \right]^2} \quad (3.5)$$

3.1.2.2 Perdas de Carga Localizadas

Além da perda de carga que ocorre ao longo dos encanamentos, nos acessórios de tubulação (conexões, válvulas, curvas) há uma perda adicional, devido aos mesmos causarem turbulência, alterarem a velocidade, mudarem a direção, aumentarem o atrito e provocarem choques das partículas do fluido. Por essas perdas serem localizadas onde existem as peças citadas, são chamadas de perdas locais, localizadas ou acidentais.

Dentre os métodos disponíveis para calcular essas perdas, faz-se o uso, neste trabalho, do método dos comprimentos equivalentes. Por este método, para o

³ Estas são exatamente as faixas onde se situam os valores usuais no saneamento, daí a fórmula de Swamee-Jain ser empregada na maioria dos modelos de simulação hidráulica disponíveis.

cálculo da perda de carga total ocorrida nas tubulações (J_{inst}), são somados ao termo L_r da equação (3.3) os comprimentos equivalentes em metros de tubulação reta e de igual diâmetro de todos os acessórios existentes no sistema (L_{eq}). Assim, a equação (3.3) torna-se igual a (3.6):

$$J_{inst}(Q) = \frac{F_R \cdot 8 \cdot (L_r + L_{eq})}{\pi^2 \cdot g \cdot d_e^5} \cdot Q^2 = \frac{F_R \cdot 8 \cdot L_{total}}{\pi^2 \cdot g \cdot d_e^5} \cdot Q^2 \quad (3.6)$$

Estes comprimentos equivalentes podem ser encontrados em tabelas semelhantes à Tabela 3.2 [57], que traz somente os valores para alguns dos acessórios (em função do diâmetro e do tipo do material da tubulação) da bancada de testes a ser detalhada no Capítulo 4:

Tabela 3.1: Comprimentos Equivalentes de Acessórios de Tubulação de PVC Rígido

Diâmetro Externo		Acessórios e seus Comprimentos Equivalentes de Tubulação Reta					
[mm]	[pol]	Curva Curta de 90°	Tê com fluxo direto	Final de Tubulação	Válvula de Pé com Crivo	Válvula de Retenção Pesada	Registro de Gaveta Aberto
32	1¼	1,1 m	0,7 m	0,9 m	10,0 m	4,0 m	0,2 m
38	1½	1,3 m	0,9 m	1,0 m	11,6 m	4,8 m	0,3 m

3.1.3 Curva Característica da Instalação

A altura total de elevação (H_{inst}) pode ser entendida como a energia exigida para o transporte do fluido no interior da tubulação, sendo matematicamente obtida (em metros) pela equação (3.7):

$$H_{inst}(Q) = H_g + \frac{p_{RR} - p_{RS}}{\gamma} + \frac{v_{RR}^2 - v_{RS}^2}{2 \cdot g} + J_{inst}(Q), \quad (3.7)$$

onde H_g , normalmente chamada de altura geométrica, é a diferença entre as cotas dos reservatórios de recalque e sucção (em metros); p_{RR} e p_{RS} são as pressões

manométricas no nível do líquido nos reservatórios de sucção e recalque (em Pascal), γ é o peso específico do fluido bombeado (em N/m^3); e v_{RS} e v_{RR} são as velocidades do líquido no nível dos reservatórios de sucção e recalque (em m/s). Estando os reservatórios de sucção e recalque submetidos à mesma pressão ($p_{RR} = p_{RS} = \text{pressão atmosférica}$) e sendo mantido constante o nível de cada reservatório ($v_{RR} = v_{RS} = 0$ e, conseqüentemente, $H_g = \text{constante}$), (3.7) torna-se igual à (3.8):

$$H_{inst}(Q) = H_g + J_{inst}(Q) \quad (3.8)$$

Assim, visando retratar a carga requerida para o transporte do fluido em função da vazão de bombeamento, é traçada a curva de carga da instalação (curva característica da instalação), mostrada na Figura 3.1 [7]. Dado que H_g é considerado constante e a perda de carga é função quadrática da vazão, como mostrado na equação (3.6), tem-se que a curva de carga da instalação é representada por uma equação do segundo grau.

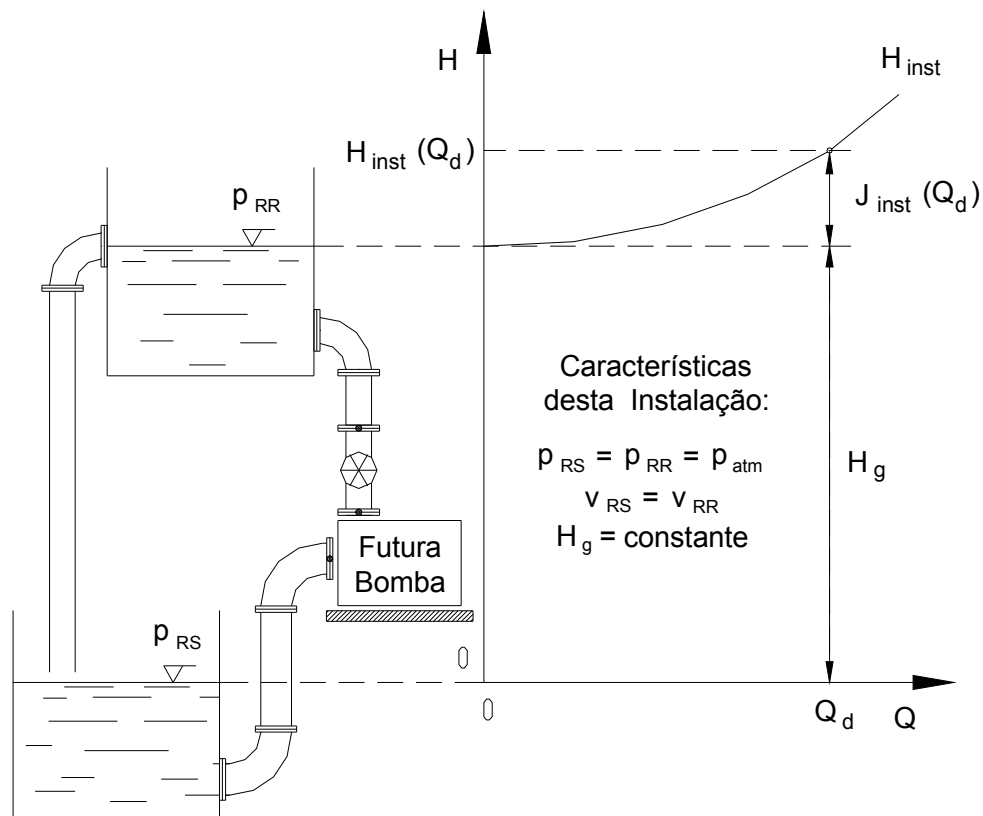


Figura 3.1: Curva característica da instalação.

3.1.4 Escolha da Bomba

Conhecida a curva característica da instalação de bombeamento, o próximo passo consiste em escolher uma bomba que atenda aos requisitos da mesma. Assim, é necessário se determinar: o tipo de rotor e a velocidade de rotação da bomba. Para isso, faz-se uso do conceito de rotação específica.

3.1.4.1 Rotação Específica

A rotação específica (n_q) é uma grandeza que inter-relaciona os três principais fatores que compõem as características de desempenho de uma bomba [57], sendo expressa pela equação (3.9), onde Q_d é vazão desejada (dada em m³/s), H_d é a altura manométrica correspondente à Q_d (dada em m) e n_b a rotação nominal da bomba (dada em rpm)⁴.

$$n_q = n_b \cdot \sqrt[4]{\frac{Q_d^2}{H_d^3}}, \quad (3.9)$$

Através da rotação específica, pode-se definir o tipo de rotor da bomba de fluxo mais adequado, ou seja, aquele que além de atender às exigências da instalação opere com o máximo rendimento. Assim, tem-se que para:

- $n_q < 78$ rpm – rotor do tipo centrífugo;
- $78 \text{ rpm} \leq n_q < 194$ rpm – rotor do tipo misto;
- $n_q \geq 194$ rpm – rotor do tipo axial.

3.1.4.2 Gráfico de Cobertura Hidráulica

Sabendo-se o tipo do rotor da bomba, a rotação e a altura manométrica requerida pela instalação para a vazão desejada, segue-se com a escolha da bomba que mais se adequa aos requisitos da instalação. De forma a facilitar a seleção da

⁴ Os valores de rotação da bomba variam de acordo com os valores de rotação nominais dos motores que as acionam (no caso de MIT's, são geralmente 1750 e 3500 rpm).

bomba, os fabricantes usualmente disponibilizam gráficos de cobertura hidráulica semelhantes ao mostrado na Figura 3.2, o qual mostra toda a região de vazão *versus* carga abrangida por seus modelos de bombas, sendo que as regiões em destaque representam, normalmente, um modelo de carcaça, para o qual, são disponibilizados rotores com diversos diâmetros.

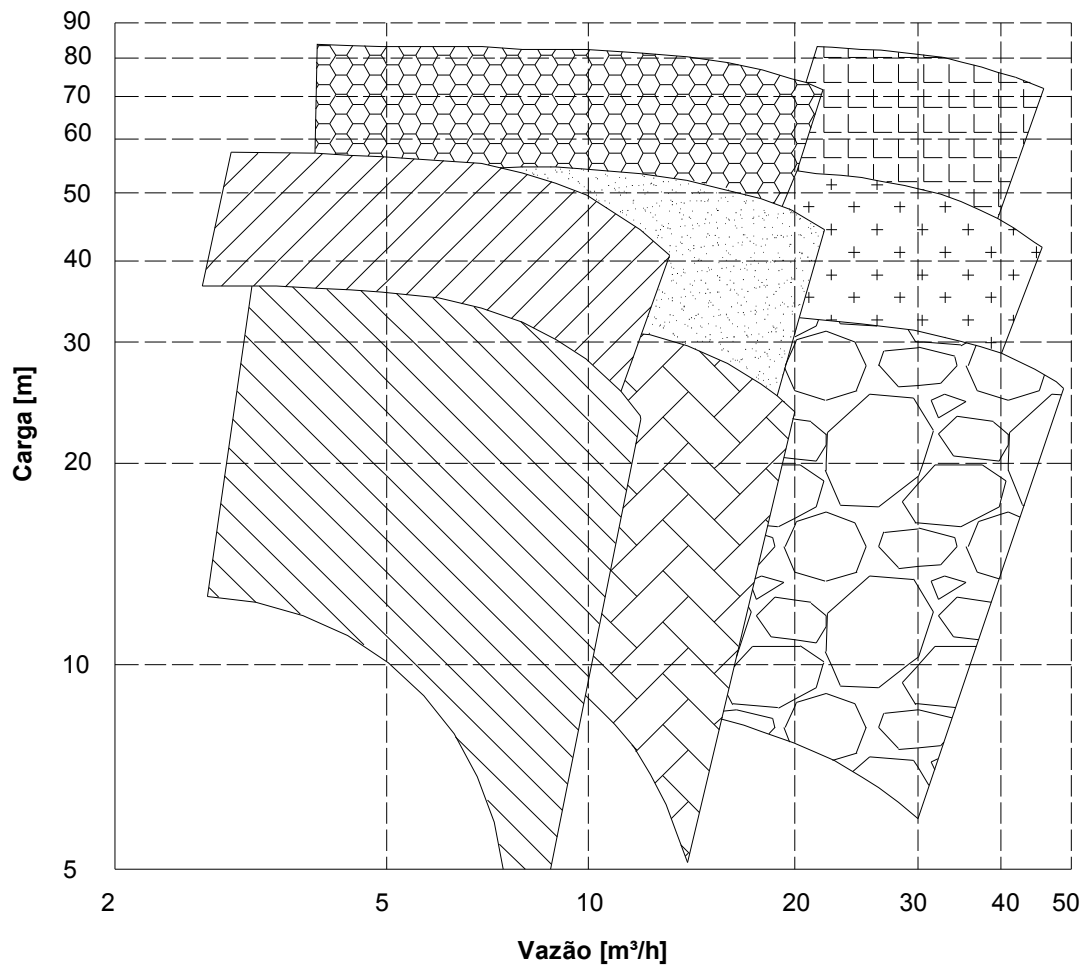


Figura 3.2: Gráfico de cobertura hidráulica.

Vale ressaltar que o gráfico de cobertura hidráulica é disponibilizado para a velocidade nominal do motor, sendo normalmente encontrado para as rotações de 3.500 e 1.750 rpm.

3.2 BOMBAS CENTRÍFUGAS

Dentre as diversas bombas disponíveis no mercado, o estudo aqui proposto visa somente às bombas centrífugas radiais, dado serem as mais utilizadas em âmbito industrial. Assim, nos itens que se seguem, é detalhado o princípio de

operação deste dispositivo, sendo dado um maior enfoque às suas curvas características.

3.2.1 Princípio de Operação

Do ponto de vista do sistema de bombeamento, as bombas centrífugas podem ser entendidas como fontes de pressão, ou seja, elas geram: (a) uma pressão negativa na sua entrada, capaz de sugar o fluido do reservatório de origem (sucção); e (b) uma pressão positiva na sua saída, capaz de impulsionar o fluido até o reservatório de destino (recalque).

Dado que esta diferença de potencial de pressão (carga) é dependente da vazão do fluido bombeado, ela é comumente apresentada de forma gráfica, assim como mostrado na Figura 3.3.

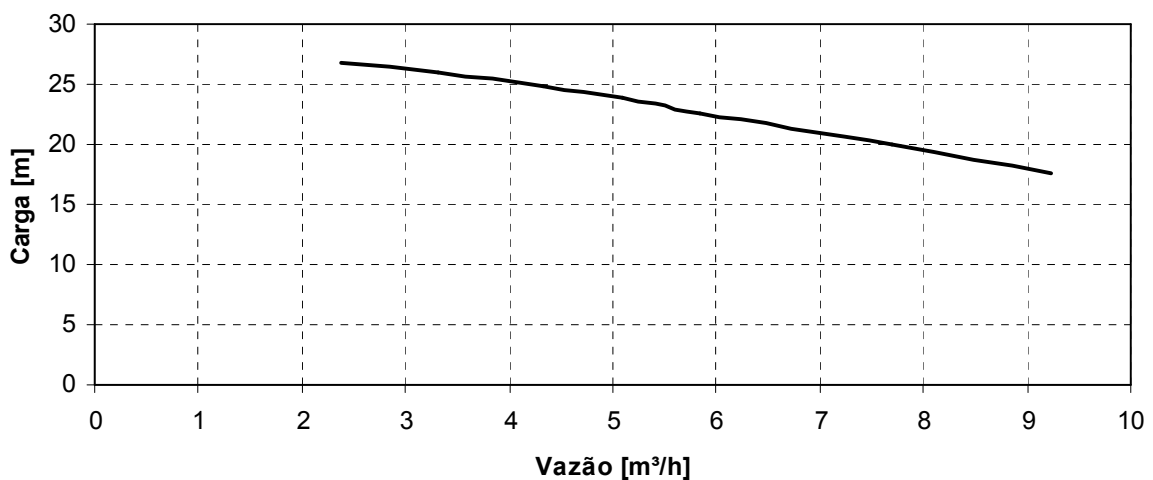


Figura 3.3: Curva de carga da bomba *versus* vazão.

Entretanto, para que haja geração de carga por parte da bomba, é necessária a inserção de potência mecânica (P_C) no seu eixo, comumente denominada de BHP (do inglês, “Brake Horse Power”). Como a potência mecânica da carga também é função da vazão de fluido bombeado, esta variável é igualmente apresentada de forma gráfica, conforme descreve a curva mostrada na Figura 3.4.

Os gráficos mostrados nas Figuras 3.3 e 3.4 são chamados de curvas características da bomba (por serem restritos a cada bomba) e são fornecidas pelo fabricante da mesma. Outra curva que também é fornecida pelos fabricantes, mas que não será tratada aqui neste trabalho, é a curva de NPSH (do inglês “Net Positive Suction Head”), a qual está diretamente ligada com o fenômeno da cavitação.

Vale ressaltar que as curvas mostradas nas Figuras 3.3 e 3.4 tratam-se das curvas características da bomba utilizada no LAMOTRIZ⁵.

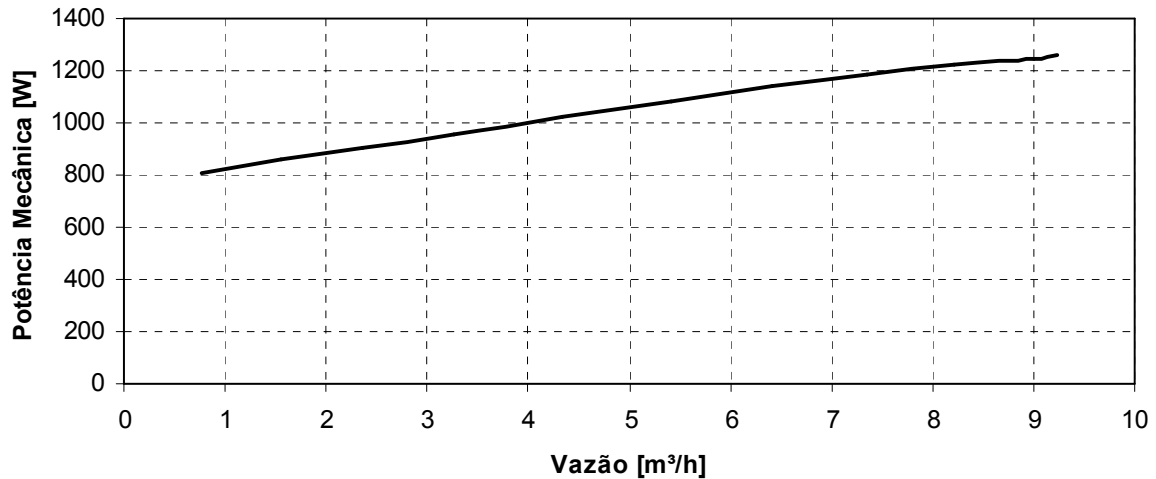


Figura 3.4: Curva de potência mecânica requerida pela bomba *versus* vazão.

3.2.2 Métodos de Obtenção das Curvas Características

A curva mostrada na Figura 3.3 é obtida a partir da utilização de dois manômetros – um na entrada da bomba (capaz de medir pressões menores que a atmosférica) e outro na saída (capaz de medir pressões maiores que a atmosférica) – e um sensor de vazão. Assim, para cada valor de vazão, tem-se que a carga da bomba (H_b) é obtida a partir da equação (3.10):

$$H_b(Q) = \frac{p_{ms}(Q) - p_{me}(Q)}{\gamma} - \Delta Z_m, \quad (3.10)$$

onde p_{me} é a medida do manômetro de entrada, p_{ms} é a medida do manômetro de saída, γ é o peso específico do fluido e ΔZ_m é o desnível entre os dois manômetros⁶.

A curva da Figura 3.4, por sua vez, pode ser obtida por meio de diversos métodos, sendo que o mais preciso é aquele que faz uso de um torquímetro, um tacômetro e de um sensor de vazão. Assim, para cada valor de vazão faz-se o produto das medições de conjugado e velocidade.

⁵ Mais detalhes são apresentados no Capítulo 4.

⁶ Não será levada em consideração a perda de energia cinética entre os dois manômetros.

Sabendo-se que o rendimento total da bomba é igual à relação entre a potência útil transferida ao fluido ($P_{\text{útil}}$) e a potência mecânica exigida do elemento acionador (P_C), pode-se chegar, a partir das curvas das Figuras 3.3 e 3.4, à curva de rendimento total da bomba em função da vazão mostrada na Figura 3.5⁷, conforme descrito na equação (3.11)⁸.

$$\eta_b(Q) = \frac{P_{\text{útil}}(Q)}{P_C(Q)} = \frac{\gamma \cdot Q \cdot H_b(Q)}{P_C(Q)} \quad (3.11)$$

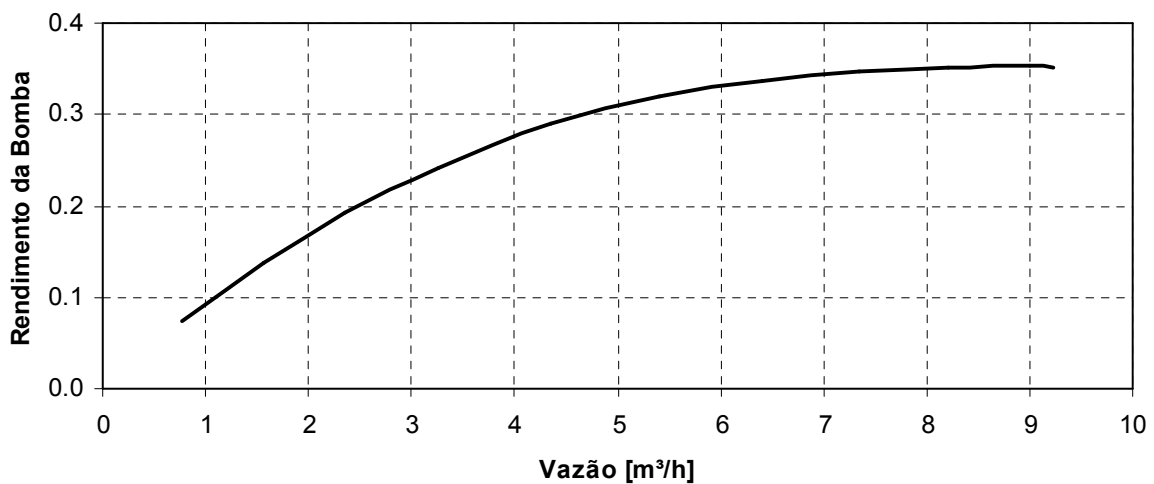


Figura 3.5: Curva de rendimento total da bomba *versus* vazão.

3.3 OPERAÇÃO DO SISTEMA

Os itens anteriores apresentaram os elementos principais que compõem um sistema de bombeamento, objetivando dar condições de dimensioná-lo de forma a atender às exigências do processo. Agora, serão estudadas as formas de operação deste sistema.

O ponto de operação do sistema bombeamento (Q_{op} , H_{op}) é o ponto em que as curvas de carga da instalação e da bomba se cruzam, conforme mostrado na Figura 3.6. Pode-se dizer que este é o ponto onde a carga gerada pela bomba é igual à carga requerida pelo sistema. Conforme mostrado nas Figura 3.7 e 3.8, a partir de Q_{op} e de posse das curvas mostradas nas Figuras 3.4 e 3.5, pode-se

⁷ Curva calculada um fluido com massa específica igual a 1.000 kg/m³ (água).

⁸ O ponto de rendimento máximo da bomba é o ponto para o qual a bomba foi projetada para trabalhar, sendo, portanto, o ponto de condições nominais de funcionamento da bomba.

determinar as demais características de operação da bomba centrífuga: potência mecânica e rendimento.

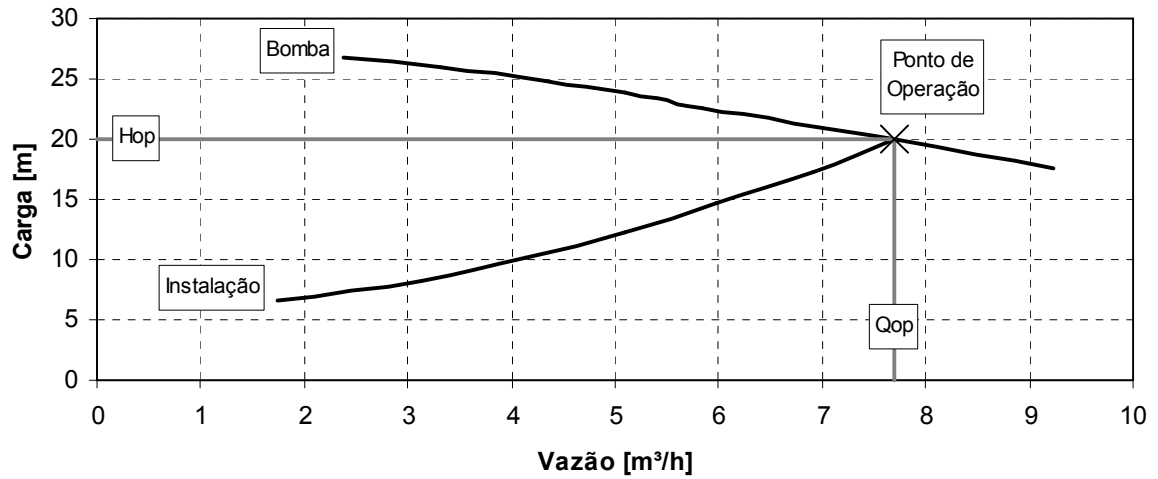


Figura 3.6: Ponto de operação do sistema.

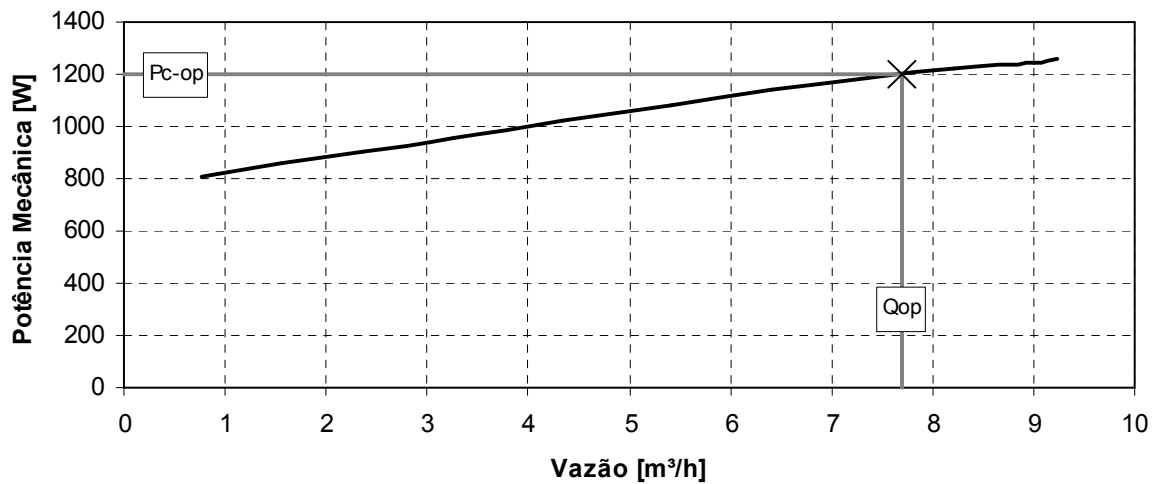


Figura 3.7: Potência mecânica da bomba no ponto de operação.

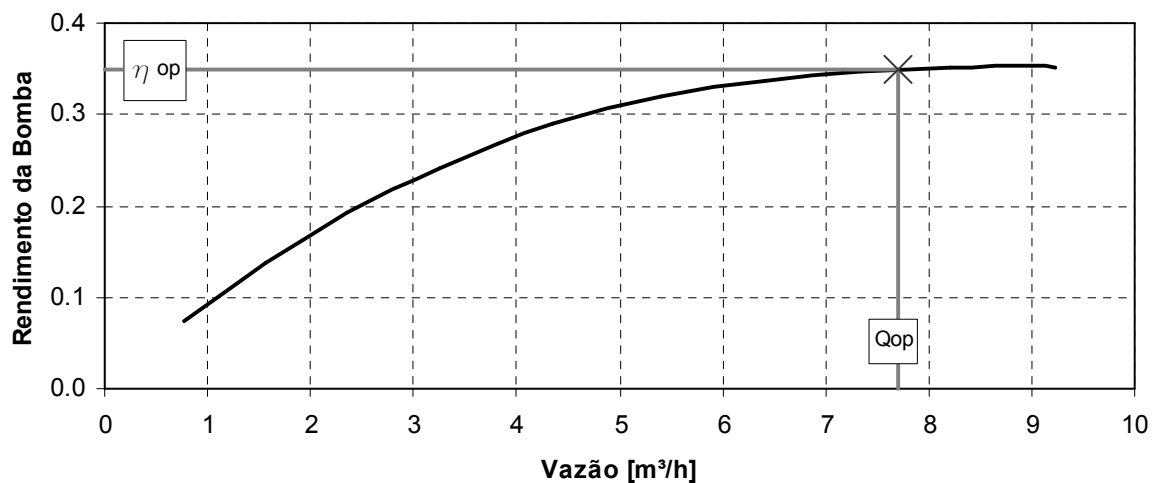


Figura 3.8: Rendimento da bomba no ponto de operação.

Para que se possa variar a vazão bombeada, assim como exigido por alguns processos industriais, necessita-se que seja modificado o ponto de operação do sistema, sendo que a sua modificação se dará somente a partir de variação da curva da bomba, da instalação ou de ambas, como será detalhado nas seções seguintes.

3.3.1 Variação da Curva da Instalação

Dentre as formas de se variar a curva da instalação merece destaque o método de estrangulamento de válvula, por ser o mais utilizado. Este é baseado na inserção/retirada de perdas de carga localizadas em uma válvula por meio do seu fechamento/abertura. A Figura 3.9 mostra como a alteração da curva da instalação de 1 para 2, através da inserção de perdas de carga ($H_2 > H_1$), altera o ponto de operação, que vai de ($Q_1; H_1$) para ($Q_2; H_2$), obtendo a redução de vazão desejada ($Q_2 < Q_1$).

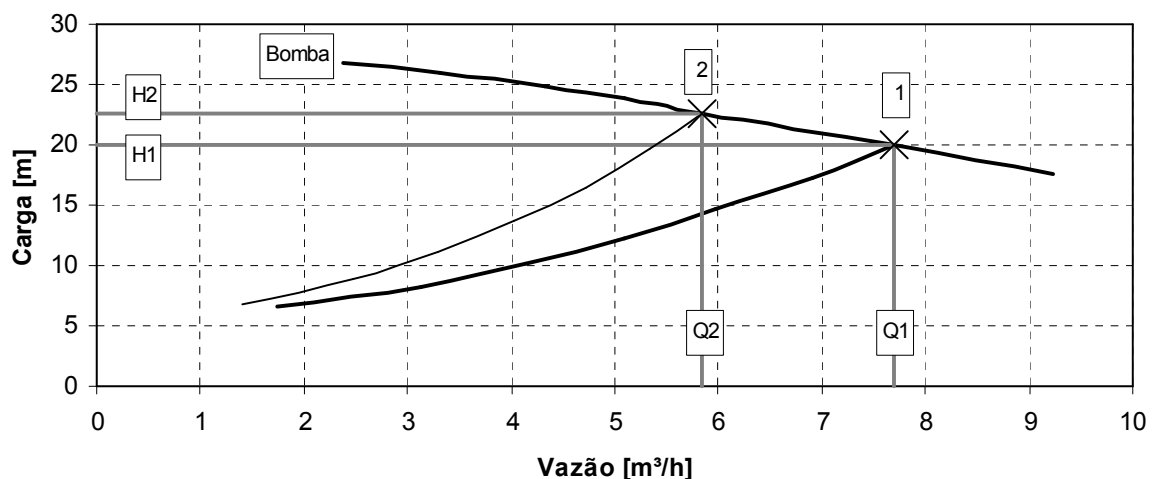


Figura 3.9: Controle de vazão por estrangulamento de válvula.

As Figuras 3.10 e 3.11 mostram os efeitos da alteração da vazão nos pontos de potência mecânica e rendimento da bomba⁹.

⁹ Pelo apresentado nas Figuras 3.10 e 3.11, não se pode concluir que sempre que houver redução da vazão pelo método de estrangulamento de válvula ocorrerá redução da potência mecânica requerida e rendimento da bomba. Esse resultado depende das curvas da bomba e dos pontos de operação do sistema.

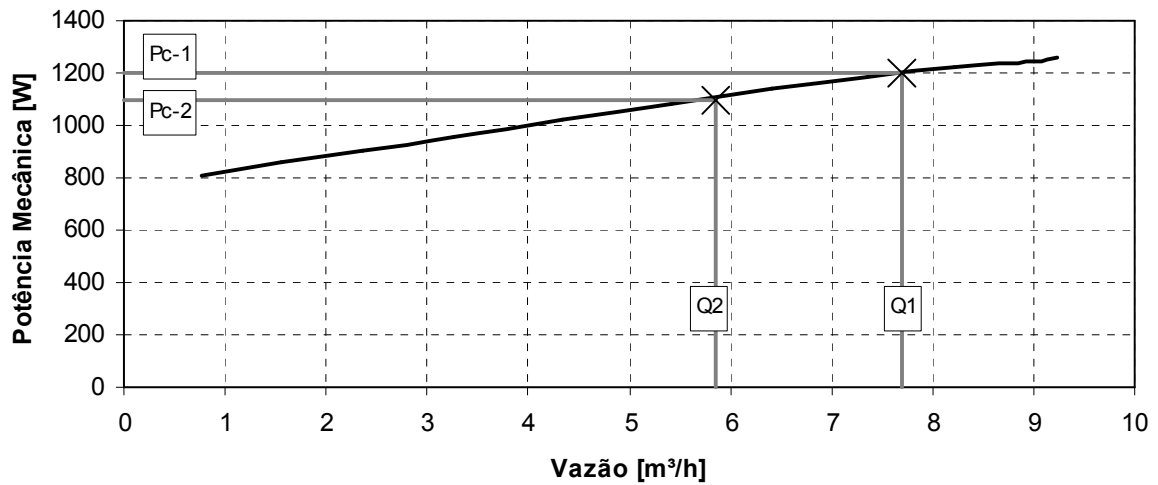


Figura 3.10: Potência mecânica da bomba para a nova vazão de operação.

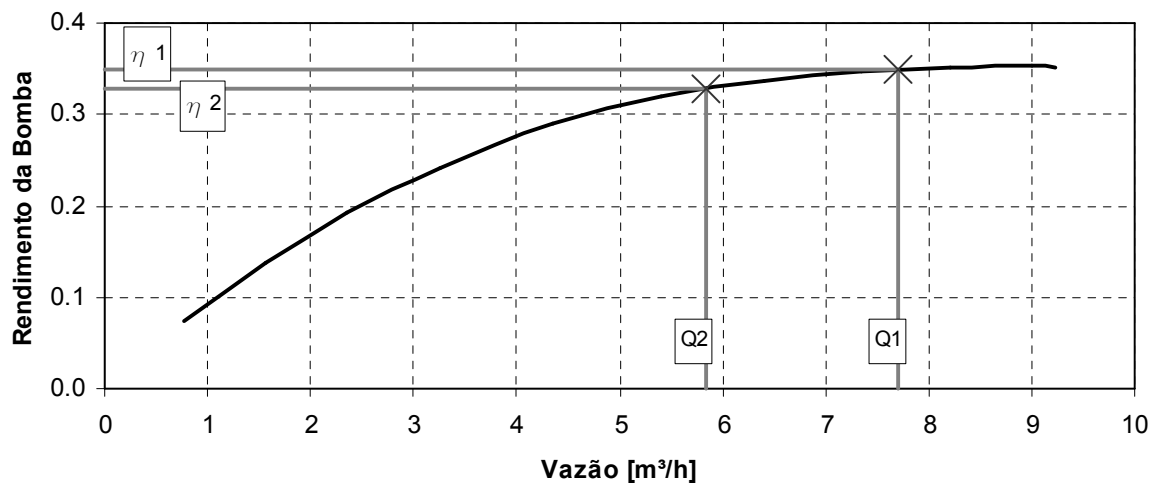


Figura 3.11: Rendimento da bomba para a nova vazão de operação.

3.3.2 Variação das Curvas Características da Bomba

Dentre as formas de se modificar as curvas características da bomba, duas merecem destaque: (a) variação do diâmetro do rotor e (b) variação da velocidade de rotação.

A primeira apresenta o inconveniente de não poder ser realizada com o sistema em operação – dado ser necessária a troca do rotor da bomba (e algumas vezes até do motor) – além de permitir que somente algumas curvas de carga sejam alcançadas, por limitações físicas da carcaça da bomba. Por estes motivos, este trabalho não trata deste método. Para mais detalhes, ver [57].

Por sua vez, a segunda forma, além de não requisitar a parada do sistema, permite que a curva da bomba seja alterada a uma maior faixa de valores.

Ainda, este método apresenta a vantagem de garantir uma acentuada redução da potência necessária para o acionamento da bomba, como será mostrado.

Como forma de facilitar a visualização das variações dos parâmetros característicos das bombas centrífugas radiais a partir da variação da rotação, além de permitir o uso das curvas fornecidas pelos fabricantes, é comum utilizarem-se as chamadas relações de Rateaux ou leis de afinidade, que são dadas (para bombas centrífugas com o diâmetro do rotor fixo) pelas equações (3.12), (3.13) e (3.14):

$$\frac{Q_1}{Q_2} = \frac{\omega_1}{\omega_2} \quad (3.12)$$

$$\frac{H_1}{H_2} = \left(\frac{\omega_1}{\omega_2} \right)^2 \quad (3.13)$$

$$\frac{P_{C-1}}{P_{C-2}} = \left(\frac{\omega_1}{\omega_2} \right)^3 \quad (3.14)$$

Aplicando-se as equações (3.12) e (3.13) a cada ponto da curva de carga da bomba à rotação ω_1 é obtida a curva para a velocidade ω_2 . A Figura 3.12 mostra como a variação da velocidade altera o ponto de operação, que vai de $(Q_1; H_1)$ para $(Q_2; H_2)$, obtendo a redução de vazão desejada ($Q_2 < Q_1$). Em acréscimo, observa-se uma redução na carga ($H_2 < H_1$).

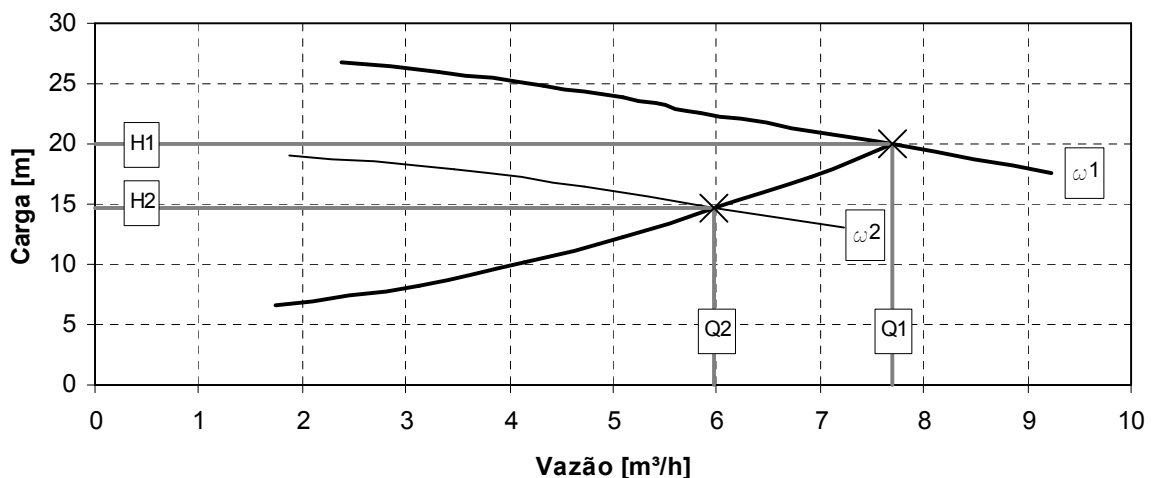


Figura 3.12: Efeito da variação de velocidade na curva de carga da bomba.

De forma análoga, aplicando-se as equações (3.12) e (3.14) a cada ponto da curva de potência mecânica da bomba à rotação ω_1 é obtida a curva para a

velocidade ω_2 . A Figura 3.13 mostra a variação da potência mecânica com a alteração da velocidade e da vazão.

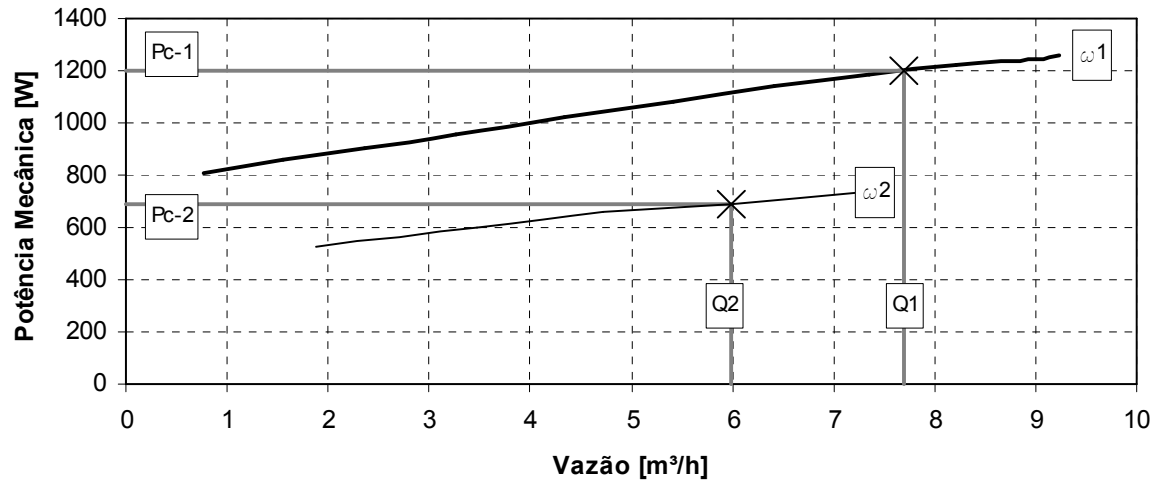


Figura 3.13: Efeito da variação de velocidade na curva de potência mecânica da bomba.

Por sua vez, de posse das curvas mostradas nas Figuras 3.12 e 3.13 e da equação (3.11), chegam-se às curvas de rendimento da bomba para as velocidades ω_1 e ω_2 mostradas na Figura 3.14, a partir das quais são determinados os rendimentos da bomba para as vazões Q_1 e Q_2 .

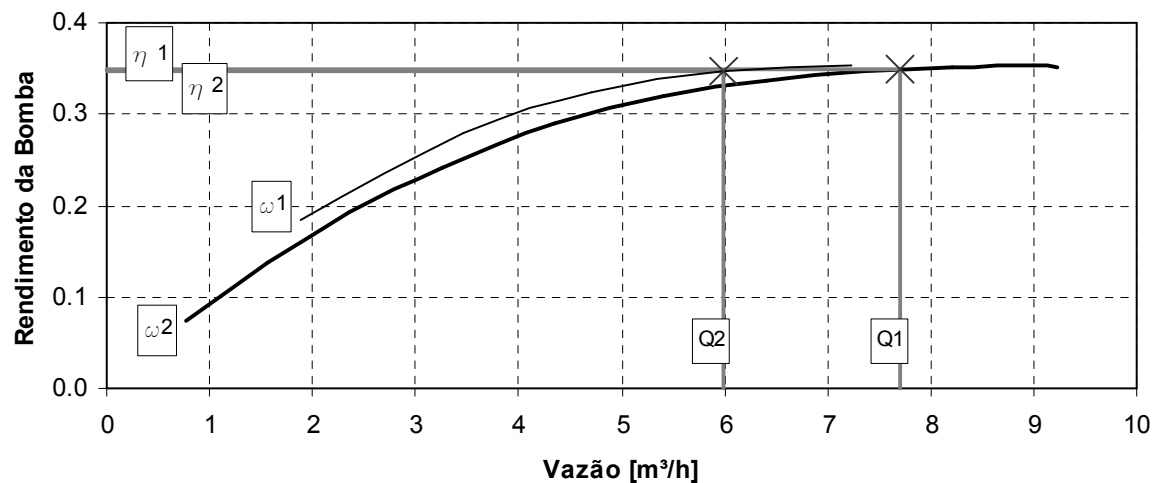


Figura 3.14: Efeito da variação de velocidade na curva de rendimento da bomba.

CAPÍTULO IV

DESCRIÇÃO DA BANCADA

Neste capítulo, é feita uma descrição detalhada da bancada de testes do LAMOTRIZ, bem como dos equipamentos de controle e medição utilizados.

4.1 DESCRIÇÃO DOS EQUIPAMENTOS

A Figura 4.1 descreve, por meio de um diagrama esquemático, a configuração da bancada de testes instalada no LAMOTRIZ, cujos elementos estão detalhados na Tabela 4.1.

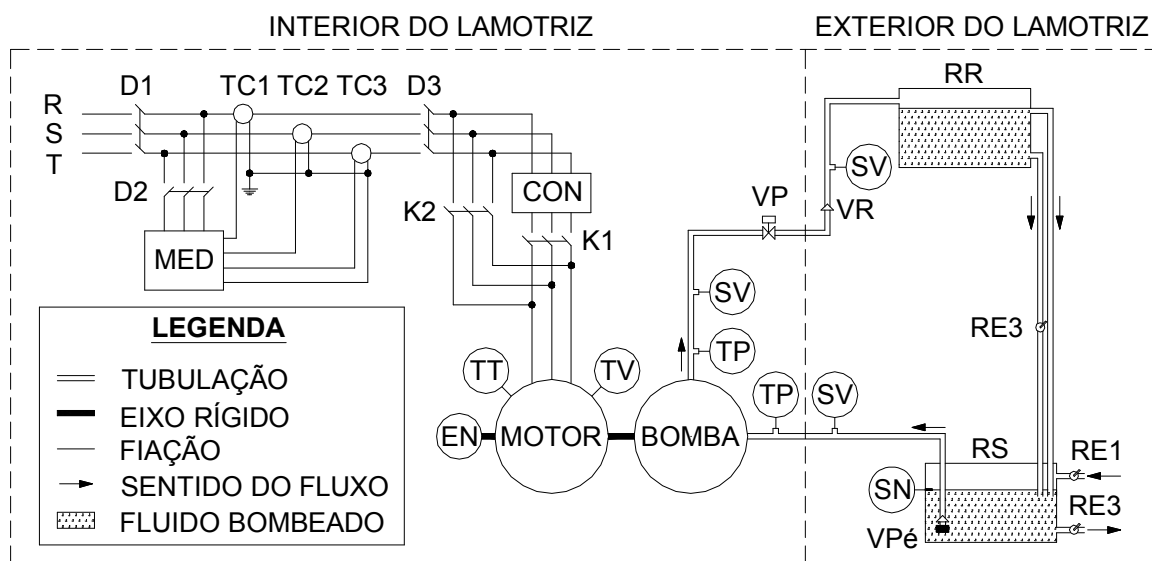


Figura 4.1: Diagrama esquemático da bancada de testes do LAMOTRIZ.

Tabela 4.1: Descrição dos Elementos da Bancada de Testes do LAMOTRIZ

TC	Transdutor de Corrente	K	Contactor	TT	Transdutor de Temperatura
MED	Central de Medidas	CON	Conversor	TP	Transdutor de Pressão
VP	Válvula Proporcional	EN	Encoder	SV	Sensor de Vazão
VR	Válvula de Retenção	D	Disjuntor	TV	Transdutor de Vibração
Vpé	Válvula de Pé com Crivo	RE	Registro	SN	Sensor de Nível Mínimo
RR	Reservatório de Recalque	R,S e T	Fases	RS	Reservatório de Sucção

As Figuras 4.2, 4.3 e 4.4 mostram fotos tanto da bancada quanto dos seus respectivos quadros de força e automação.

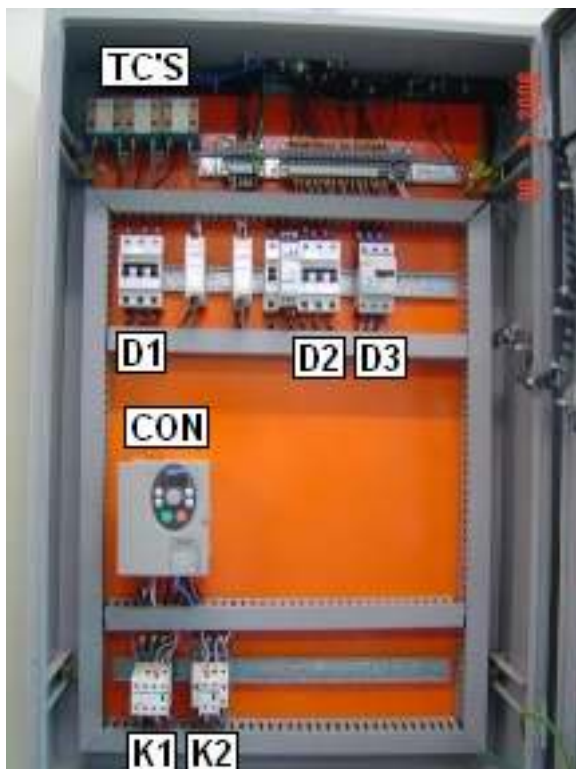


(a) Interior do LAMOTRIZ.



(b) Exterior do LAMOTRIZ.

Figura 4.2: Visão da bancada.



(a) Interior.



(b) Tampa.

Figura 4.3: Quadro de força.

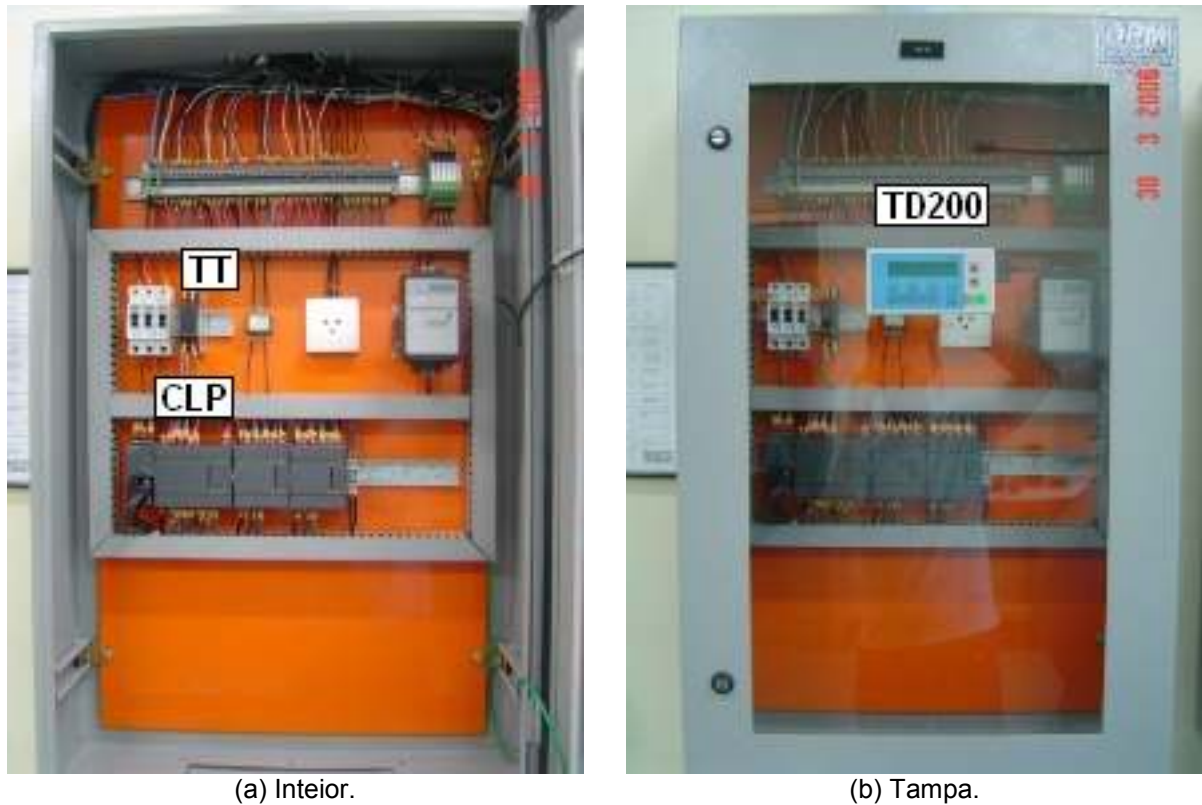


Figura 4.4: Quadro de automação.

Nos itens que seguem, serão detalhados os equipamentos componentes da bancada de testes mostrada anteriormente.

4.1.1 Motor de Indução Trifásico

Faz-se uso de um motor de indução trifásico com rotor em gaiola de esquilo da marca WEG Indústrias SA, tipo Alto Rendimento Plus, mostrado na Figura 4.5, cujos dados de placa são apresentados na Tabela 4.2. Por sua vez, as Tabelas 4.3 e 4.4 mostram os parâmetros utilizados na simulação do mesmo, os quais foram obtidos diretamente com o fabricante.

Tabela 4.2: Dados de Placa do Motor Utilizado na Bancada de Testes

Potência		Tensão [V]		Corrente [A]		FP	η	Cat.	Conjugado [N.m]	Rotação [rpm]
[CV]	[kW]	Δ	Y	Δ	Y	0,87	0,83	N	3,09	3.400
1,5	1,1	220	380	4,00	2,32					

Tabela 4.3: Dados para a Simulação do Motor Utilizado na Bancada de Testes

Resistências [Ω]		Reatâncias [Ω]			Perdas Rotacionais [W]	Momento de Inércia [kgm^2]
Estator	Rotor	Estator	Rotor	Magnetização	38	0,00096
4,65	4,93	5,75	6,96	230,35		

Tabela 4.4: Dados das Chapas Magnéticas do Estator e do Rotor

Densidade	Volume [m^3]		Número		Constantes		
7800 [kg/m^3]	Estator	Rotor	Espiras	Barras	Histerese	Foucault	Steinmetz
	5,55E-5	1,63E-5	116	28	2,02E-2	2,37E-4	1,882



Figura 4.5: Conjunto motor-bomba.

4.1.2 Conversor de Frequência Trifásico

Faz-se uso de um conversor de frequência trifásico da marca Telemecanique, modelo Altivar 31 (ATV 31HU11N4A), mostrado na Figura 4.6, sendo que o mesmo apresenta como características de projeto: modulação do tipo

PWM senoidal com freqüência de chaveamento igual a 4 kHz; tensão no barramento CC igual a 540 V (não há um conversor CC-CC elevador); controle vetorial e/ou escalar de malha aberta. Outros dados são dados na Tabela 4.5.

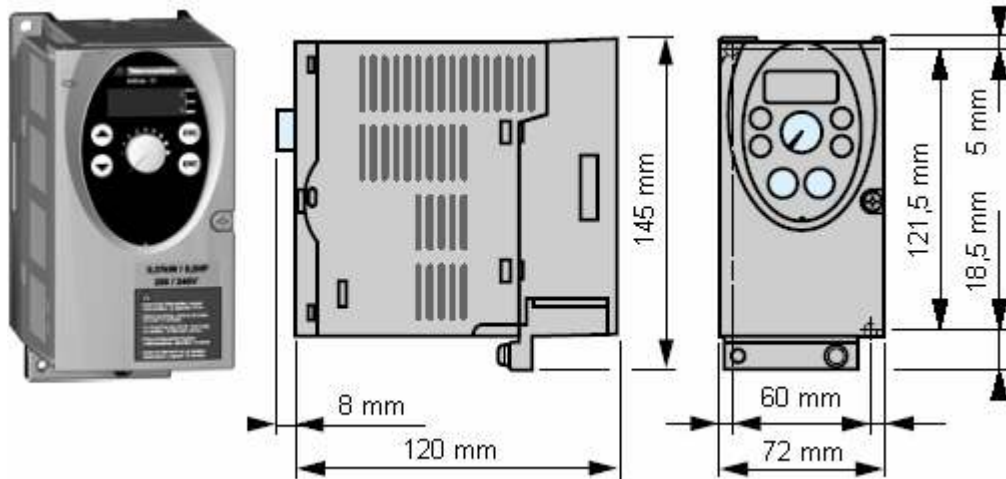


Figura 4.6: Conversor de freqüência.

Tabela 4.5: Dados de Placa do Conversor

Potência		Potência Aparente	Tensão [V]	Freqüência [Hz]	Saída [V]	Perdas Nominais
[CV]	[KW]					
1,5	1,1	3,2 kVA	380 – 15% a 500 + 10%	50 – 5% a 60 + 5%	Igual à entrada	48 W

Conforme o apresentado no Capítulo 2, das relações tensão-freqüência disponíveis no conversor, faz-se uso, neste trabalho, da do tipo **P**, dado ser a mais indicada para o acionamento de bombas centrífugas. Assim, de forma a se determinar esta relação, foram realizadas medições da componente fundamental da tensão linha-linha de saída do conversor, para vários valores de freqüência. Os pares de valores tensão-freqüência estão agrupados de forma gráfica conforme mostrado na Figura 4.7, de onde se tem que a tensão linha-linha de saída do inversor, em função da freqüência, é dada por (4.1):

$$V_{LL}(f) = 0,061 \cdot f^2 + 2,4659 \cdot f + 19.727 \quad (4.1)$$

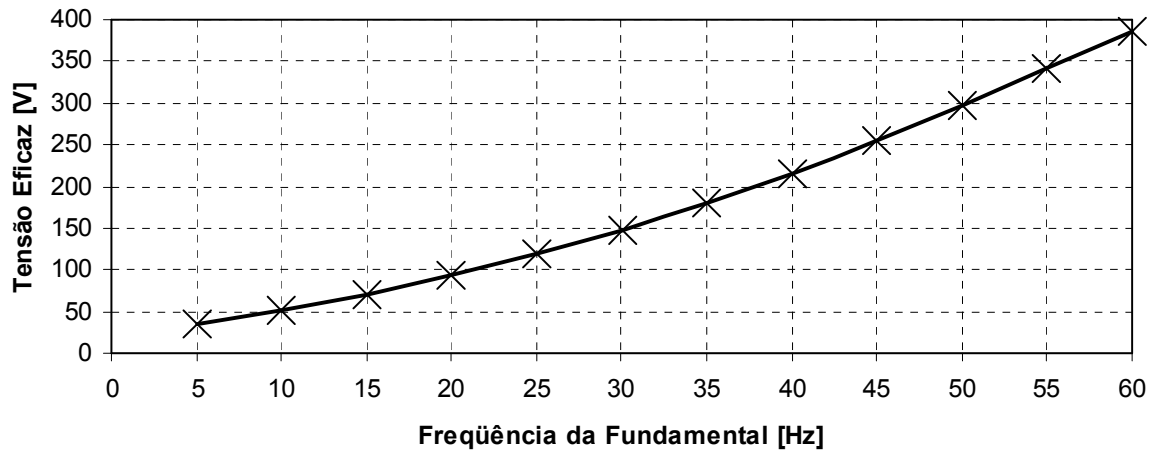


Figura 4.7: Componente fundamental da tensão linha-linha de saída do conversor.

Vale ressaltar que todos os dispositivos eletrônicos de potência utilizados no conversor (os seis diodos da ponte retificadora, os seis IGBT's e seus respectivos diodos de roda-livre, o IGBT e o diodo do “chopper”¹ e um termistor NTC) estão agrupados em um único módulo, conforme descrito na Figura 4.8.

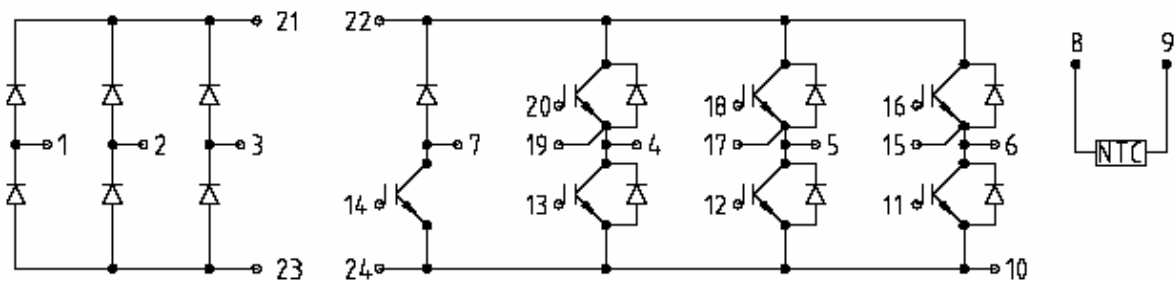


Figura 4.8: Dispositivos contidos no módulo de semicondutores.

Ainda, o conversor em questão pode se comunicar pelas redes industriais Modbus e CANopen, sendo que estes dois protocolos já são incorporados de fábrica e disponíveis via conector tipo RJ45.

4.1.3 Bomba Centrífuga

Faz-se uso de uma bomba centrífuga mono-estágio rosqueada (diâmetros de sucção e recalque iguais a 1½” e 1”) da marca INAPI, modelo 5-BC (diâmetro do rotor igual a 132 mm), com potência nominal de 1,5 CV, rigidamente acoplada ao motor conforme mostrado na Figura 4.5.

¹ Não será dada atenção a este circuito.

Quanto às curvas características (de carga, potência mecânica e rendimento em função da vazão) da bomba, após ensaios efetuados na bancada de testes do LAMOTRIZ, verificou-se disparidades entre os dados medidos e aqueles disponibilizados pelo fabricante em seu catálogo, como mostrado nas Figuras 4.9, 4.10 e 4.11. Assim, faz-se uso das curvas de carga e potência mecânica da bomba obtidas a partir das medições realizadas no laboratório, as quais, conforme [20], podem ser aproximadas por polinômios de terceira e segunda ordem mostrados em (4.2) e (4.3)².

$$H_{f_{nom}}(Q) = 0,005372 \cdot Q^3 - 0,1474 \cdot Q^2 - 0,2742 \cdot Q + 28,45 \quad (4.2)$$

$$P_m(Q) = -1,706 \cdot Q^2 + 71,12 \cdot Q + 749,2 \quad (4.3)$$

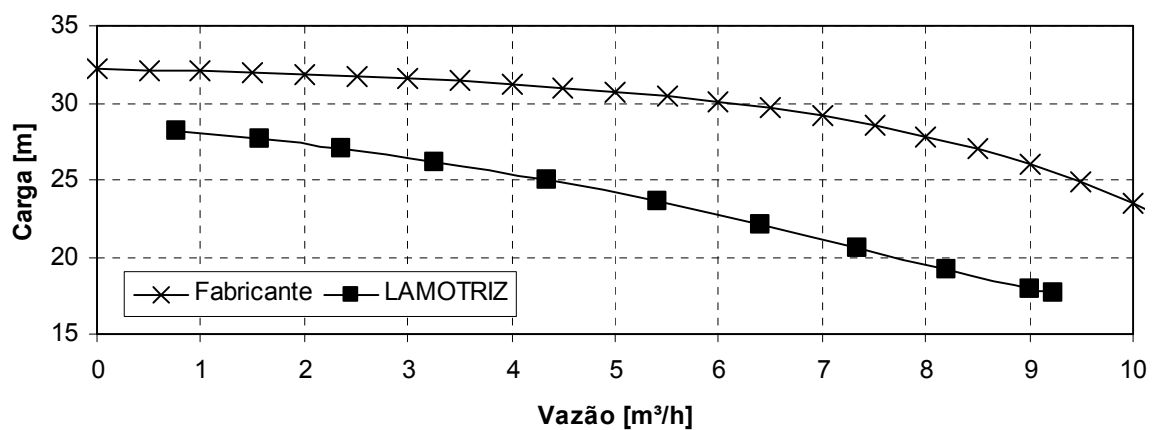


Figura 4.9: Curva de carga da bomba.

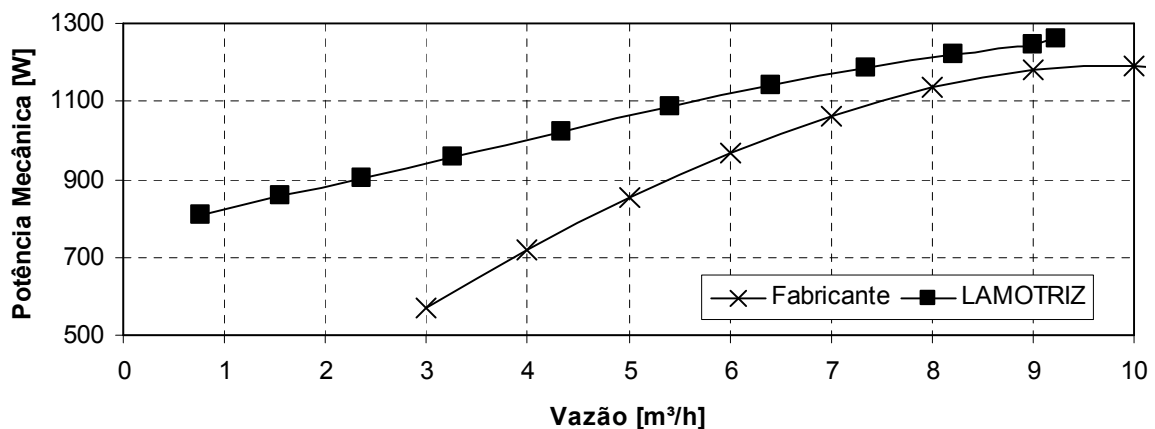


Figura 4.10: Curva de potência mecânica da bomba.

² Nestas equações, a vazão é dada em m³/h e a carga em m.

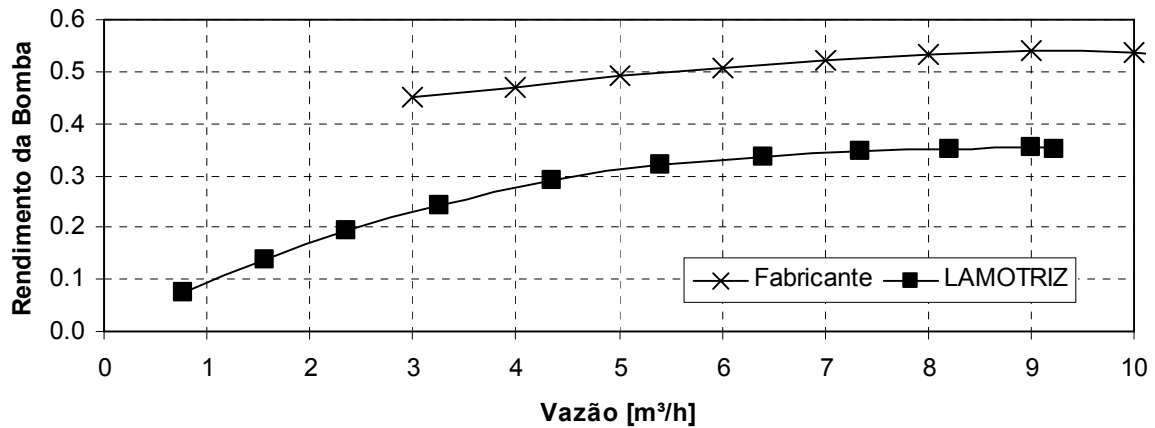


Figura 4.11: Curva de rendimento da bomba.

Vale ressaltar que, dado o laboratório não contar com um torquímetro, utilizou-se a equação (4.4) para a determinação da potência mecânica da bomba, onde P_{ativa} é a potência ativa do motor, a qual é facilmente medida no laboratório. Esta equação é obtida a partir da curva mostrada na Figura 4.12, válida para o motor utilizado na bancada e disponível no catálogo do fabricante [59].

$$P_c(Q) = -0,000063426 \cdot P_{ativa}(Q)^2 + 0,9849 \cdot P_{ativa}(Q) - 95,25 \quad (4.4)$$

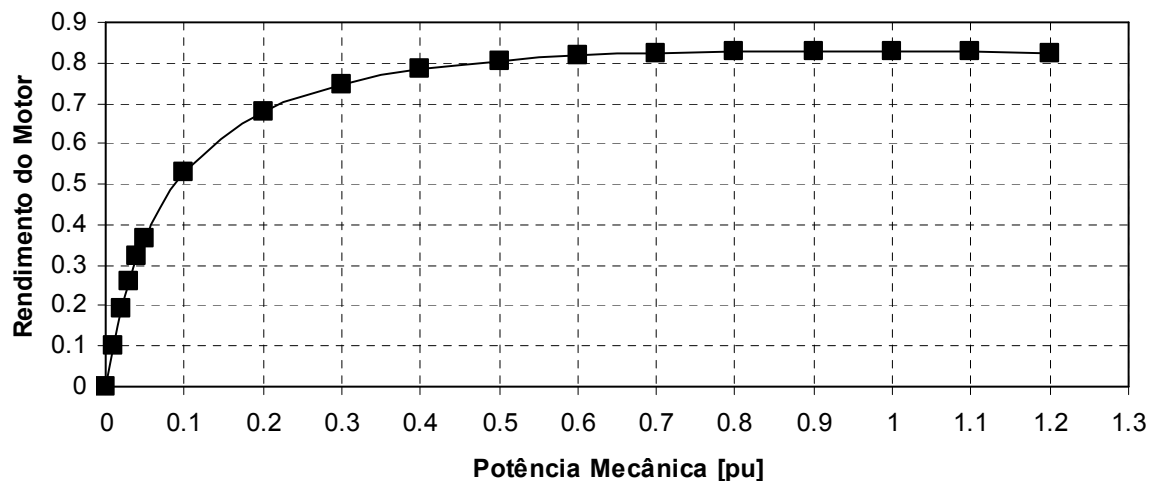


Figura 4.12: Rendimento versus potência mecânica do motor.

4.1.4 Instalação de Bombeamento

De forma a reduzir as perdas de carga na instalação e consequentemente permitir que fossem alcançadas vazões da ordem de 9 m³/h, optou-se por adotar um diâmetro para a tubulação de recalque de 1¼", ou seja, ligeiramente maior do que o

diâmetro de saída da bomba de 1". Por sua vez, o diâmetro da tubulação de sucção é igual ao diâmetro de entrada da bomba, ou seja, 1½".

As Tabelas 4.6 e 4.7 dão um quantitativo dos acessórios das tubulações de recalque e sucção, respectivamente. Além disso, tem-se que os comprimentos de tubulação reta para a sucção e o recalque são da ordem de 3m e 5m.

Tabela 4.6: Acessórios da Tubulação de Recalque

Acessório	Quant.	Acessório	Quant.
Expansão (de 1" para 1¼")	1	Te de passagem direta	3
Joelho 90°	3	Válvula de Retenção	1
Registro de Gaveta	1	Registro de Esfera ³	1

Tabela 4.7: Acessórios da Tubulação de Sucção

Acessório	Quant.	Acessório	Quant.
Joelho 90°	1	Te de passagem direta	2
Te de saída lateral	1	Válvula de Pé com Crivo	1

4.2 DESCRIÇÃO DOS INSTRUMENTOS DE CONTROLE E MEDIÇÃO

Segue-se com a descrição do instrumental de controle e medição da bancada de testes do LAMOTRIZ.

4.2.1 Válvula Proporcional

De forma a automatizar o controle de vazão faz-se uso de uma válvula proporcional equipada com atuador, ambos da marca Belimo, modelo LR 24-SR e mostrada na Figura 4.13. Este dispositivo é alimentado com tensão de 24V (contínua ou alternada), sendo controlado por sinais contínuos do tipo 2-10V ou 4-20mA (neste caso, é requerido a inserção de um resistor de 500 Ω).

A Figura 4.14 (obtida por meio de medições no laboratório) mostra como a vazão que passa pela válvula é diretamente proporcional à sua abertura. Vale

³ A válvula proporcional trata-se de um registro com tecnologia patenteada que, para o cálculo da perda de carga, será considerado como um registro do tipo esfera.

ressaltar que os valores de vazão encontrados são somente válidos para a instalação de bombeamento do LAMOTRIZ. Entretanto, a característica de linearidade da relação vazão/abertura independe da instalação e da frequência da tensão aplicada ao motor.

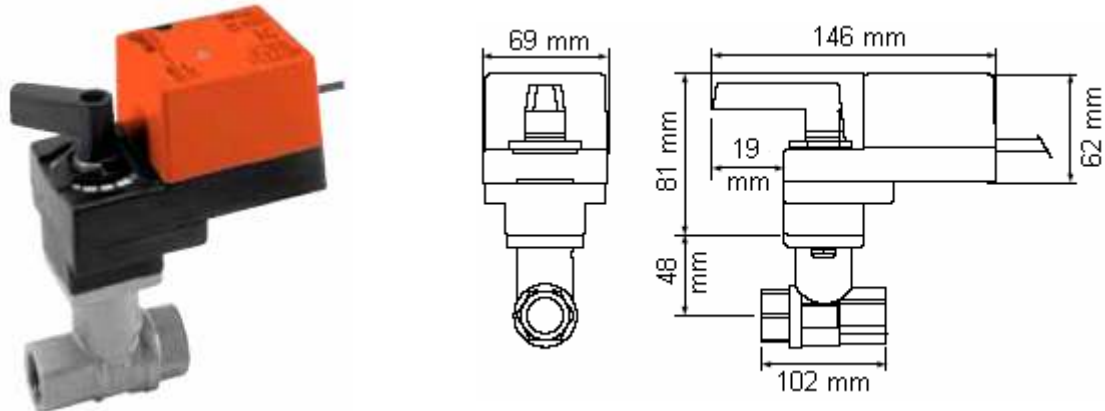


Figura 4.13: Válvula proporcional.

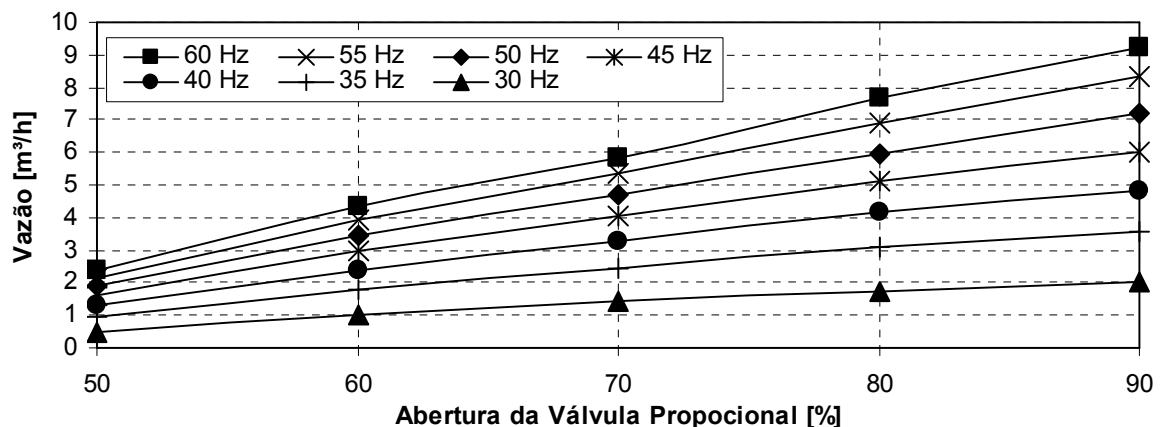


Figura 4.14: Vazão em função da abertura da válvula proporcional.

4.2.2 Transdutores de Pressão

Para a medição da carga transferida da bomba ao fluido, faz-se uso de dois transdutores de pressão piezoelétrico, ambos fabricados pela IFM electronic, um voltado para a pressão positiva da tubulação de recalque (modelo PA3024) e outro para a pressão negativa da tubulação de sucção (modelo PN2009).

Ambos os sensores operam com fluidos a temperaturas de -25 a 80°C , são alimentados com tensões contínuas de no máximo 30 V , geram sinais de saída com correntes contínuas que vão de 4 a 20 mA e apresentam precisão de $\pm 0,7\%$.

Ainda, vale dizer que estes medidores estão instalados de forma que a diferença de cota entre os mesmos é de apenas 0,24 m.

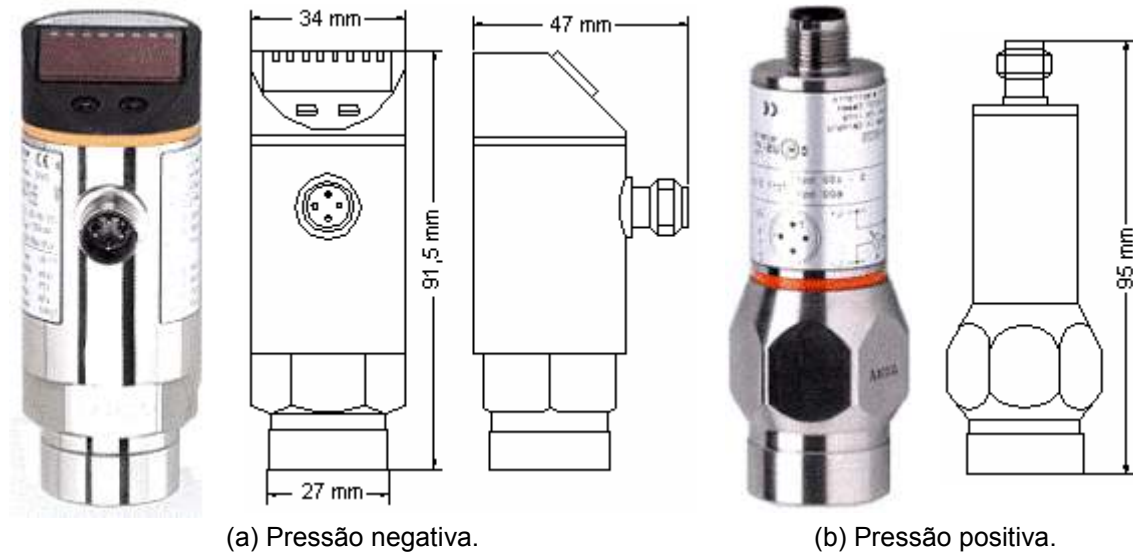


Figura 4.15: Transdutores de pressão negativa e positiva.

4.2.3 Sensor de Vazão

Utilizam-se três sensores de vazão da marca +GF+ Signet, modelo 3-2536-P0 (mostrado na Figura 4.16), os quais estão localizados imediatamente na entrada e saída da bomba e após a válvula proporcional, sendo que sua instalação é feita respeitando as orientações da Figura 4.17. Com isso, objetiva-se a medição da vazão que entra na bomba e daquela que realmente sai da mesma, sendo possível, assim, a determinação das perdas volumétricas e, conseqüentemente, do rendimento volumétrico da bomba⁴.

O dispositivo utilizado apresenta um rotor com quatro pás, cada uma equipada com um ímã, de forma que, à medida que o fluido circula, são enviados à saída do sensor quatro pulsos por volta do rotor. Assim, em realidade, o sensor mede a velocidade do fluido (na faixa de 0,1 a 6m/s), sendo que ao multiplicar este valor pela área da seção transversal do duto chega-se à vazão do mesmo, a qual

⁴ Para a medição destas perdas, que são de magnitude reduzida, são requeridos medidores com elevada precisão. Desta feita, devido às características destes dispositivos, os objetivos de projeto não estão sendo atendidos. Entretanto, dado a medida de vazão ser de vital importância para o trabalho, são comparados os valores apresentados por cada transdutor (de forma a buscar possíveis desvios) e calculado o valor médio.

apresenta um desvio de no máximo $\pm 0,5\%$ (precisão). A alimentação do sensor é feita com tensões contínuas de 3,5 a 24 V sendo que os pulsos de saída têm frequência de 49.2 Hz por m/s.



Figura 4.16: Sensor de vazão.

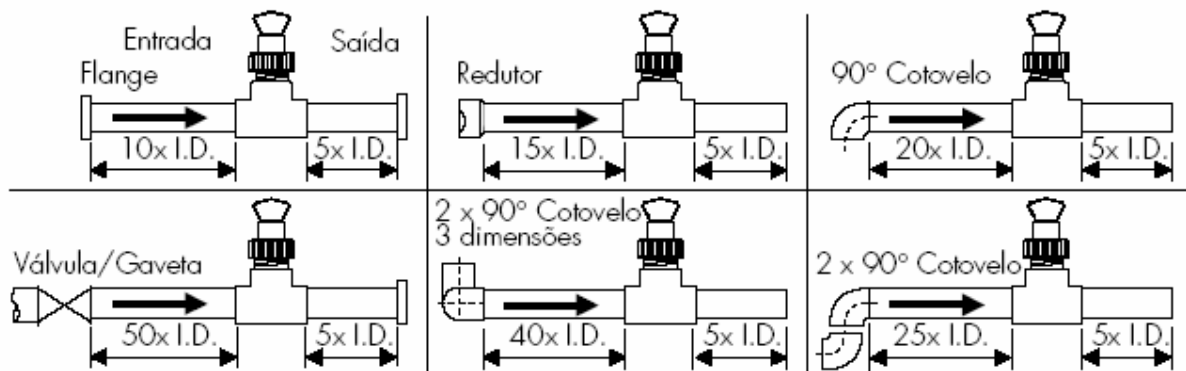


Figura 4.17: Instalação do transdutor de vazão⁵.

4.2.4 Transdutor de Temperatura

Para a medição da temperatura do motor faz-se uso de um PT-100 instalado próximo às chapas do estator, como mostrado na Figura 4.5, sendo o seu sinal enviado ao transmissor de temperatura MTT-101 MARKARE, localizado no interior do quadro de automação, o qual converte o sinal do sensor em um sinal analógico de corrente compreendido de 4 à 20mA.

Neste trabalho, faz-se uso deste sensor somente para verificar se a condição de estabilidade térmica do motor foi atingida, ou seja, situação em que as perdas joule tornam-se estáveis.

⁵ A sigla I.D. refere-se ao diâmetro interno da tubulação.

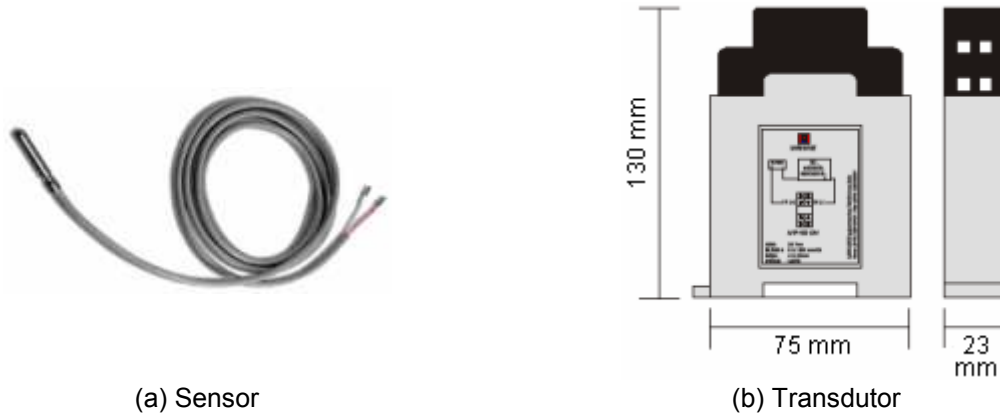


Figura 4.18: Sensor e transdutor de temperatura.

4.2.5 Encoder

Para a medição da velocidade de rotação do motor, faz-se uso do encoder incremental angular de eixo sólido fabricado pela IFM electronic (modelo RB6005) mostrado na Figura 4.19 e acoplado ao eixo do motor conforme mostrado na Figura 4.5. Sua alimentação é feita com tensões contínuas de 10 a 30 V, sendo que é gerado na saída um total de 50 pulsos por volta (velocidade máxima de 10.000 rpm).

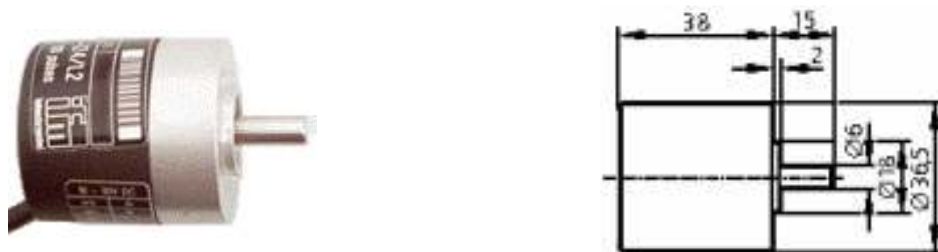


Figura 4.19: Encoder.

4.2.6 Controlador Lógico Programável

Os sinais de saída de todos os sensores anteriormente descritos são enviados a um controlador lógico programável (CLP) da marca Siemens, modelo SIMATIC S7-200, mostrado nas Figuras 4.4 e 4.20. Ainda, deste saem sinais para o fechamento/abertura dos contactores K1 e K2 e para a operação da válvula proporcional e do conversor. A Tabela 4.8 dá uma descrição detalhada dos sinais de entrada e saída do CLP.

Tabela 4.10: Módulo de Expansão de Entradas / Saídas Analógicas EM 235

Entradas	Tipo de Entrada	Faixas de Tensão	Saídas	Tipo de Saída
4	0-10 V 0-20 mA	0-10 V, 0-5 V +/-5 V, +/-2,5 V e outras faixas	1	+/-10 V 0-20 mA

4.2.7 Central de Medidas

Para a monitoração da alimentação, faz-se uso de uma central de medidas modelo Power Logic PM850, produzida pela Schneider Electric, categoria de medição III, mostrada na Figura 4.21. Por meio dela e do programa SMS (System Manager™ Software), são adquiridas, por meio da conexão RS-485, as formas de onda das tensões e correntes nas três fases, bem como seus respectivos espectros harmônicos⁶, além de outros dados elétricos como: potência ativa, reativa e aparente; fator de potência; e energia consumida.

A Tabela 4.11 dá uma descrição da escala e precisão das medidas feitas pela central de medidas (além destes há a medição de fator de potência, que apresenta precisão de $\pm [0.15\% \text{ Leitura} + 0.025\% \text{ Topo de escala}]$), sendo que os demais valores de saída são obtidos a partir destas medições e de cálculos matemáticos efetuados no próprio dispositivo.

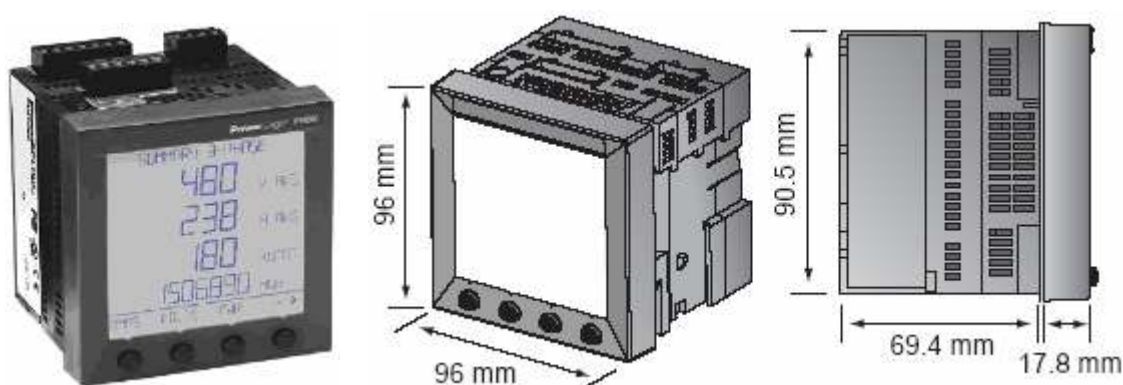


Figura 4.21: Central de medidas.

⁶ Medições rms reais e precisas até o harmônico de ordem 63.

Tabela 4.11: Dados das Medições da Central de Medidas

Corrente		Tensão		Frequência	
Escala	Precisão	Escala	Precisão	Escala	Precisão
0–10A CA ⁷	$\pm [0.075\%$ Leitura + 0.025% Topo de escala]	0-600Vac L- L, 347 Vac L-N	$\pm [0.075\%$ Leitura + 0.025% Topo de escala]	45-67 Hz	± 0.01 Hz em 45-67 Hz

4.2.8 Automação

A automação do LAMOTRIZ é baseada em uma rede de CLP's gerenciada por um programa aplicativo de supervisão tipo SCADA (Supervisory Control And Data Acquisition), sendo que a aplicação de supervisão (supervisório) é responsável pela comunicação do usuário com as várias etapas do processo. Essa especificação foi baseada nos recursos do Software ELIPSE E3.

As Figuras 4.22, 4.23 e 4.24 mostram, das diversas telas disponíveis ao usuário do sistema supervisório do LAMOTRIZ, aquelas mais diretamente relacionadas com este trabalho, respectivamente: (a) o layout com todas as bancadas do LAMOTRIZ, por meio do qual pode-se saber quais bancadas do laboratório estão em operação, além de visualizar, em tempo real, alguns valores de medidas que estão sendo realizadas; (b) a tela de comando da bancada de ensaio da bomba centrífuga (bancada 2), por meio da qual pode-se comandar a bancada de modo remoto, além de visualizar, em tempo real, os valores medidos; e (c) a tela de acesso aos dados da central de medidas da bancada 2, através da qual pode-se visualizar, em tempo real, as medições realizadas pela central de medidas.

⁷ Dado o valor nominal de corrente de entrada da central de medidas ser de 5A, faz-se uso de três transformadores de corrente da marca Siemens – modelo 4NF0112-2BC2, relação de transformação de 50 para 5A e , apresentando exatidão de 3%.

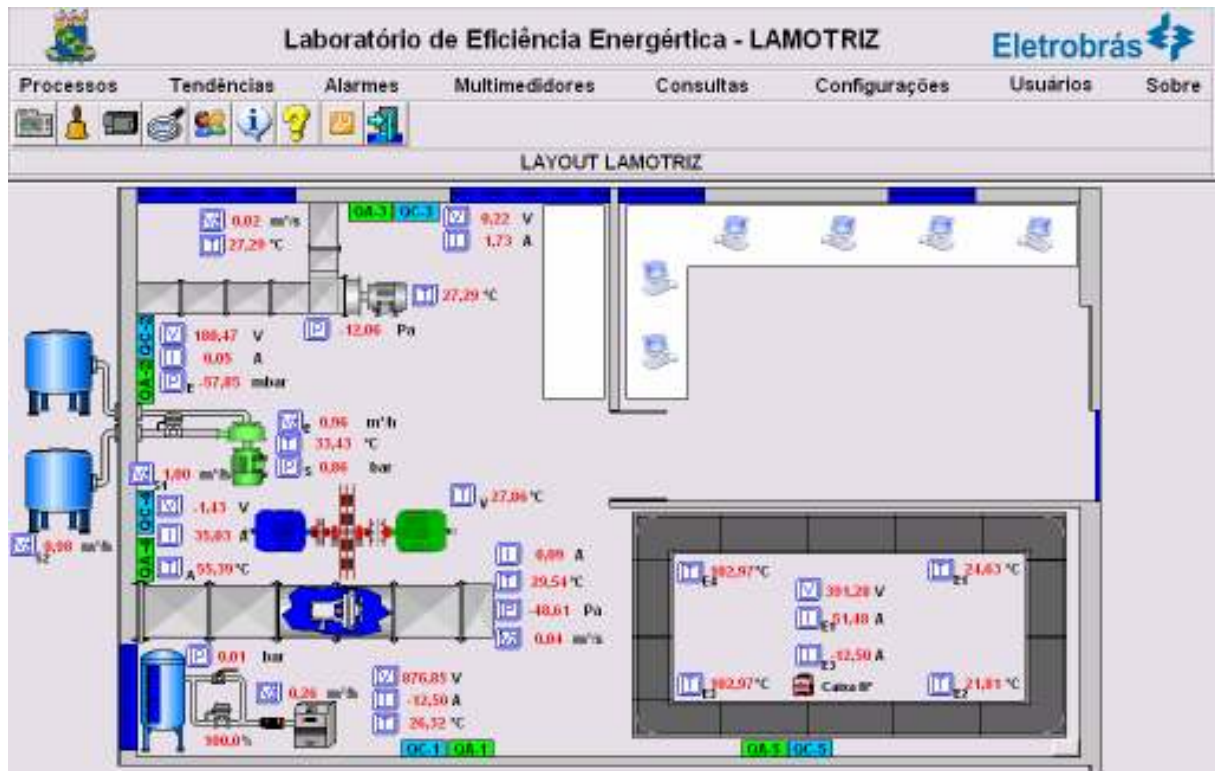


Figura 4.22: Layout do LAMOTRIZ.

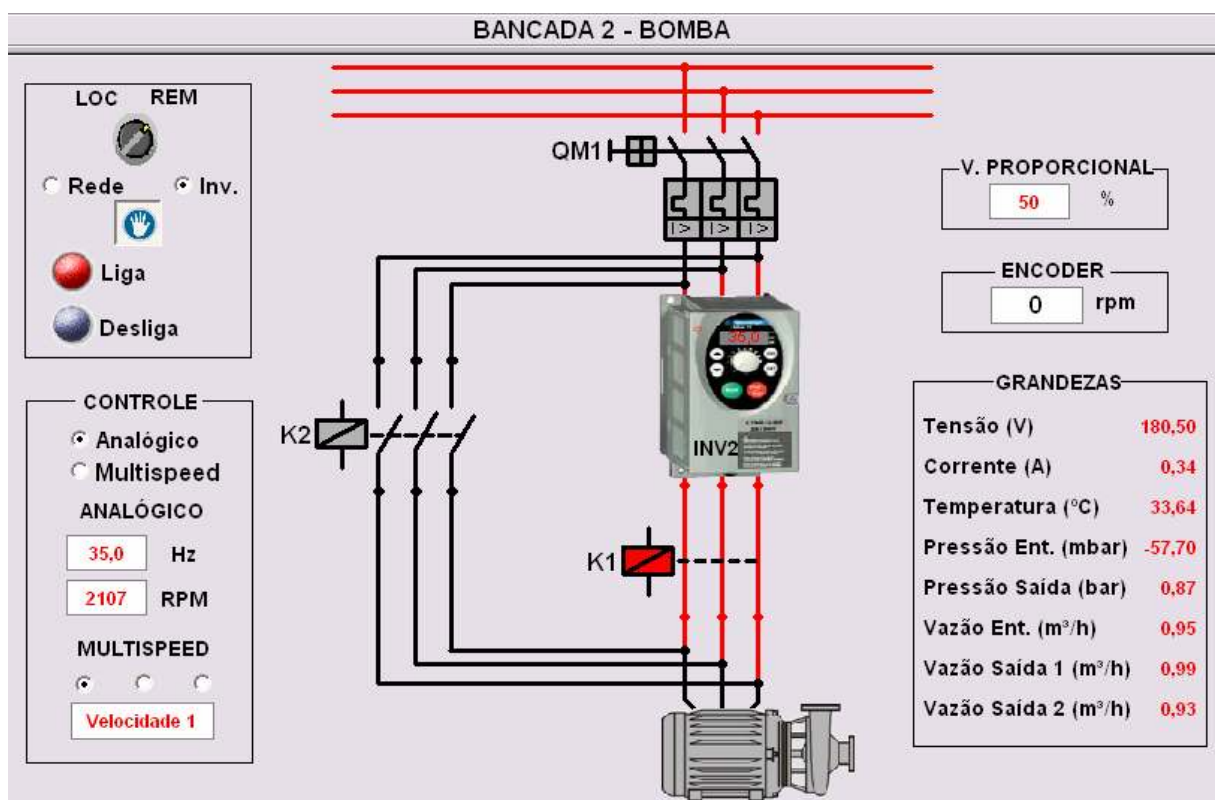


Figura 4.23: Controle e medidas da bancada de testes.

MULTIMEDIDORES DE GRANDEZAS ELÉTRICAS									
<div>QC2 MG</div>									
Potência Ativa		Potência Reativa		Potência Aparente		Fator de Potência		Corrente	
PA	0,08 kW	QA	-0,13 kVAr	SA	0,15 kVA	FPA	-0,52	IA	0,69 A
PB	0,08 kW	QB	-0,13 kVAr	SB	0,15 kVA	FPB	-0,50	IB	0,69 A
PC	0,08 kW	QC	-0,13 kVAr	SC	0,15 kVA	FPC	-0,50	IC	0,68 A
PT	0,23 kW	QT	-0,39 kVAr	ST	0,46 kVA	FPT	-0,51	IT	0,69 A
Tensão de Fase		Tensão de Linha		T.D.H (Corrente)		T.D.H (T. de Fase)		T.D.H (T. de Linha)	
VAN	219,70 V	VAB	381,20 V	IA	144,30 %	VAN	0,60 %	VAB	0,70 %
VBN	220,70 V	VBC	381,10 V	IB	152,00 %	VBN	0,80 %	VBC	0,70 %
VCN	219,70 V	VCA	381,00 V	IC	150,70 %	VCN	0,70 %	VCA	0,70 %
MG2 - Sistema de Bombeamento				Demanda de Potência Ativa Total		0,25 kW/h			
				Frequência		60,00 Hz			

Figura 4.24: Acesso aos dados da central de medidas por meio do sistema supervisorio.

CAPÍTULO V

RESULTADOS OBTIDOS

Neste capítulo, primeiramente, são apresentados e analisados os dados experimentais obtidos a partir da operação da bancada de testes do LAMOTRIZ segundo os dois métodos de vazão em estudo.

Em seguida, são comparados os resultados obtidos experimentalmente com aqueles originados a partir dos modelos computacionais propostos: dois modelos considerando a tensão de alimentação como sendo senoidal, sendo que um considerando as perdas no ferro e outro não; e outros dois modelos, com e sem as perdas no ferro, que consideram a tensão como sendo modulada segundo a técnica PWM senoidal. Com isso, objetiva-se traçar comparativos entre os modelos no que se refere à complexidade e à precisão na determinação da potência ativa e do rendimento total do sistema.

Por fim, como forma de aplicar a metodologia apresentada neste trabalho, são feitos estudos em um caso real e outro hipotético.

5.1 MEDIÇÕES

Antes de serem apresentados os resultados das medições realizadas na bancada de testes do LAMOTRIZ, vale ressaltar que:

- de forma a garantir o equilíbrio e a forma senoidal da tensão de alimentação, além dos equipamentos que compõem a bancada (descritos no Capítulo 4), foi utilizada uma fonte de alimentação trifásica de 3kVA da California Instruments;
- visando a precisão dos valores apresentados, é feita a média de 30 amostras, cada qual obtida no intervalo de 10 segundos;
- dado a temperatura do motor ter influência na potência ativa requerida pelo mesmo, todos os valores medidos foram obtidos após estabelecidas as condições de equilíbrio térmico do MIT. A Figura 5.1

mostra as curvas de estabilidade térmica do motor para a mesma carga (válvula 90% aberta) e sendo alimentado via rede e conversor.

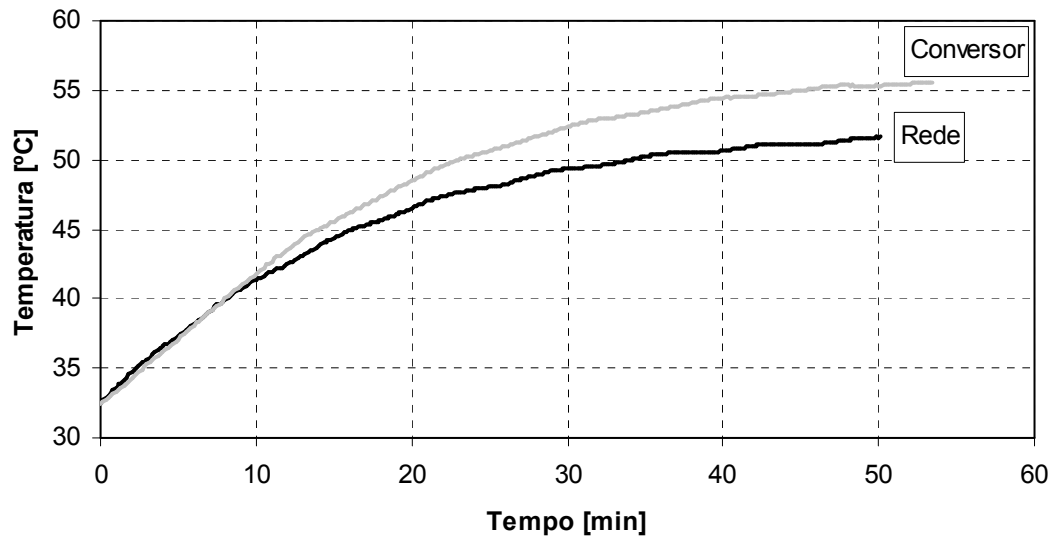


Figura 5.1: Estabilidade térmica do MIT sendo alimentado via rede e conversor.

As curvas de carga mostradas na Figuras 5.2 retratam o comportamento da bomba para diversas velocidades de rotação, representadas pela frequência da tensão de saída do conversor.

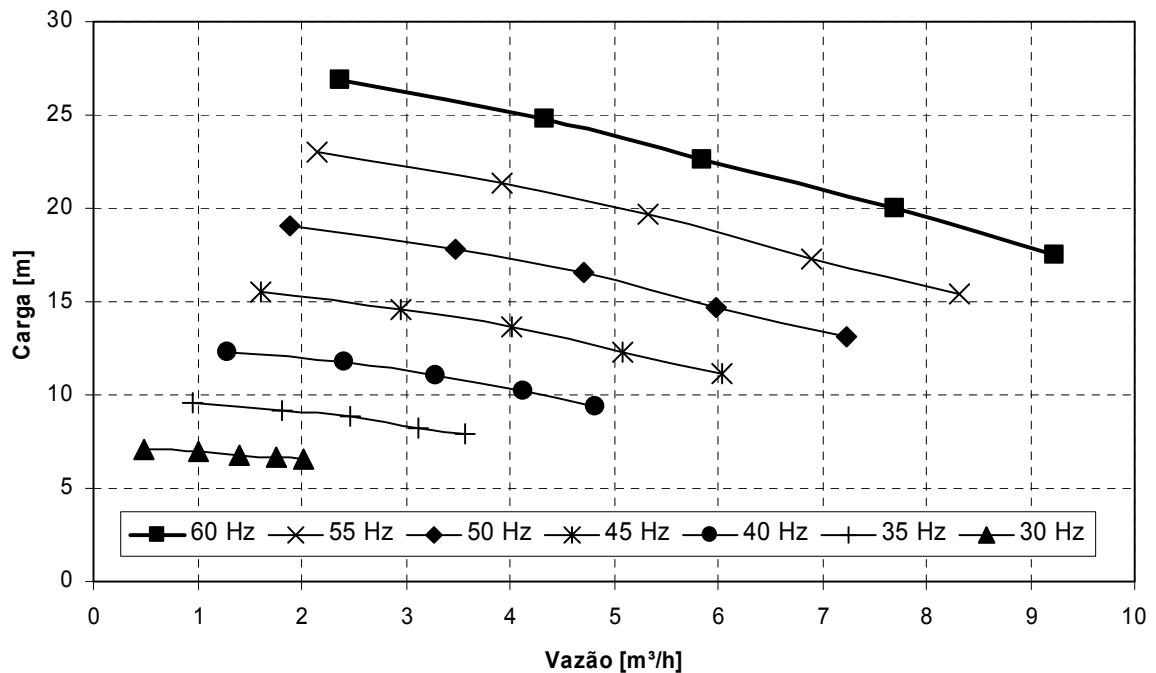


Figura 5.2: Curvas de carga da bomba para várias frequências.

Na Figura 5.2 são apresentadas curvas para valores de freqüência compreendidos entre 30 e 60 Hz. O valor de 60 Hz corresponde à freqüência nominal da tensão de alimentação, sendo adotado como valor máximo de saída do conversor¹. Já o valor de 30 Hz corresponde à freqüência mínima a ser aplicada ao inversor para que haja bombeamento (f_{R-min}), a qual é obtida a partir de (5.1):

$$f_{R-min} \approx f_{nom} \cdot \sqrt{\frac{H_{inst}(0)}{H_{f_{nom}}(0)}} = f_{nom} \cdot \sqrt{\frac{H_g}{H_{f_{nom}}(0)}} \quad (5.1)$$

onde H_g é igual à altura geométrica da instalação e $H_{f_{nom}}(0)$ é o ponto em que a curva de carga *versus* vazão da bomba, para rotação nominal, se cruza com o eixo das ordenadas. Para o caso da bancada do LAMOTRIZ tem-se que $H_g = 5,75$ m e $H_{f_{nom}}(0) = 28,45$ m, sendo este último obtido a partir da equação (4.2).

A equação (5.1), obtida a partir das leis de afinidade, garante que haverá bombeamento se forem adotadas freqüências maiores do que f_{R-min} , ou seja, se a freqüência da tensão de saída do conversor foi menor ou igual a f_{R-min} o sistema não bombeará fluido. Por exemplo, para a bancada do LAMOTRIZ, tem-se que $f_{R-min} = 27$ Hz, sendo que se optou por adotar freqüências maiores do que 30 Hz.

A partir dos mesmos pontos mostrados na Figura 5.2, são obtidas as curvas de carga da instalação em função da porcentagem de abertura da válvula proporcional, mostradas na Figura 5.3.

Como mostrado no Capítulo 3, a curva de carga da instalação varia com o quadrado da vazão, conforme descrito em (5.2):

$$H_{total}(Q) = H_g + \left(\frac{H_{op} - H_g}{Q_{op}^2} \right) \cdot Q^2 \quad (5.2)$$

¹ Apesar de o conversor poder fornecer tensões com freqüências maiores do que 60 Hz, devido à potência mecânica requerida pela carga variar com o cubo da variação de velocidade, não serão aplicadas tensões com freqüências maiores do que a nominal.

onde (Q_{op}, H_{op}) é o ponto em que a curva da bomba para rotação nominal se cruza com a curva da instalação.

A partir da Figura 4.14, a vazão de operação (Q_{op}) é obtida em função da porcentagem de abertura da válvula proporcional (A_V), como mostrado em (5.3):

$$Q_{op} = 17,058 \cdot A_V - 6,0449 \quad (5.3)$$

Por sua vez, a partir da equação (4.2) e do valor de Q_{op} , o valor de H_{op} é obtido conforme mostrado em (5.4)².

$$H_{op} = H_{f_{nom}}(Q_{op}) = 0,005372 \cdot Q_{op}^3 - 0,1474 \cdot Q_{op}^2 - 0,2742 \cdot Q_{op} + 28,45 \quad (5.4)$$

Vale ressaltar que a equação (5.3), por ser obtida a partir dos dados da curva para frequência de 60 Hz apresentada na Figura 4.14, é somente válida para $50\% \leq A_V \leq 90\%$.

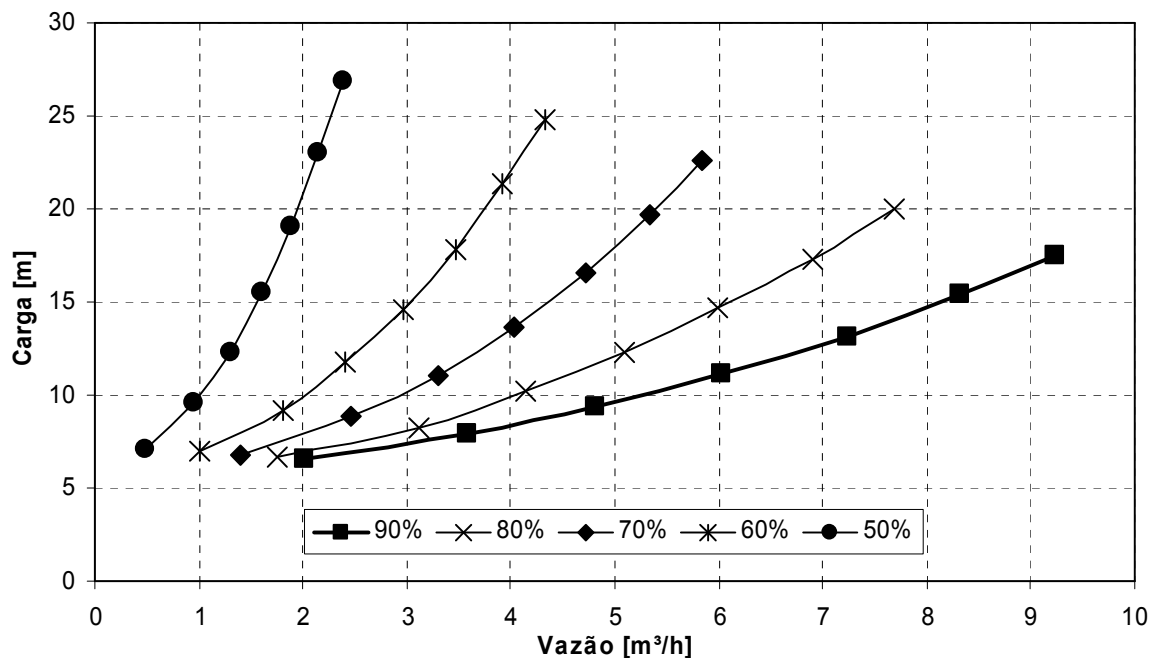


Figura 5.3: Curvas de carga da instalação em função da abertura da válvula.

² Neste trabalho, dado ser comum denotar-se a vazão em $[m^3/h]$, também se utilizará esta notação nos gráficos. Assim, as equações que forem originadas a partir de gráficos, também utilizarão esta notação. Nas demais equações, a vazão será dada no SI, ou seja, em $[m^3/s]$.

No Capítulo 4, foi mostrado o procedimento adotado para a obtenção da curva de rendimento da bomba para rotação nominal, a qual pode ser aproximada pelo polinômio descrito na equação (5.5).

$$\eta_{b-f_{nom}}(Q_{op}) = 2,96 \cdot 10^{-4} \cdot Q_{op}^3 - 9,82 \cdot 10^{-3} \cdot Q_{op}^2 + 1,04 \cdot 10^{-1} \cdot Q_{op} - 1,46 \cdot 10^{-3} \quad (5.5)$$

Para a obtenção das curvas de rendimento da bomba para rotações menores que a nominal, mostradas na Figura 5.4, faz-se uso da equação (5.6) [25]:

$$\eta_{b-f_R}(Q_p) = \eta_{b-f_{nom}}(Q_{tent}) = \eta_{b-f_{nom}} \left(\sqrt{Q_p \cdot \frac{H_{f_{nom}}(Q_{tent})}{H_p(Q_p)}} \right), \quad (5.6)$$

onde (Q_p, H_p) e $(Q_{tent}, H_{f_{nom}}(Q_{tent}))$ são pontos de igual rendimento, estando estes sobre as curvas de carga (Figura 5.2) de frequência menor que e igual à nominal, respectivamente.

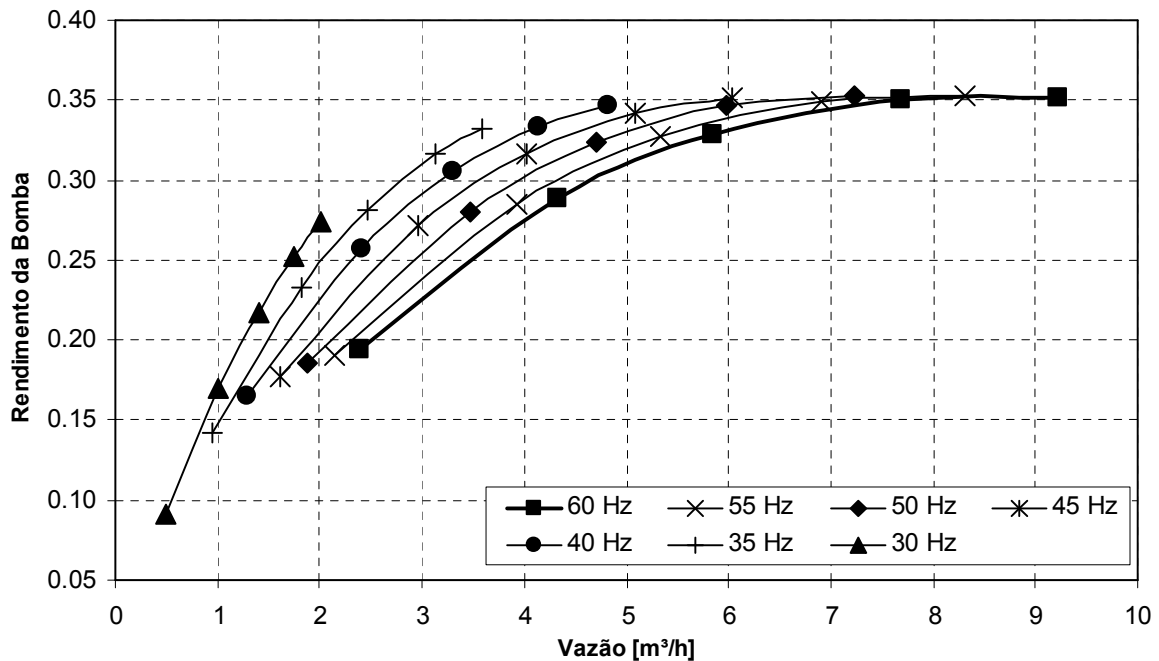


Figura 5.4: Curvas de rendimento da bomba para várias frequências.

Sendo a equação (5.6) impossível de ser resolvida algebricamente, em [25] é proposta a utilização de um método de tentativas para a determinação do ponto $(Q_{tent}, H_{f_{nom}}(Q_{tent}))$. Entretanto, propõe-se a utilização da lei de afinidade mostrada em (5.7), sendo utilizada (dado não se conhecer a velocidade ω_R) a relação das frequências f_{nom} e f_R como forma de aproximação. Com isso, complementa-se a metodologia de [25] a partir da consideração do elemento acionador da bomba centrífuga: MIT e inversor de frequência.

$$Q_{tent} = Q_p \cdot \frac{\omega_{nom}}{\omega_R} \approx Q_p \cdot \frac{f_{nom}}{f_R} \quad (5.7)$$

A partir das curvas mostradas nas Figuras 5.2, e 5.4 e da equação (3.11), reescrita em (5.8), determinam-se as curvas de potência mecânica exigida pela bomba em função da vazão mostradas na Figura 5.5.

$$P_c(Q) = \frac{P_{util}(Q)}{\eta_b(Q)} = \frac{\gamma \cdot Q \cdot H_b(Q)}{\eta_b(Q)} \quad (5.8)$$

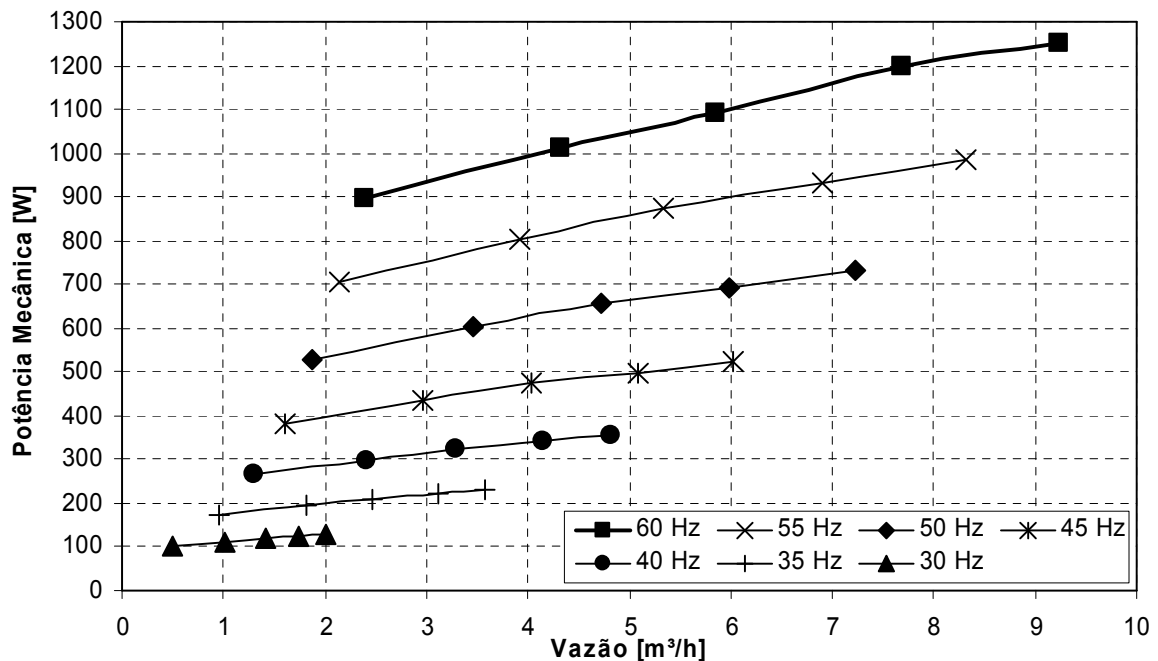


Figura 5.5: Curvas de potência mecânica da bomba para várias frequências.

As Figuras 5.6 e 5.7 mostram as curvas de potência ativa e rendimento total do sistema em função da vazão, sendo que os dados apresentados Figura 5.7 são advindos da utilização da equação (5.9):

$$\eta_t(Q_p) = \frac{P_{\text{útil}}(Q_p)}{P_{\text{ativa}}} = \frac{\gamma \cdot Q_p \cdot H_p(Q_p)}{P_{\text{ativa}}} \quad (5.9)$$

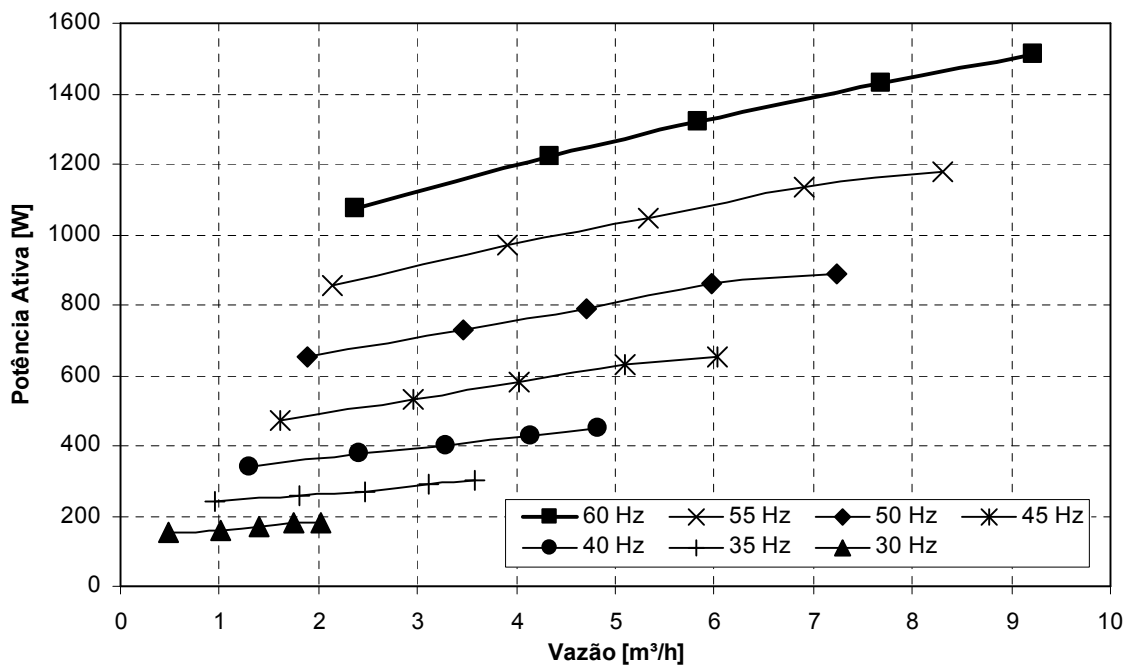


Figura 5.6: Curvas de potência ativa requerida para várias frequências.

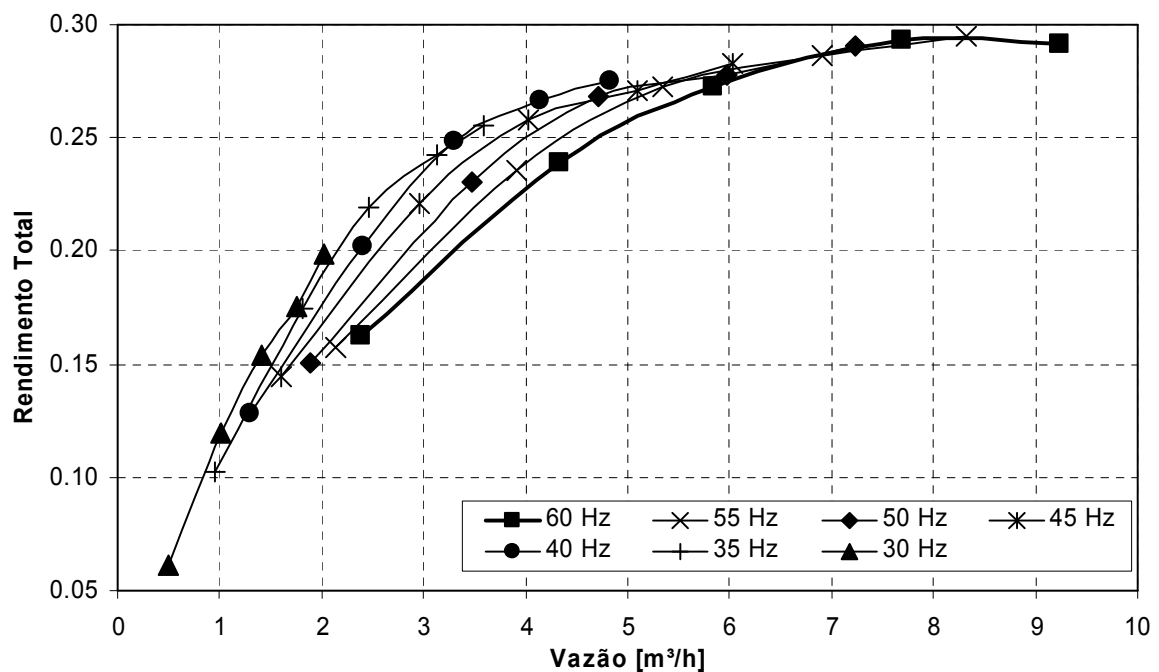


Figura 5.7: Curvas de rendimento total do sistema para várias frequências.

Na Tabela 5.1 encontram-se descritos os valores de todos os pontos que compõem as curvas anteriormente mostradas nas Figuras 5.2 a 5.7, onde: f_r é frequência de saída do conversor, A_v é porcentagem de abertura da válvula, Q é vazão, H é a carga, η_b é o rendimento da bomba, P_c é a potência mecânica requerida pela bomba, P_{ativa} é a potência ativa requerida pelo acionador e η_t é o rendimento total do sistema.

Tabela 5.1: Valores Obtidos

f_r [Hz]	A_v [%]	Q [m ³ /h]	H [m]	η_b	P_c [W]	P_{ativa} [W]	η_t
60	90	9,23	17,54	0,35	1252	1514	0,29
	80	7,69	20,04	0,35	1199	1431	0,29
	70	5,84	22,59	0,33	1093	1321	0,27
	60	4,33	24,77	0,29	1014	1220	0,24
	50	2,38	26,83	0,19	895	1073	0,16
55	90	8,31	15,37	0,35	987	1180	0,29
	80	6,91	17,31	0,35	932	1135	0,29
	70	5,34	19,65	0,33	873	1048	0,27
	60	3,92	21,40	0,28	803	969	0,24
	50	2,14	22,98	0,19	704	854	0,16
50	90	7,23	13,14	0,35	734	890	0,29
	80	5,98	14,68	0,35	690	860	0,28
	70	4,71	16,52	0,32	656	790	0,27
	60	3,47	17,84	0,28	602	730	0,23
	50	1,88	19,09	0,19	528	650	0,15
45	90	6,03	11,19	0,35	523	650	0,28
	80	5,09	12,30	0,34	498	630	0,27
	70	4,03	13,65	0,32	473	580	0,26
	60	2,96	14,60	0,27	433	532	0,22
	50	1,61	15,54	0,18	382	471	0,14
40	90	4,82	9,42	0,35	357	449	0,28
	80	4,14	10,16	0,33	343	430	0,27
	70	3,30	11,08	0,31	326	400	0,25
	60	2,40	11,72	0,26	298	380	0,20
	50	1,30	12,34	0,16	265	340	0,13

Continuação da Tabela 5.1: Valores Obtidos

fr [Hz]	A _v [%]	Q [m ³ /h]	H [m]	η _b	P _c [W]	P _{ativa} [W]	η _t
35	90	3,58	7,87	0,33	231	300	0,26
	80	3,12	8,26	0,32	222	290	0,24
	70	2,47	8,82	0,28	210	270	0,22
	60	1,81	9,18	0,23	194	260	0,17
	50	0,95	9,56	0,14	174	240	0,10
30	90	2,01	6,52	0,27	130	180	0,20
	80	1,75	6,62	0,25	125	180	0,18
	70	1,41	6,82	0,22	120	170	0,15
	60	1,01	6,95	0,17	113	155	0,12
	50	0,49	7,08	0,09	104	155	0,06

Por meio da Tabela 5.1 pode-se perceber, por exemplo, que para uma vazão de aproximadamente 6 m³/h, tem-se que a potência ativa requerida pelo acionador à rotação nominal cai de 1.321 W para 860 W e 650 W (reduções de 35% e 51%), caso seja reduzida a frequência para 50 Hz e 45 Hz respectivamente.

Dado que o principal objetivo deste trabalho é mostrar a economia de energia elétrica advinda da utilização do método de controle de vazão por meio de variação de velocidade em lugar do de estrangulamento de válvula, de forma a garantir uma melhor visualização dos resultados, são traçadas curvas de potência ativa economizada em função da vazão desejada – $PA_{eco}(Q_{des})$.

A obtenção dos valores de potência ativa economizada é feita a partir da utilização da equação (5.10):

$$PA_{eco}(Q_{des}) = \frac{PA_{val}(Q_{des}) - PA_{vel}(Q_{des})}{PA_{val}(Q_{des})} \cdot 100\% \quad (5.10)$$

onde PA_{val} e PA_{vel} são, respectivamente, as potências ativas consumidas segundo o método de estrangulamento de válvula (este valor se encontra sobre a curva para rotação nominal) e variação de velocidade. A Figura 5.8 mostra como obter estes valores a partir das curvas mostradas na Figura 5.6.

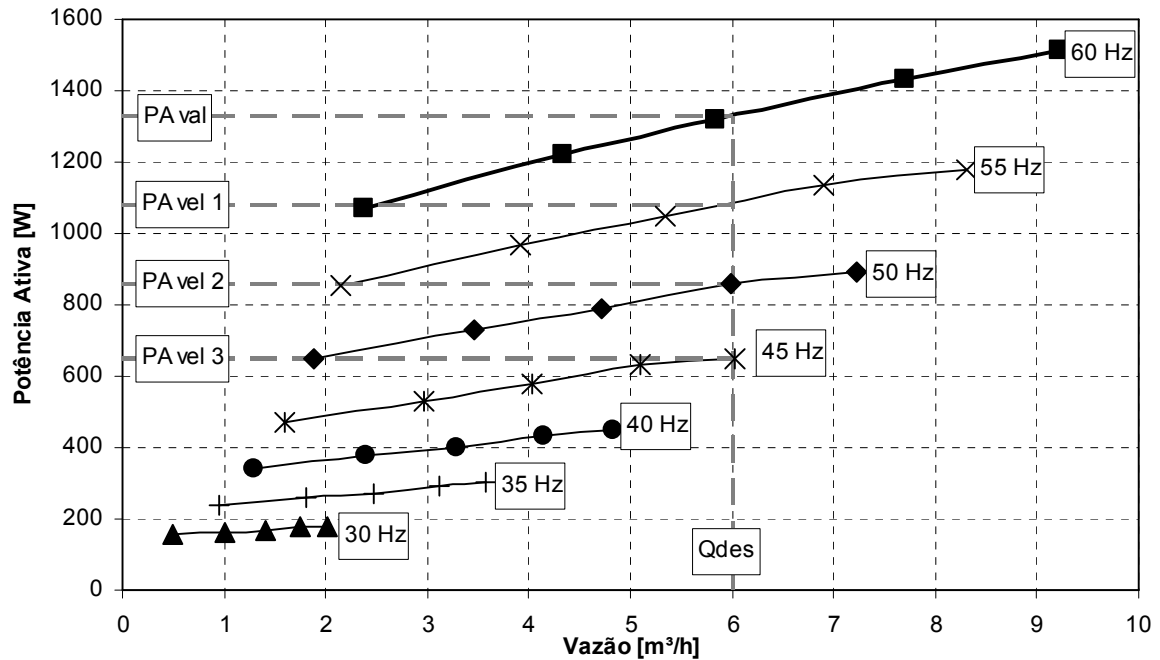


Figura 5.8: Obtenção da potência ativa economizada.

A partir do exposto, são obtidas as curvas de potência ativa economizada mostradas na Figura 5.9. Esta figura vem mostrar que, para uma mesma vazão, quanto menor a frequência maior o percentual de potência ativa economizada, sendo que, para uma mesma frequência, este é praticamente o mesmo para qualquer valor de vazão.

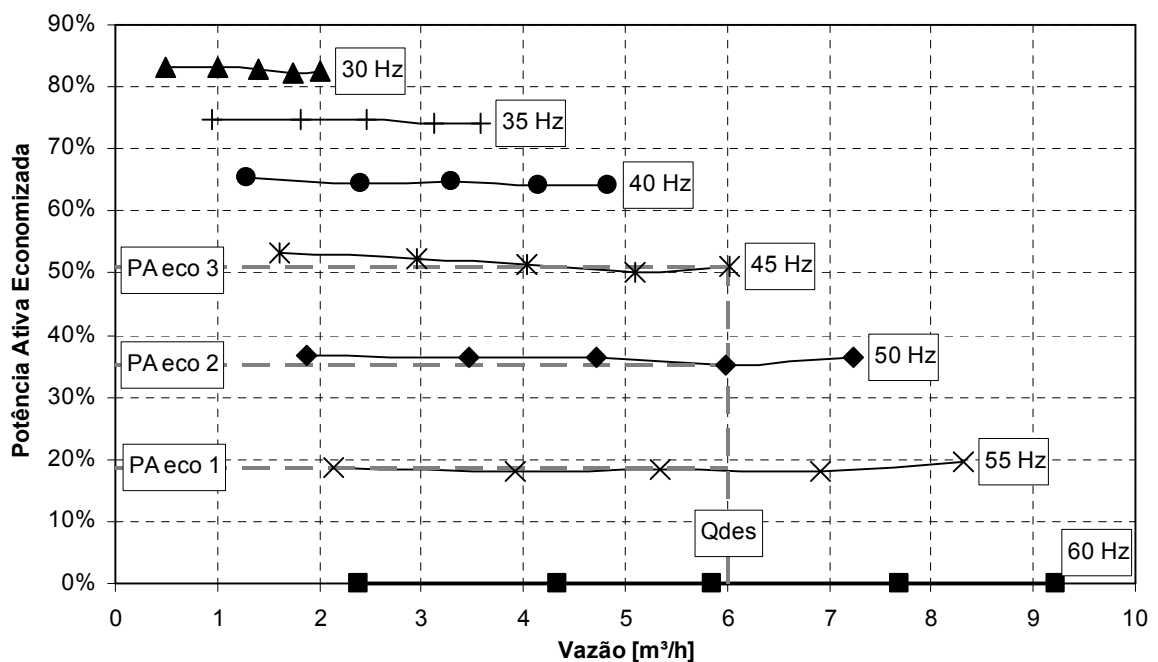


Figura 5.9: Curvas de potência ativa economizada para várias frequências.

Por sua vez, a Figura 5.10 (obtida a partir dos pontos da Figura 5.9, à exceção da curva para abertura de válvula de 74%³) vem mostrar que, para uma mesma vazão, são alcançados maiores economias de potência ativa em instalações com menores perdas de carga (maior porcentagem de abertura da válvula), dado que se chega à vazão desejada com menores rotações.

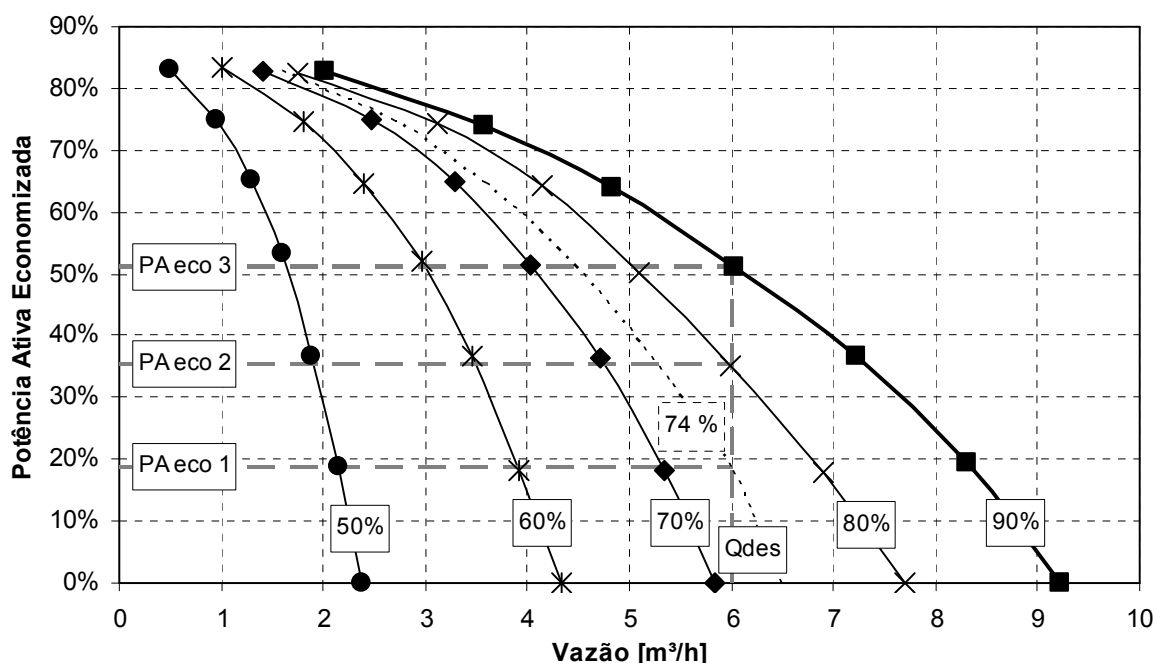


Figura 5.10: Curvas de potência ativa economizada em função da abertura da válvula.

5.2 SIMULAÇÕES

Apresentam-se aqui os resultados obtidos por meio dos modelos computacionais elaborados, sendo que os resultados preliminares desta modelagem foram se encontram em [61].

Os modelos são idênticos quanto ao cálculo da parte hidráulica, sendo que a diferença entre eles está na modelagem do motor. Desta forma, serão apresentados, primeiramente, os resultados de simulação comuns aos modelos e depois os particulares.

Ainda, todos os modelos foram desenvolvidos no software Mathcad 11, da Mathsoft Apps, sendo que todos os códigos-fonte se encontram descritos nos Apêndices A, B, C e D.

³ Esta curva é obtida por meio de simulação e está presente na Figura 5.10 com o intuito de mostrar o ponto (6m³/h; PA_{eco1}).

5.2.1 Parte Hidráulica

As Figuras 5.11 e 5.12 mostram um comparativo entre as curvas de carga e potência mecânica obtidas por meio de simulação (curvas de cor cinza) e aquelas apresentadas anteriormente nas Figuras 5.2 e 5.5 (curvas de cor preta).

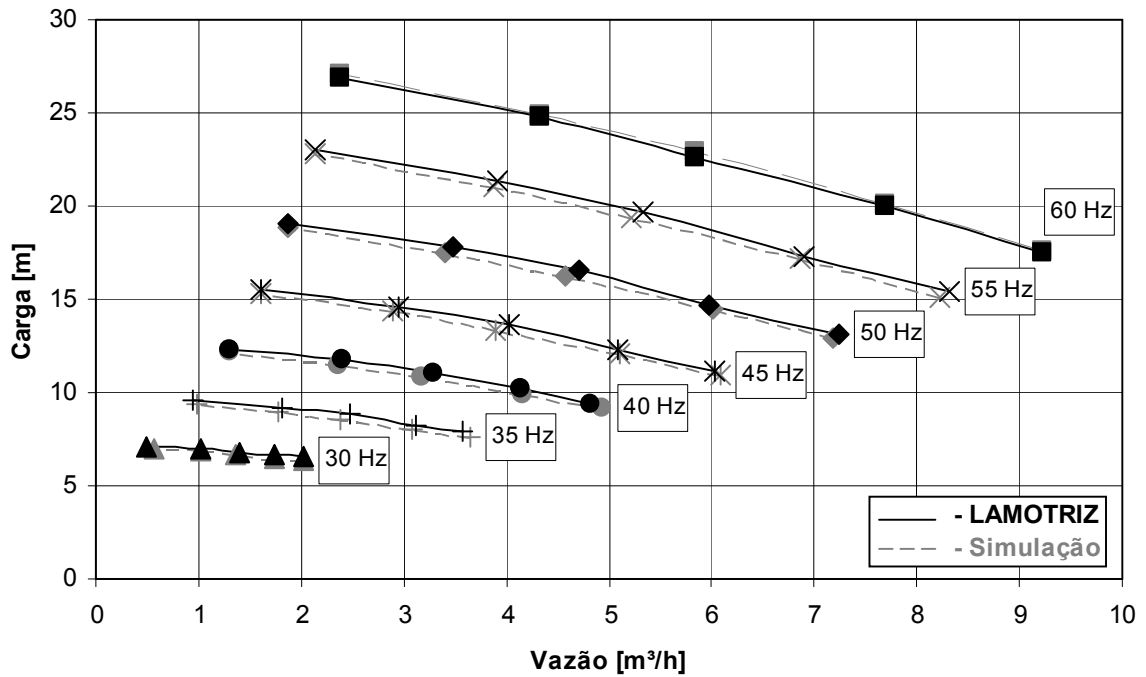


Figura 5.11: Curvas de carga da bomba para várias frequências.

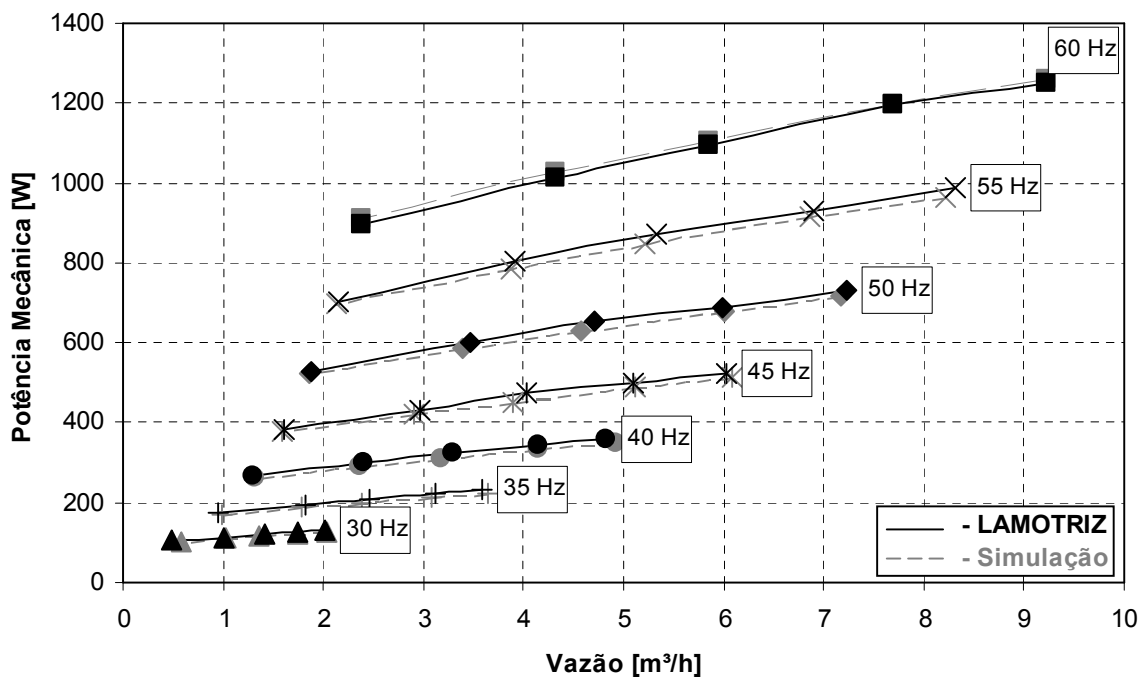


Figura 5.12: Curvas de potência mecânica para várias frequências.

Não é apresentado um comparativo das curvas de rendimento da bomba semelhante ao feito nas Figuras 5.11 e 5.12 devido o gráfico mostrar-se de difícil entendimento, dado à sobreposição das curvas. Entretanto, pode-se efetuar esta comparação a partir da Tabela 5.2, a qual também descreve os valores dos pontos anteriormente mostrados nas Figuras 5.11 e 5.12. Por meio desta tabela pode-se constatar que a modelagem da parte hidráulica retrata de forma precisa a carga acionada.

Tabela 5.2: Resultados de Simulação do Sistema Hidráulico

fr [Hz]	A _v [%]	Q [m ³ /h]		H [m]		η_b		P _c [W]	
		Med.	Sim.	Med.	Sim.	Med.	Sim.	Med.	Sim.
60	90	9,23	9,23	17,54	17,59	0,35	0,35	1252	1260
	80	7,69	7,69	20,04	20,07	0,35	0,35	1199	1195
	70	5,84	5,84	22,59	22,89	0,33	0,33	1093	1107
	60	4,33	4,33	24,77	24,94	0,29	0,29	1014	1025
	50	2,38	2,38	26,83	27,04	0,19	0,19	895	909
55	90	8,31	8,22	15,37	15,14	0,35	0,35	987	963
	80	6,91	6,86	17,31	17,14	0,35	0,35	932	913
	70	5,34	5,22	19,65	19,42	0,33	0,33	873	846
	60	3,92	3,87	21,40	21,07	0,28	0,28	803	785
	50	2,14	2,13	22,98	22,76	0,19	0,19	704	697
50	90	7,23	7,18	13,14	12,91	0,35	0,35	734	715
	80	5,98	6,00	14,68	14,47	0,35	0,35	690	679
	70	4,71	4,57	16,52	16,25	0,32	0,32	656	630
	60	3,47	3,39	17,84	17,54	0,28	0,28	602	585
	50	1,88	1,87	19,09	18,86	0,19	0,18	528	521
45	90	6,03	6,09	11,19	10,91	0,35	0,35	523	512
	80	5,09	5,11	12,30	12,06	0,34	0,34	498	487
	70	4,03	3,90	13,65	13,39	0,32	0,31	473	453
	60	2,96	2,90	14,60	14,35	0,27	0,27	433	421
	50	1,61	1,60	15,54	15,33	0,18	0,18	382	377
40	90	4,82	4,93	9,42	9,13	0,35	0,35	357	350
	80	4,14	4,15	10,16	9,92	0,33	0,34	343	334
	70	3,30	3,18	11,08	10,83	0,31	0,30	326	311
	60	2,40	2,37	11,72	11,49	0,26	0,26	298	290
	50	1,30	1,31	12,34	12,17	0,16	0,17	265	261

Continuação da Tabela 5.2: Resultados de Simulação do Sistema Hidráulico

fr	A _v	Q [m ³ /h]		H [m]		η_b		P _c [W]	
		Med.	Sim.	Med.	Sim.	Med.	Sim.	Med.	Sim.
35	90	3,58	3,64	7,87	7,59	0,33	0,34	231	224
	80	3,12	3,09	8,26	8,05	0,32	0,32	222	214
	70	2,47	2,38	8,82	8,59	0,28	0,28	210	201
	60	1,81	1,78	9,18	8,98	0,23	0,23	194	189
	50	0,95	0,98	9,56	9,39	0,14	0,15	174	172
30	90	2,01	2,03	6,52	6,32	0,27	0,28	130	126
	80	1,75	1,74	6,62	6,48	0,25	0,25	125	122
	70	1,41	1,36	6,82	6,68	0,22	0,21	120	116
	60	1,01	1,03	6,95	6,83	0,17	0,17	113	111
	50	0,49	0,57	7,08	6,99	0,09	0,11	104	104

5.2.2 Parte Eletromecânica

Neste tópico, apresentam-se os resultados da simulação do elemento acionador da bomba centrífuga. Para tal, foram feitos quatro modelos, sendo:

- Modelo 1: modelo do circuito equivalente sem as perdas no ferro e considerando a alimentação como puramente senoidal;
- Modelo 2: modelo do circuito equivalente sem as perdas no ferro e considerando a alimentação PWM senoidal;
- Modelo 3: modelo do circuito equivalente com as perdas no ferro e considerando a alimentação como puramente senoidal;
- Modelo 4: modelo do circuito equivalente com as perdas no ferro e considerando a alimentação PWM senoidal;

Nas Figuras 5.13 à Figura 5.16 são apresentadas as curvas de potência ativa requerida pelo acionamento para os quatro modelos anteriormente descritos. Assim como no caso do rendimento da bomba, não é apresentado um comparativo das curvas de rendimento total do sistema semelhante ao feito nas Figuras 5.11 e 5.12 devido o gráfico mostrar-se de difícil entendimento, dado à sobreposição das curvas. Entretanto, pode-se efetuar esta comparação a partir da Tabela 5.3, a qual também descreve os valores dos pontos mostrados nas Figuras 5.13 a 5.16.

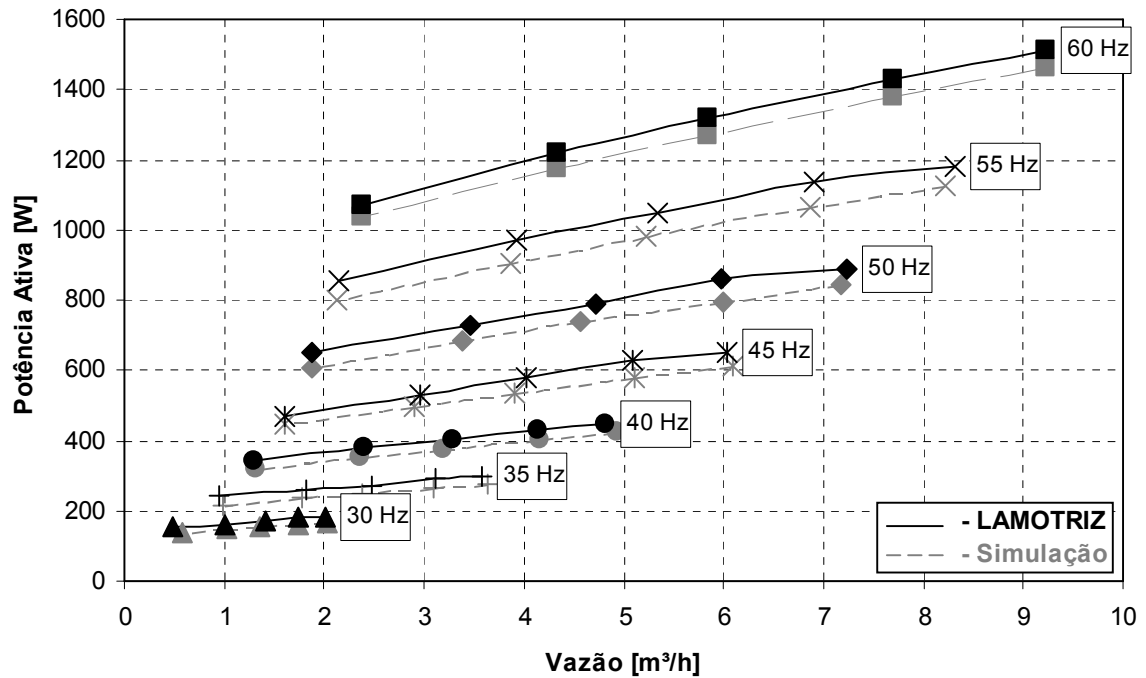


Figura 5.13: Curvas de potência ativa versus vazão para o modelo 1.

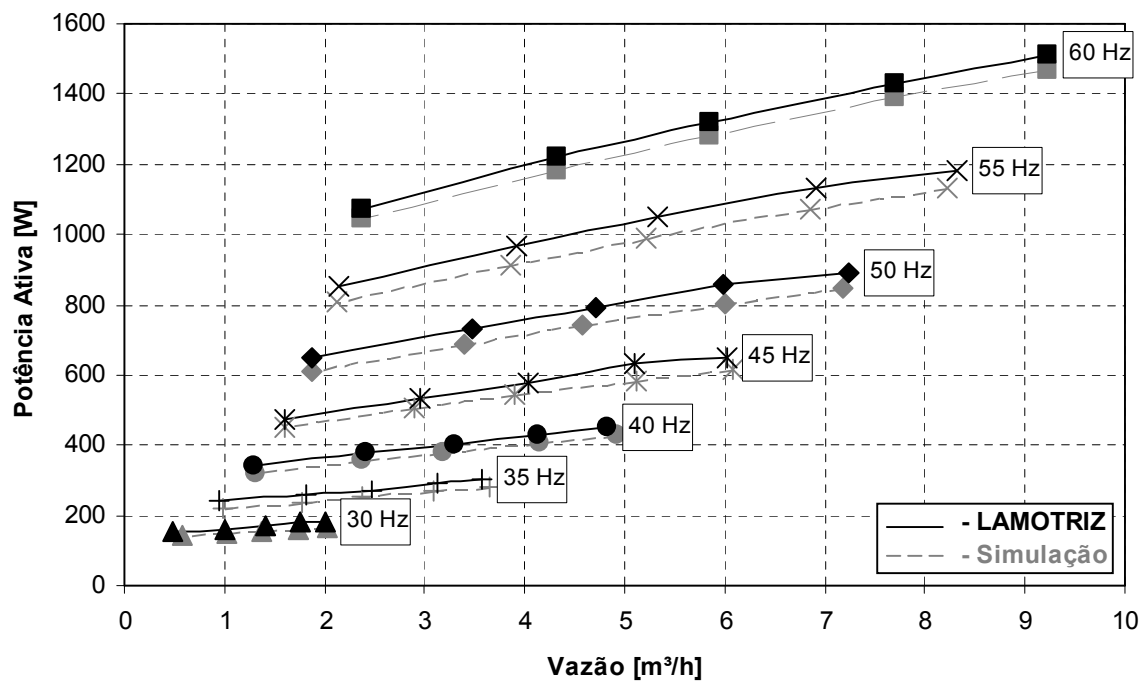


Figura 5.14: Curvas de potência ativa versus vazão para o modelo 2.

Comparando-se as Figuras 5.13 e 5.14 percebe-se que a consideração da forma não senoidal da tensão de alimentação acarreta um aumento visualmente imperceptível na potência ativa requerida pelo acionador, como pode ser comprovado pela análise da Tabela 5.3.

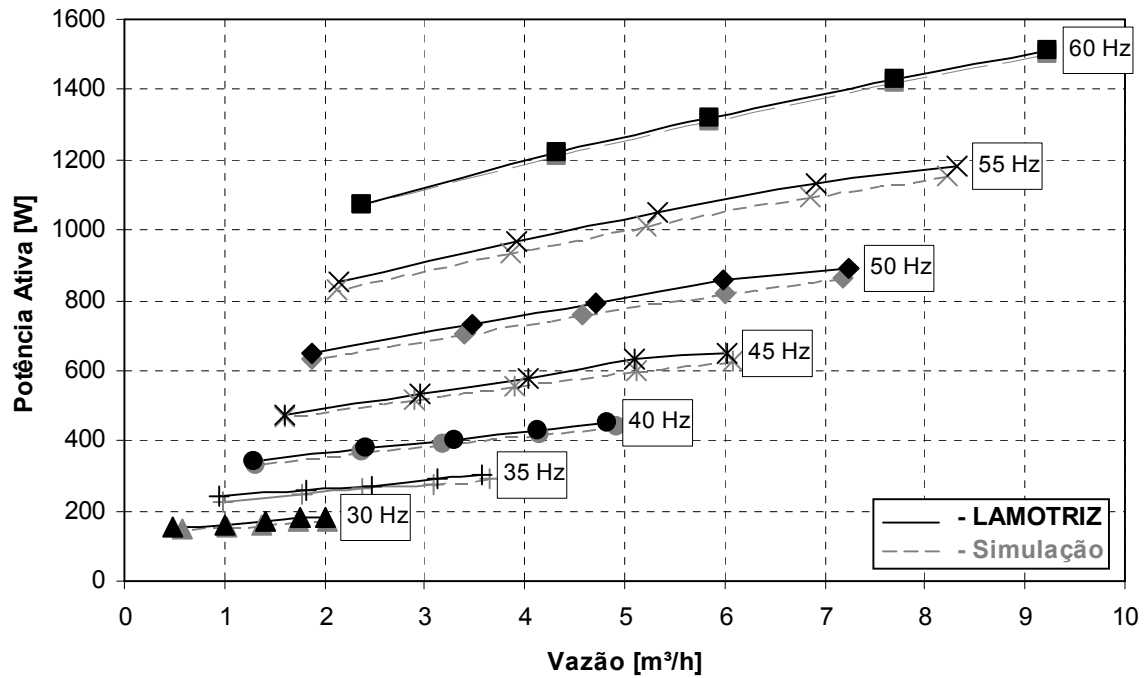


Figura 5.15: Curvas de potência ativa versus vazão para o modelo 3.

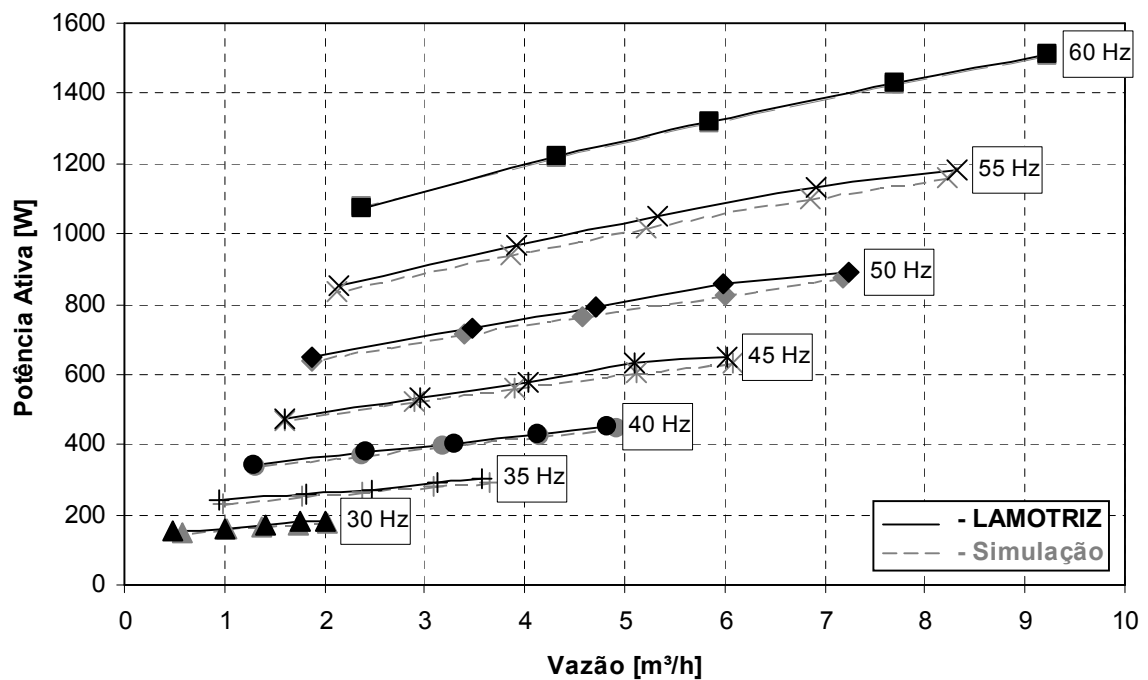


Figura 5.16: Curvas de potência ativa versus vazão para o modelo 4.

Mais uma vez, a consideração da forma não senoidal da tensão de alimentação acarreta um aumento visualmente imperceptível na potência ativa requerida pelo acionador. Entretanto, percebe-se que os modelos que consideram as perdas no ferro apresentam resultados notavelmente mais precisos.

Tabela 5.3: Resultados de Simulação da Parte Eletromecânica

fr	A _v	PA [W]					η_t				
[Hz]	[%]	1	2	3	4	Med.	1	2	3	4	Med.
60	90	1462	1470	1499	1508	1514	0.30	0.30	0.30	0.29	0,29
	80	1380	1389	1417	1426	1431	0.30	0.30	0.30	0.29	0,29
	70	1271	1279	1308	1316	1321	0.29	0.28	0.28	0.28	0,27
	60	1173	1181	1209	1217	1220	0.25	0.25	0.24	0.24	0,24
	50	1035	1043	1071	1078	1073	0.17	0.17	0.16	0.16	0,16
55	90	1124	1132	1154	1162	1180	0.30	0.30	0.29	0.29	0,29
	80	1063	1070	1093	1100	1135	0.30	0.30	0.29	0.29	0,29
	70	980	988	1010	1017	1048	0.28	0.28	0.27	0.27	0,27
	60	906	913	935	942	969	0.25	0.24	0.24	0.24	0,24
	50	802	809	831	838	854	0.16	0.16	0.16	0.16	0,16
50	90	842	848	866	872	890	0.30	0.30	0.29	0.29	0,29
	80	797	803	821	827	860	0.30	0.29	0.29	0.29	0,28
	70	737	743	761	767	790	0.27	0.27	0.27	0.26	0,27
	60	683	688	706	712	730	0.24	0.24	0.23	0.23	0,23
	50	607	613	630	636	650	0.16	0.16	0.15	0.15	0,15
45	90	610	615	629	634	650	0.30	0.29	0.29	0.29	0,28
	80	579	584	598	603	630	0.29	0.29	0.28	0.28	0,27
	70	537	542	556	561	580	0.26	0.26	0.26	0.25	0,26
	60	499	504	518	523	532	0.23	0.22	0.22	0.22	0,22
	50	447	451	465	470	471	0.15	0.15	0.14	0.14	0,14
40	90	423	428	439	443	449	0.29	0.29	0.28	0.28	0,28
	80	403	407	418	422	430	0.28	0.28	0.27	0.27	0,27
	70	376	380	391	395	400	0.25	0.25	0.24	0.24	0,25
	60	352	356	366	370	380	0.21	0.21	0.20	0.20	0,20
	50	317	321	332	336	340	0.14	0.13	0.13	0.13	0,13
35	90	277	281	289	292	300	0.27	0.27	0.26	0.26	0,26
	80	266	269	277	280	290	0.25	0.25	0.24	0.24	0,24
	70	250	253	261	265	270	0.22	0.22	0.21	0.21	0,22
	60	236	239	247	250	260	0.18	0.18	0.18	0.17	0,17
	50	216	219	227	230	240	0.12	0.11	0.11	0.11	0,10
30	90	164	167	173	176	180	0.21	0.21	0.20	0.20	0,20
	80	159	162	168	171	180	0.19	0.19	0.18	0.18	0,18
	70	153	155	161	164	170	0.16	0.16	0.15	0.15	0,15
	60	147	149	155	158	155	0.13	0.13	0.12	0.12	0,12
	50	138	141	147	149	155	0.08	0.08	0.07	0.07	0,06

5.2.3 Variação da Altura Geométrica da Instalação

Considerando a configuração atual da bancada de testes do LAMOTRIZ, ainda não é possível elevar a altura geométrica da instalação, o que poderia ser feito, por exemplo, por meio da pressurização do reservatório de recalque. Entretanto, utilizando o modelo que apresentou resultados mais condizentes com os valores medidos (modelo 4), segue-se com a simulação de uma instalação com altura geométrica mais elevada, no caso $H_g = 15$ m.

Por meio da equação (5.1), tem-se que a frequência mínima de saída do inversor para que haja bombeamento é, para esta instalação⁴, $f_{R-min} = 43,6$ Hz. Assim, serão feitas simulações para frequências maiores que 45 Hz.

As Figuras 5.17 e 5.18 mostram, respectivamente, as curvas de carga da bomba e da instalação quando da operação por meio dos dois métodos de variação de vazão em estudo.

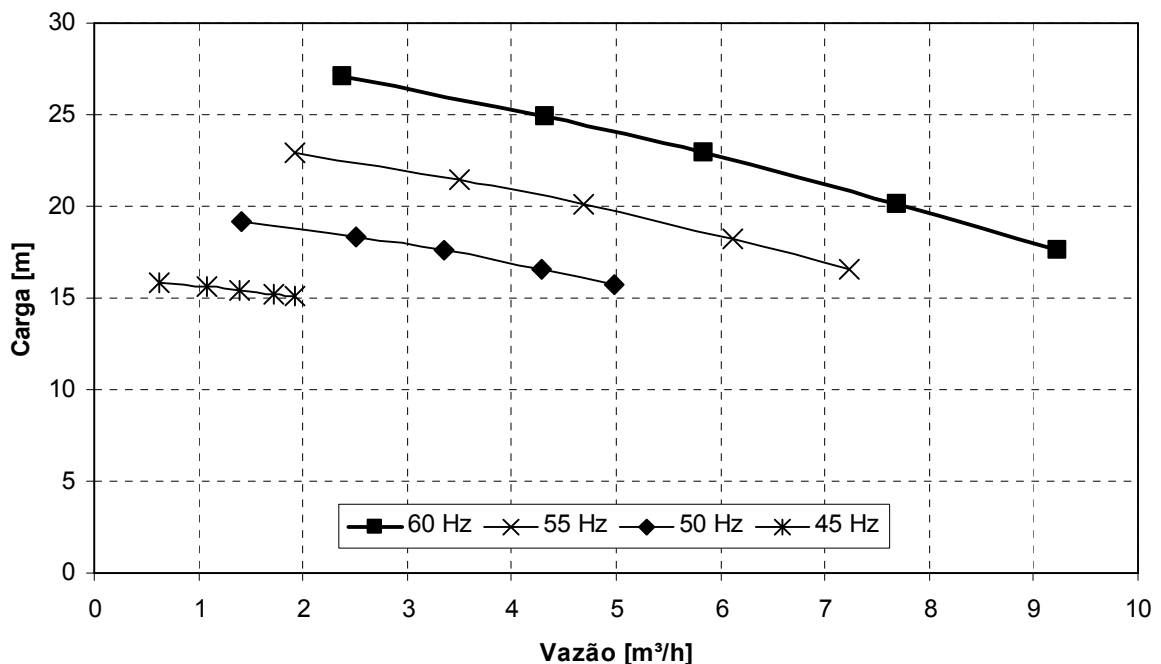


Figura 5.17: Curvas de carga da bomba para várias frequências ($H_g = 15$ m).

⁴ Considera-se o sistema como sendo idêntico ao existente no LAMOTRIZ, com exceção de considerar-se o reservatório de recalque submetido a uma pressão maior que a atmosférica, de forma que a altura geométrica seja elevada de 5,75 m para 15 m.

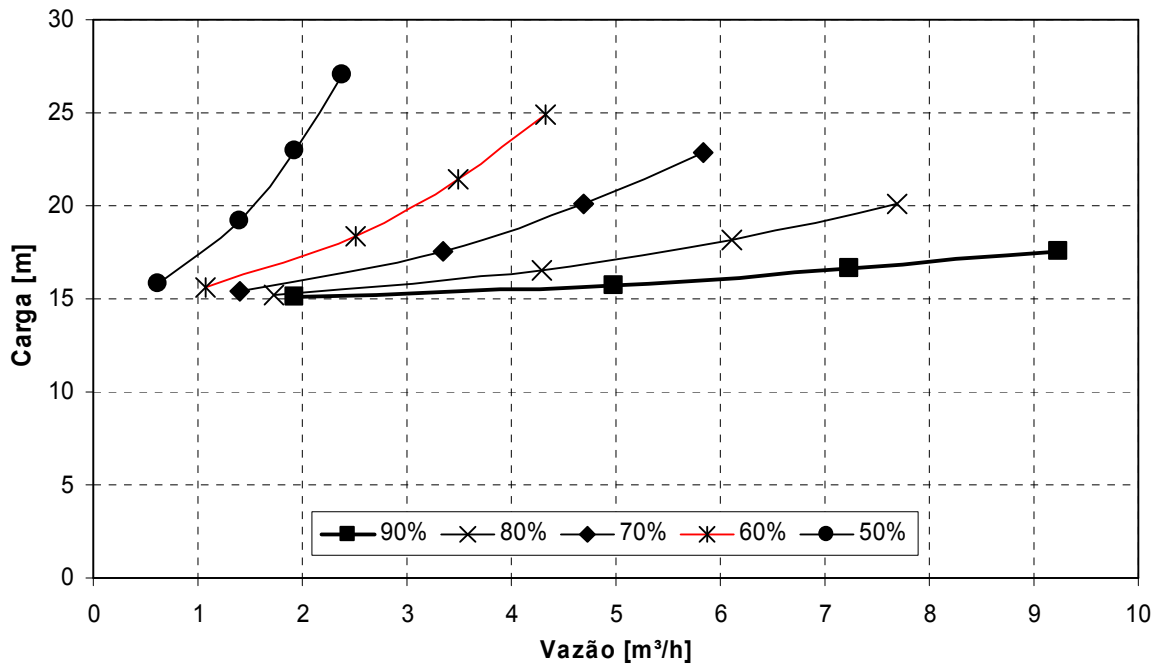


Figura 5.18: Curvas de carga da instalação em função da abertura da válvula ($H_g = 15\text{m}$).

Para esta instalação, são obtidas as curvas de potência ativa requerida mostradas na Figura 5.19.

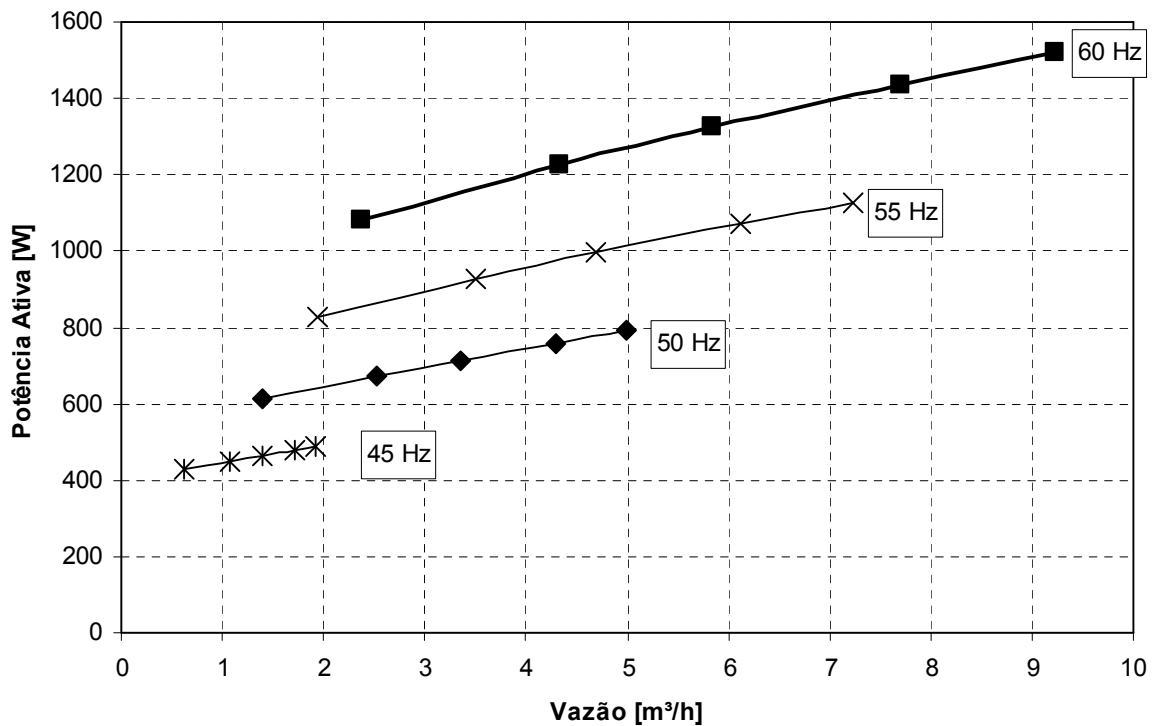


Figura 5.19: Curvas de potência ativa requerida para várias frequências ($H_g = 15\text{m}$).

A partir dos pontos que compõem as curvas da Figura 5.19 e fazendo uso da equação (5.10), são obtidas as Figuras 5.20 e 5.21, que, ao serem comparadas

às Figuras 5.9 e 5.10 vêm mostrar que podiam ser alcançadas maiores economias de potência ativa na instalação com $H_g = 5,75$ m (economia superior a 80%) do que na instalação com $H_g = 15$ m (economia inferior a 60%).

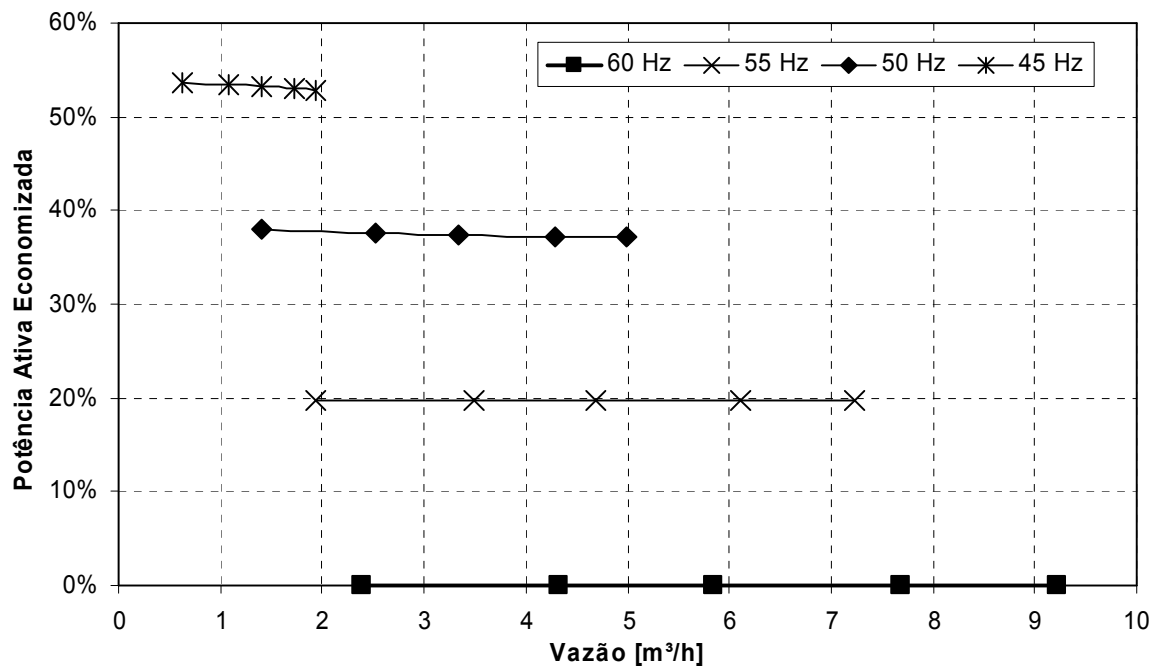


Figura 5.20: Potência ativa economizada para várias frequências ($H_g = 15\text{m}$).

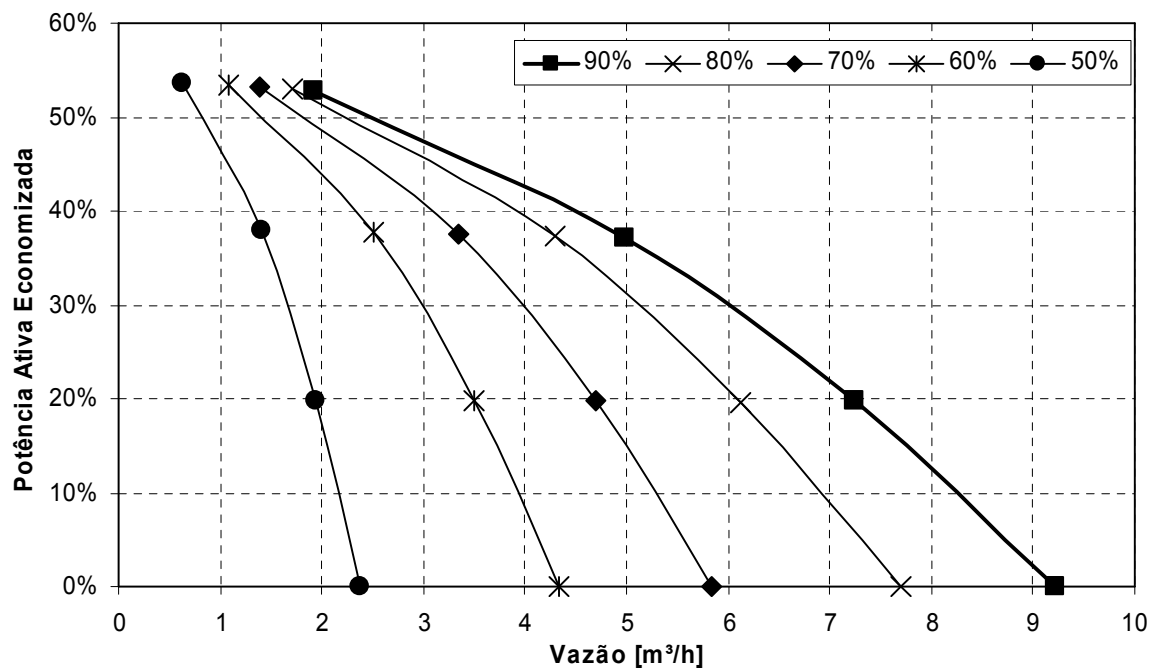


Figura 5.21: Potência ativa economizada em função da abertura da válvula ($H_g = 15\text{m}$).

Ainda, comparando-se as Figuras 5.22 e 5.23, pode-se perceber que a área em destaque para a instalação com $H_g = 5,75$ m é maior do que a com $H_g =$

15m. Com isso, pode-se dizer que quanto maior a área abrangida pelas curvas de potência ativa requerida pelo acionador, maior a economia de energia.

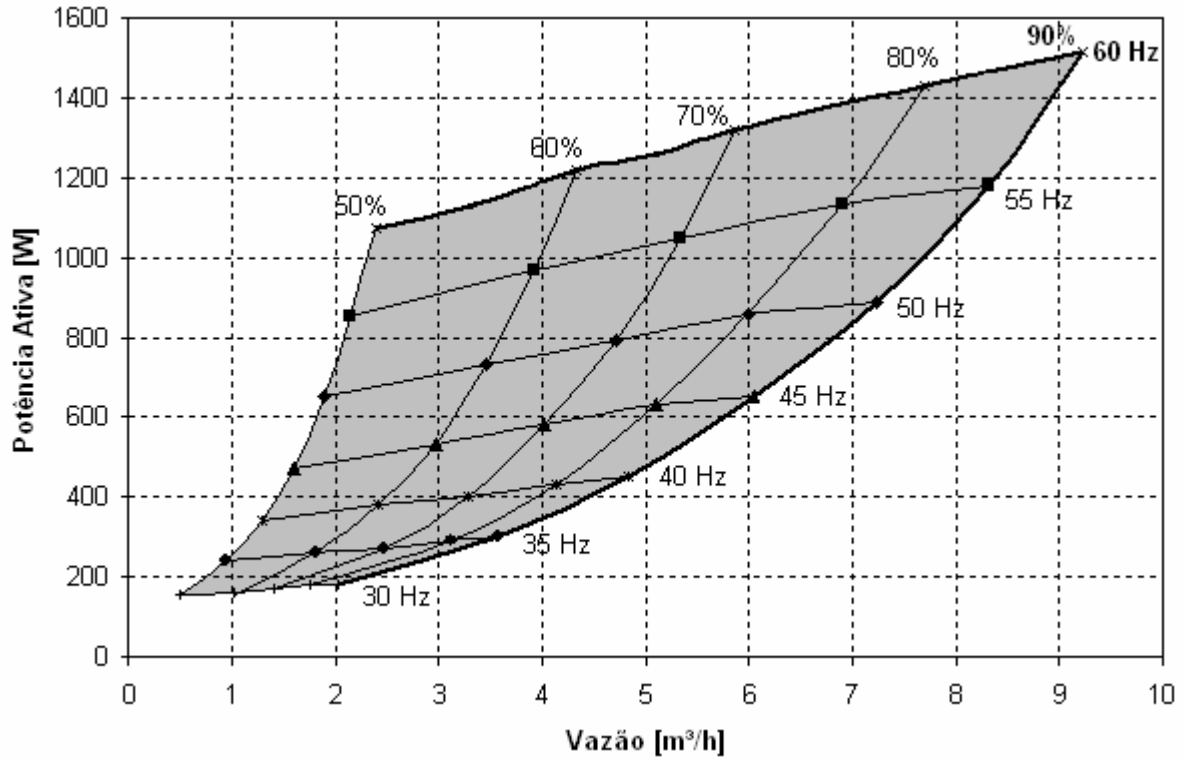


Figura 5.22: Área abrangida pelas curvas de potência ativa ($H_g = 5,75\text{m}$).

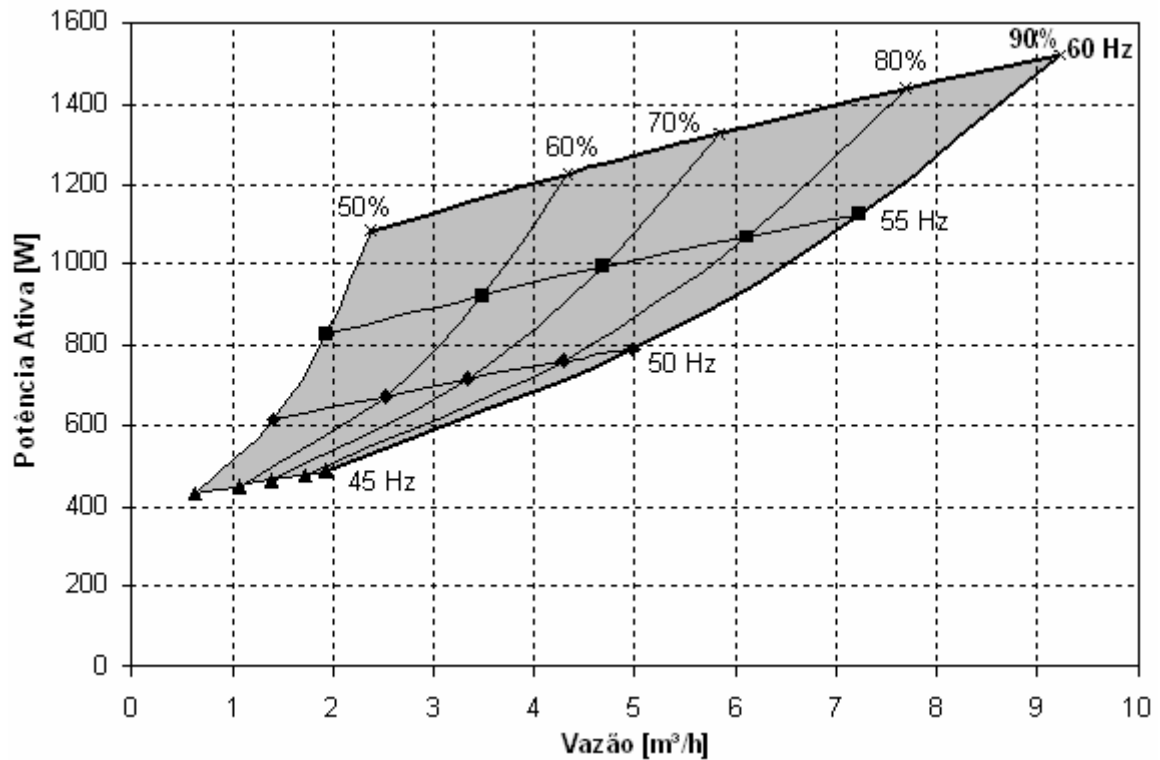


Figura 5.23: Área abrangida pelas curvas de potência ativa ($H_g = 15\text{m}$).

5.3 ESTUDO DE CASOS-TESTE

Apresentam-se agora dois casos-teste, por meio dos quais, visa-se tornar mais claro o exposto anteriormente. O primeiro dos casos é um caso real, enquanto que o segundo é baseado neste primeiro, entretanto adaptado às realidades da bancada de testes do LAMOTRIZ.

5.3.1 Caso 1

O sistema de abastecimento de água potável do Porto do Pecém opera da seguinte maneira:

- a água proveniente da CAGECE é armazenada em uma cisterna de 1.200 m^3 , mantida na faixa de 60-80% de sua capacidade;
- daí, o fluido é recalcado, a uma vazão de $83,35 \text{ m}^3/\text{h}$, para um reservatório de 300 m^3 , com altura geométrica de 25 m;
- deste último, o fluido segue, por gravidade, para todos os pontos de consumo do porto.

Por sua vez, a operação deste sistema é feita da seguinte maneira:

- quando o reservatório de recalque atinge 77% de sua capacidade, é dado sinal de partida do conjunto motor-bomba;
- sendo atingida 100% da capacidade do reservatório de recalque, cessa-se o bombeamento.

Um dado interessante a ser mencionado é que a partida do MIT (de 15 HP) é feita a partir de um conversor de frequência, utilizado simplesmente para gerar uma rampa de aceleração que vai de 0 a 60 Hz, com tempo de subida de 10 s.

Assim, será analisada a possibilidade de redução do consumo e da demanda de eletricidade do sistema de bombeamento caso seja reduzida a vazão do mesmo por meio do método de variação de velocidade.

Na Figura 5.24 são mostradas as curvas da bomba para a rotação nominal (obtida do catálogo do fabricante) e da instalação, as quais se cruzam no Ponto 1 ($Q_1=83,35 \text{ m}^3/\text{h}$; $H_1=32,5 \text{ m}$), que é o atual ponto de operação do sistema. Ainda, mantendo-se fixa a instalação e reduzindo-se a frequência de saída do conversor para 55 Hz e 52 Hz, tem-se que os pontos de operação passam a ser o

Ponto 2 ($Q_2=60 \text{ m}^3/\text{h}$; $H_2=29 \text{ m}$) e Ponto 3 ($Q_3=40 \text{ m}^3/\text{h}$; $H_3=26,5 \text{ m}$), respectivamente. Vale ressaltar que as curvas de carga da bomba para as frequências de 55 Hz e 52 Hz foram obtidas a partir dos métodos de simulação apresentados neste trabalho.

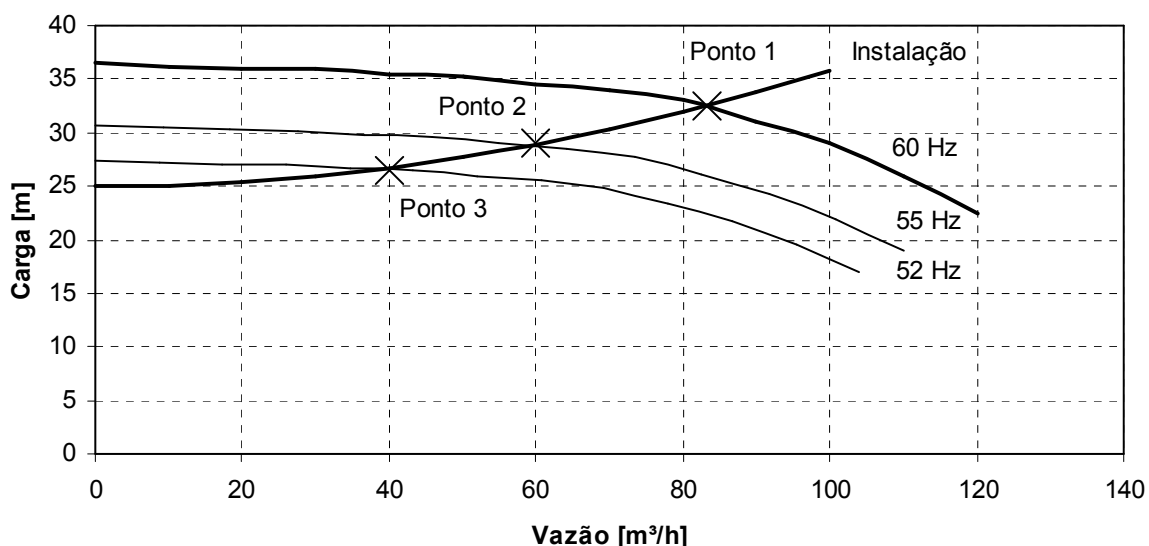


Figura 5.24: Curvas de carga para o caso-teste 1.

Segundo o princípio de operação do sistema de bombeamento do Porto do Pecém e considerando-se a vazão média de consumo do porto como sendo igual a $5 \text{ m}^3/\text{h}$ (a vazão é constante e igual a $3 \text{ m}^3/\text{h}$, exceto quando há a requisição de água pelos navios atracados ou rebocadores), cada vez que a bomba entra em funcionamento, transfere um volume igual a 24,55% da capacidade do reservatório de recalque, ou seja, algo em torno de $73,64 \text{ m}^3$. Assim, o tempo de funcionamento do conjunto motor-bomba será inversamente proporcional à vazão, ou seja, para as vazões dos pontos 1, 2 e 3 da Figura 5.24, este intervalo de tempo, em horas, é igual a 0,88, 1,26 e 1,98.

Terminado o bombeamento, tem-se que a bomba permanece um período de 13,84 horas parada. Considerando que o porto opera 24 horas por dia, sete dias por semana, esta bomba opera, para as vazões dos pontos 1, 2 e 3 da Figura 5.24 durante 43,19, 60 e 90 horas por mês.

Ainda, tem-se que as curvas de potência mecânica em função da vazão são mostradas na Figura 5.25, onde os pontos 1, 2 e 3 são dados pelos pares de valores ($Q_1=83,35 \text{ m}^3/\text{h}$; $P_{m1}=11,3 \text{ kW}$), ($Q_2=60 \text{ m}^3/\text{h}$; $P_{m2}=7,7 \text{ kW}$) e ($Q_3=40 \text{ m}^3/\text{h}$; $P_{m3}=5,5 \text{ kW}$), respectivamente. Vale ressaltar que, assim como nas curvas de carga,

as curvas de potência mecânica requerida pela bomba para as frequências de 55 Hz e 52 Hz também foram obtidas a partir dos métodos de simulação apresentados neste trabalho.

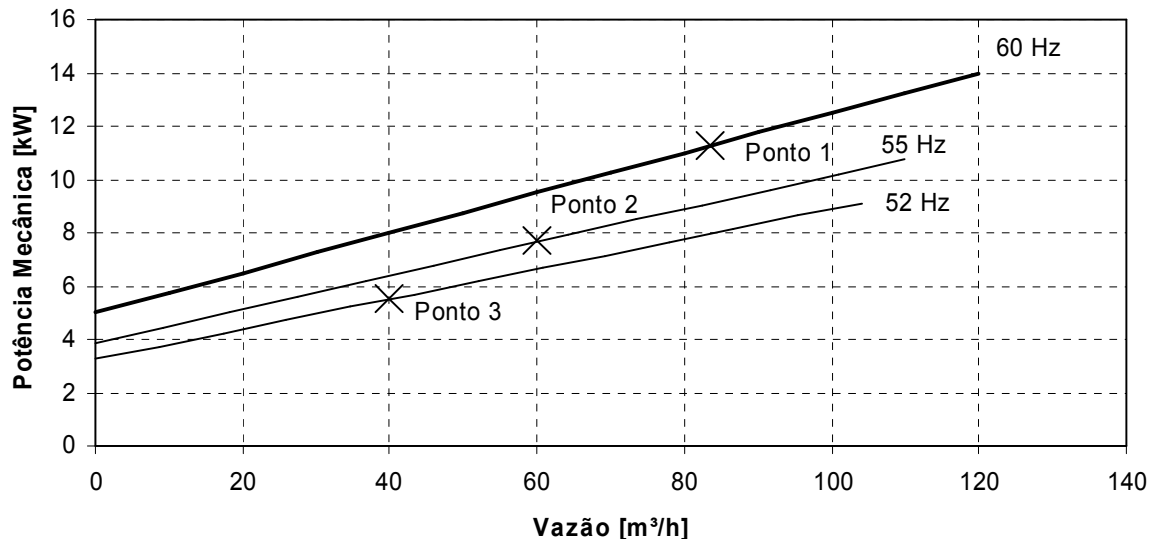


Figura 5.25: Curvas de potência mecânica requerida para o caso-teste 1.

Considerando o rendimento do motor igual a 87%⁵ (para os três pontos de operação), tem-se que as potências ativas requeridas pelo elemento acionador são dadas pelos pares de valores ($Q_1=83,35 \text{ m}^3/\text{h}$; $P_{a1}=13,0 \text{ kW}$), ($Q_2=60 \text{ m}^3/\text{h}$; $P_{a2}=8,85 \text{ kW}$) e ($Q_3=40 \text{ m}^3/\text{h}$; $P_{a3}=6,32 \text{ kW}$), respectivamente. Por sua vez, o consumo de energia elétrica mensal equivalente a estes três pontos é igual a 560,99, 531,03 e 568,97 kWh/mês.

Concluindo, verifica-se que a redução da vazão de bombeamento de Q_1 para Q_2 acarreta uma redução na demanda e no consumo de eletricidade de 32% e 5,34%, respectivamente. Por sua vez, para a redução de vazão de Q_1 para Q_3 , a demanda reduz 51%, enquanto o consumo de energia elétrica aumenta em 7,14%.

A Tabela 5.4 apresenta um resumo de todos os obtidos com o estudo do caso-teste 1.

⁵ Para essa pequena variação na frequência, menor do que 10 Hz, verificou-se de forma experimental que o rendimento do motor permanece praticamente inalterado.

Tabela 5.4: Caso-Teste 1

Q	To		Pm	PA	Ec		Redução	
	[m³/h]	[h]			[kWh]	[kWh/mês]	Demanda	Consumo
83,35	0,88	43,2	11,3	13,0	11,48	560,99	-	-
60	1,26	60	7,70	8,85	11,14	531,03	31,86%	5,34%
40	1,98	90	5,50	6,32	12,50	568,97	51,33%	-7,14%

5.3.2 Caso 2

Supondo-se que a água potável bombeada na bancada de testes do LAMOTRIZ siga para dois reservatórios de recalque de 2 m³ cada⁶, de onde, por gravidade, abasteça todos os pontos de consumo existentes no Departamento de Engenharia Elétrica da UFC. Ainda, a água é consumida a uma vazão praticamente constante de 2 m³/h, no período de 8:00 às 17:00 horas, vinte e dois dias por mês⁷.

Quanto à operação do sistema, quando o nível dos reservatórios de recalque chega à metade, é dado o sinal de partida direta da bomba, a qual bombeia o fluido a uma vazão $Q_1 = 7,694$ m³/h. A Figura 5.26, obtida a partir das Figuras 5.2 e 5.3, mostra o ponto de operação atual do sistema (ponto 1), o qual equivale ao ponto de cruzamento da curva da bomba para frequência nominal com a curva da instalação para 80% de abertura da válvula de estrangulamento.

Dado que a vazão de consumo é constante e igual a 2 m³/h e que a cada 2 m³ consumidos é dado sinal de partida da bomba, tem-se que a bomba inicia um novo processo de bombeamento uma hora depois de haver terminado de bombear. Ainda, tem-se que a vazão equivalente de bombeamento é igual a 5,694 m³/h, com isso, a bomba leva aproximadamente 21 minutos (0,35 horas) para bombear 2 m³ ao reservatório de recalque.

A partir destes dados, considerando as 198 horas úteis disponíveis no mês e o período de 1,35 horas de operação de liga-desliga da bomba, tem-se que a bomba funciona durante aproximadamente 51,5 horas/mês.

⁶ A capacidade de armazenamento do reservatório de recalque da bancada de testes é de 2 m³. Assim, dado ser necessário, neste exemplo, uma capacidade de armazenagem maior, essa capacidade é ampliada através da inserção de outros reservatórios em paralelo, de forma a facilitar a realização da simulação.

⁷ Essa vazão de consumo é calculada em base nas contas de água do Departamento de Engenharia Elétrica dos meses de Janeiro de 2006 à Outubro de 2006.

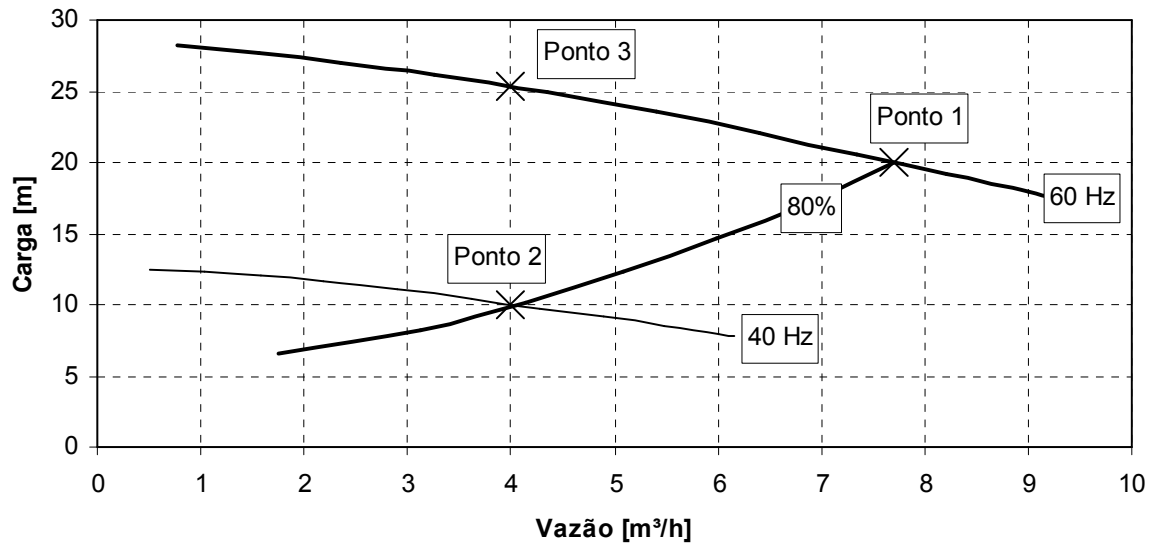


Figura 5.26: Curvas de carga para o caso-teste 2.

A partir da Figura 5.6 obtém-se a Figura 5.27, a qual mostra que, à vazão de operação Q_1 , o acionador demanda uma potência de 1,431 kW (Ponto 1). Assim, tem-se que a energia consumida será de aproximadamente 73,65 kWh/mês.

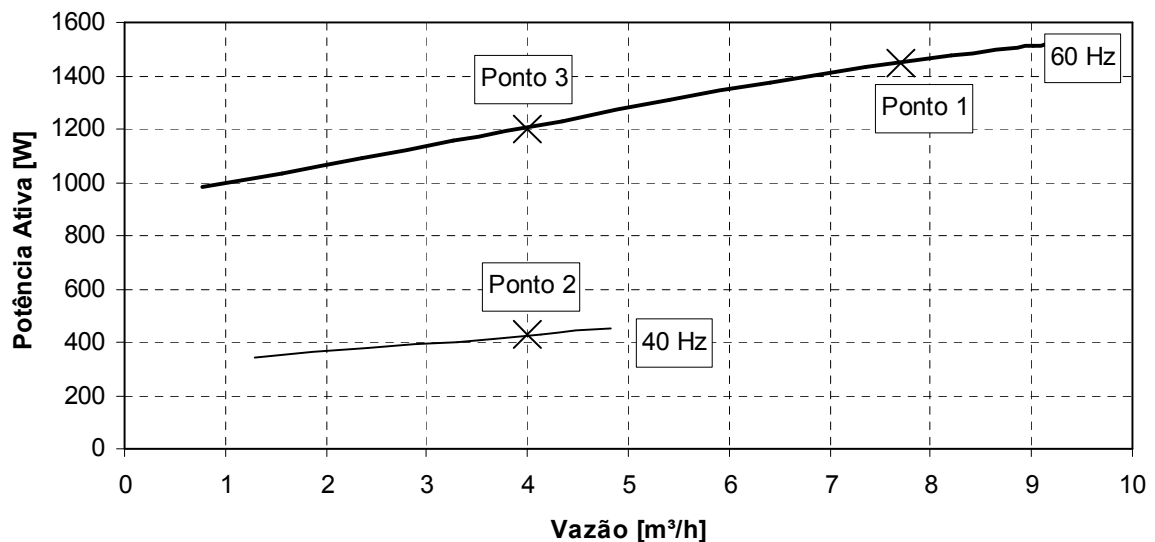


Figura 5.27: Curvas de potência mecânica requerida para o caso-teste 2.

Supondo agora que seja reduzida a vazão de bombeamento para $Q_3 = 4 \text{ m}^3/\text{h}$ pelo método de estrangulamento de válvula (ponto 3 da Figura 5.26). Com isso, a vazão equivalente de bombeamento é igual a $2 \text{ m}^3/\text{h}$, de forma que, para bombear o mesmo volume de 2 m^3 ao reservatório de recalque, a bomba permanece ligada durante 1 hora. Com isso, considerando as 198 horas úteis disponíveis no mês e o

período de 2 horas de operação de liga-desliga da bomba, tem-se que a bomba funciona durante 99 horas por mês.

A partir da Figura 5.27, tem-se que a demanda de potência do acionador para a operação da bomba à vazão Q_3 é igual a 1,2 kW (ponto 3). Assim, tem-se que a energia consumida é de aproximadamente 118,8 kWh/mês.

Supondo agora que seja reduzida a vazão de bombeamento para $Q_2 = 4 \text{ m}^3/\text{h}$ pelo método de variação de velocidade do conjunto motor-bomba. Como mostrado na Figura 5.26, a frequência de saída do conversor é de aproximadamente 40 Hz. Tal qual a análise anterior, a bomba operará 99 horas durante o mês, entretanto, como mostrado na Figura 5.27, a demanda de potência do acionador para a operação da bomba à vazão Q_2 é igual a 400 W (Ponto 3). Assim, a energia consumida será de aproximadamente 39,6 kWh/mês.

A Tabela 5.5 apresenta um resumo de todos os obtidos com o estudo do caso-teste 2.

Tabela 5.5: Caso-Teste 2

Q [m ³ /h]	To		PA [W]	Ec		Redução	
	[h]	[h/mês]		[kWh]	[kWh/mês]	Demanda	Consumo
7,694	0,35	1.35	1,4	0,50	73,65	-	-
4	1	2	1,2	1,2	118,8	16,14%	-61,30%
4	1	2	0,4	0,4	39,6	72,05%	46,23%

Comparando-se a energia consumida pelo conjunto motor-bomba quando da operação do sistema nos pontos 2 e 3 da Figura 5.27, tem-se que a economia obtida pelo uso de método de variação de velocidade é de aproximadamente 67%, sendo que esta redução está condizente com os resultados apresentados na Figura 5.9, onde para uma frequência de 40 Hz tem-se uma redução de aproximadamente 65%.

Comparando-se agora a energia consumida pelo conjunto motor-bomba quando da operação do sistema nos pontos 1 e 3 da Figura 5.27, tem-se que a economia de energia obtida é de aproximadamente 46%.

Assim, tem-se que, para o caso em estudo, a redução da vazão de bombeamento pelo método de variação de velocidade leva a uma redução de 72% na demanda e 46% no consumo de eletricidade.

CAPÍTULO VI

CONCLUSÕES E SUGESTÕES

6.1 CONCLUSÕES

A partir dos experimentos realizados, o presente trabalho confirma que a opção pelo método de redução de vazão por meio da variação de velocidade do conjunto MIT-bomba – alcançada por meio do uso do conversor de frequência trifásico – em detrimento do que usa válvula de estrangulamento acarreta uma significativa redução da potência ativa requerida pelo elemento acionador da bomba centrífuga.

Entretanto, essa redução está intimamente ligada à curva de carga da instalação de bombeamento, ou seja, uma maior economia será alcançada em instalações com reduzidas perdas de carga e altura geométrica, dado este tipo de instalação requerer uma menor frequência do conversor para que a vazão desejada seja alcançada. Assim:

- chama-se atenção para que esses dados sejam levados em consideração quando da elaboração de projetos de atratividade financeira da aquisição de conversores de frequência para uso no controle de vazão de sistemas de bombeamento;
- e propõe-se aos projetistas de instalações de bombeamento que, ao projetarem um sistema que vá operar com controle de vazão por meio de variação de velocidade, adotem dutos com diâmetros maiores do que os calculados pelas fórmulas de Bresse e Forchheimer, dado que nestas, não é considerada a economia advinda da utilização deste método de controle de vazão.

Para que estes resultados possam ser utilizados, acredita-se que um modelo computacional que seja simples de ser implementado e capaz de determinar a potência ativa requerida pelo elemento acionador de forma precisa, seria a

ferramenta ideal. Dos modelos aqui analisados, tem-se que o modelo 3 mostra atender a estes requisitos.

Como todos os modelos diferem somente na parte eletromecânica, conclui-se que, para que esta apresente os resultados satisfatórios:

- é essencial levar em consideração as perdas do ferro do motor;
- é suficiente a consideração da alimentação como sendo puramente senoidal;
- não é necessário se considerarem as perdas no conversor.

Dessa forma, dada a simplicidade do modelo, este pode ser implementado em planilhas eletrônicas como o Excel, não sendo necessária a utilização de ferramentas de cálculo mais poderosas. Assim, acredita-se que sua utilização seria mais facilitada, tanto para projetistas de sistemas de bombeamento quanto para profissionais de conservação de energia.

Ainda, verificou-se que, para a mesma vazão, os rendimentos da bomba e do sistema como um todo são maiores para o caso de operação a partir do método de redução de vazão pela variação da velocidade do conjunto motor-bomba.

Finalmente, o trabalho mostrou que a aparelhagem do LAMOTRIZ é capaz de determinar as curvas de carga de bombas e de determinar as relações V/f de conversores de frequência.

6.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A partir da estrutura atual do LAMOTRIZ, sugere-se:

- estudar o impacto do baixo fator de potência dos conversores atualmente disponíveis no mercado nas instalações industriais;
- estudar a influência de distúrbios na rede (afundamentos de tensão, harmônicas, picos de tensão) na operação do sistema de bombeamento;
- implementar controladores de vazão no CLP.

A partir de acréscimos à estrutura do LAMOTRIZ, sugere-se:

- realizar estudos semelhantes com bombas de outras marcas e, portanto, com curvas características distintas;
- realizar medidas mais precisas de conjugado e potência mecânica a partir da aquisição de um torquímetro;
- desenvolver métodos de se variar a altura geométrica, por exemplo, pela pressurização do reservatório de recalque;
- fazer estudos de cavitação, golpe de aríete e associação de bombas em série e paralelo.

No que se refere à modelagem computacional, sugere-se o desenvolvimento do modelo do sistema de bombeamento no domínio do tempo.

Finalmente, a partir do modelo computacional proposto, pode-se desenvolver um aplicativo com diversas opções de bombas, motores e conversores de forma a facilitar o projeto do sistema de bombeamento, além de facilitar no cálculo da atratividade financeira da utilização de acionamento com variação de velocidade. Para tal, seria necessário o ensaio de motores e conversores, ou o contato com fabricantes para a obtenção dos dados do circuito equivalente do motor e das relações V/f do conversor. Ainda, seria necessária a digitalização das curvas características para rotação nominal de diversas bombas ou tentar obtê-las com seus respectivos fabricantes.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] MINISTÉRIO DAS MINAS E ENERGIA. Balanço Energético Nacional 2005. Brasília, 2005.
- [2] GOLDEMBERG, José; VILLANUEVA, Luz Dondero. Energia, Meio Ambiente e Desenvolvimento. EDUSP, São Paulo, 1998.
- [3] CENTRAIS ELÉTRICAS BRASILEIRAS, FUPAI/EFFICIENTIA. Eficiência Energética em Sistemas de Bombeamento. Eletrobrás, Rio de Janeiro, 2005.
- [4] PROGRAMA NACIONAL DE CONSERVAÇÃO DE ENERGIA ELÉTRICA – PROCEL. Disponível em: <<http://www.eletrobras.gov.br/procel>>. Acesso em: 26 de Maio de 2006.
- [5] SAVOLAINEN, Akseli. Hacia un futuro mejor. Revista ABB, p. 34-38, abr. 2004.
- [6] MINISTÉRIO DAS MINAS E ENERGIA. Balanço de Energia Útil 2005. Brasília, 2005.
- [7] EFEI, Conservação de energia: eficiência energética de instalações e equipamentos. Editora da EFEI, Itajubá (MG), 2001.
- [8] NEMA. Application Guide for AC Adjustable Speed Drive Systems. Rosslyn, VA, 2001.
- [9] ALMEIDA, Aníbal T.; BLAISE, Jean; CLAIR, Emmanuel; DIOP, Alioune; DOMINIONI, Alfonso Caccia; FALKNER, Hugh; FERREIRA, Fernando; FONSECA, Paula; GUISSSE, Florence; MALMOSE, Klaus; PILLO, Mario Di; PREVI, Alfredo; REICHERT, Juergen; RUSSO, Salvatore; TÖNSING, Ekkehard. Improving the penetration of energy-efficient motors and drives. Report prepared for the European Commission, SAVE II. Coimbra, ISR-University of Coimbra, Portugal, 2000.
- [10] WEG, Indústrias S.A. Motores Elétricos: Linhas de Produtos, Características, Especificações, Instalações e Manutenções. Disponível em: <<http://www.weg.com.br>>. Acesso em: 18 de Maio 2005.
- [11] AMÉRICO, Márcio. Programa de Eficientização Industrial: Módulo Acionamento Eletrônico. ELETROBRÁS, Rio de Janeiro (RJ), 2003.
- [12] ALMEIDA, Aníbal T. de; BOTH, Dick; CHRETIEN, Bruno; FALKNER, Hugh; FERREIRA, Fernando J.T.E.; FONSECA, Paula; NIELSEN, Sandie B.; REICHERT, Juergen C.C.; WEST, Mogens. VSDs for electric motor systems. Report prepared for the European Commission, SAVE II. Coimbra, ISR-University of Coimbra, Portugal, 2001.
- [13] BOGLIETTI, A.; CAVAGNINO, A.; LAZZARI, M.; PASTORELLI, M. Electrical Drives to Increase the Fluid Processing Efficiency. Industry Applications Conference, 2001. Thirty-Sixth IAS Annual Meeting. Conference Record of the 2001 IEEE. Volume 2, Page(s):1147 – 1154, 30 Sept.-4 Oct. 2001.
- [14] CARLSON, Ron. The Correct Method of Calculating Energy Savings to Justify Adjustable-Frequency Drives on Pumps. IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 36, nº 6, p. 1725-1733, nov./dec. 2000.

- [15] DUTRA, João B. de A. A eficiência energética em sistemas de bombeamento de água. *Eletricidade Moderna*, ano XXXIII, n. 377, p. 82-97, agosto, 2005.
- [16] GIBSON, I.H.; IRVINE, G. The Use of Variable Frequency Drives as a Final Control Element in the Petroleum Industry. *Industry Applications Conference*, 2000. *Conference Record of the 2000 IEEE*, Volume 4, Page(s):2749 – 2758, 8-12 Oct. 2000.
- [17] _____. VF drives as final control elements in the petroleum industry. *IEEE Industry Applications Magazine*, Volume 8, Issue 4, Page(s):51 – 60, July-Aug. 2002.
- [18] ROOKS, James A.; WALLACE, Alan K. Energy Efficiency of VSDs. *IEEE Industry Applications Magazine*, p. 57-61, mai / jun. 2004.
- [19] ALFREDSSON, Kjell; BOKANDER, Nils. Constant or variable speed operation? *World Pumps*, v. 436, p. 29-31, jan. 2003.
- [20] ALVES, Aylton J.; OLIVEIRA, Luiz F. C. de; OLIVEIRA, Antônio M. de. Verificação das relações de Râteaux pelo emprego de um inversor de frequência. *Revista Brasileira de Engenharia Agrícola e Ambiental*, vol. 6, nº 3, p. 523-525, 2002.
- [21] FENWICK, K.; MINETT, S. The Power of Variable Speed Pump Benefits.
- [22] NESBITT, B. Variable Speed Pumps – are they Worth the Money?
- [23] PEMBERTON, M. Variable Speed Pumping: Myths and Legends.
- [24] RENNIE, Ian. Reducing small pumps energy bills. *World Pumps*, p. 37-40, jul. 1997.
- [25] RISHEL, James B. How to calculate motor efficiency for variable-speed centrifugal pumps. *Engineered Systems*, p. 68-74, aug. 2003.
- [26] ANDRADE, Leandro; CARVALHO, Jacinto de A. Análise da equação de Swamee-Jain para cálculo do fator de atrito. *Revista Brasileira de Engenharia Agrícola e Ambiental*, vol. 5, nº 3, p. 554-557, 2001.
- [27] JARUWANCHAI, P.; KINNARES, V.; POTHIVEJKUL, S.; SUKSAWAT, D. Effect of Motor Parameter Changes on Harmonic Power Loss in PWM-Fed Induction Machines. *IEEE 1999 International Conference on Power Electronics and Drive Systems, PEDS'99*, Hong Kong, July 1999.
- [28] ABNT – NBR 5383 – Novembro/1982. Máquinas Elétricas Girantes – Máquina de Indução – Determinação de Características – Métodos de Ensaios.
- [29] SOUTO, Olívio Carlos Nascimento. Modelagem e Análise do Desempenho Térmico de Motores de Indução Sob Condições não Ideais de Alimentação. Tese apresentada à Universidade Federal de Uberlândia como parte dos requisitos exigidos para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Elétrica. Uberlândia, 2001.
- [30] MARTINS NETO, Luciano; SILVA, Rui Vagner Rodrigues da; GONTIJO, André Luiz. Comportamento do motor de indução trifásico alimentado por inversor de frequência incluindo os efeitos da saturação magnética. *Eletrônica de Potência*, vol. 10, nº 2, Novembro de 2005.

- [31] AGUIAR, Francisco José Ponte. Influência da Não-conformidade Senoidal da Tensão de Alimentação nas Perdas de Magnetização em Transformadores de Potência. Dissertação apresentada à Universidade Federal do Ceará como parte dos requisitos exigidos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica. Fortaleza, 2005.
- [32] BATISTELA, N.J.; CARLSON, R.; LEITE, J.V.; SADOWSKI, N. Caracterização Magnética de Lâminas de Aço Silício e Avaliação das Perdas no Ferro sob Vários Regimes de Indução. Revista Controle & Automação, Volume 13, Número 2, Maio/Junho/Julho/Agosto de 2002.
- [33] BERTOTTI, G.; BOGLIETTI, A.; CHIAMPI, M.; CHIARABAGLIO, D.; FIORILLO, F.; LAZZARI, M.; An Improved Estimation of Iron Losses in Rotating Electrical Machines. IEEE Transactions on Magnetics, Volume 27, Issue 6, Part 2, Page(s):5007 – 5009, Nov 1991.
- [34] BOGLIETTI, A.; CAVAGNINO, A.; LAZZARI, M.; PASTORELLI, M.; Two Simplified Methods for the Iron Losses Prediction in Soft Magnetic Materials Supplied by PWM Inverter. Electric Machines and Drives Conference, 2001. IEMDC 2001. Page(s):391 – 395. IEEE International 2001.
- [35] _____. Predicting Iron Losses in Soft Magnetic Materials with Arbitrary Voltage Supply: an Engineering Approach. IEEE Transactions on Magnetics, Volume 39, Issue 2, Part 2, Page(s):981 – 989, March 2003.
- [36] BOGLIETTI, A.; FERRARIS, P.; LAZZARI, M. Induction Motor Iron Losses Measurement with a Static Converter Supply Using a Slotless Rotor Test Bench.
- [37] BOGLIETTI, A.; FERRARIS, P.; LAZZARI, M.; PASTORELLI, M. Change of the Iron Losses with the Switching Supply Frequency in Soft Magnetic Materials Supplied by PWM Inverter. IEEE Transactions on Magnetics, Volume 31, Issue 6, Part 2, Page(s):4250 – 4252, Nov. 1995.
- [38] _____. Influence of the Inverter Characteristics on the Iron Losses in PWM Inverter Fed Induction Motors. Industry Applications Conference, 1995. Thirtieth IAS Annual Meeting, IAS '95, Conference Record of the 1995 IEEE, Volume 1, Page(s):637 – 641, 8-12 Oct. 1995.
- [39] _____. Influence of Modulation Techniques on Iron Losses with Single Phase DC/AC Converters. IEEE Transactions on Magnetics, Volume 32, NO. 5, Page(s):4884 – 4886, September 1996.
- [40] BOGLIETTI, A.; FERRARIS, P.; LAZZARI, M.; PROFUMO, F. Iron Losses in Magnetic Materials with Six-Step and PWM Inverter Supply. Volume 27, Issue 6, Part 2, Page(s):5334 – 5336, Nov 1991.
- [41] _____. Effects of different modulation index on the iron losses in soft magnetic materials supplied by PWM inverter. IEEE Transactions on Magnetics, Volume 29, Issue 6, Part 2, Page(s):3234 – 3236, Nov 1993.
- [42] LIPO, T.A.; UDAYAGIRI, M.R. Simulation of Inverter Fed Induction Motors Including Core Losses.
- [43] ROSHEN, Waseem. Ferrite Core Loss for Power Magnetic Components Design. IEEE Transactions on Magnetics, Volume 27, Issue 6, Part 2, Page(s):4407 – 4415, Nov 1991.

- [44] _____. A Practical, Accurate and Very General Core Loss Model for Non-Sinusoidal Waveforms. Applied Power Electronics Conference and Exposition, 2005. APEC 2005. Twentieth Annual IEEE, Volume 2, Page(s):1308 – 1314, 6-10 March 2005.
- [45] BRADIEY, K.J.; FERRAH, A.; GLARE, J.C.; KINNARES, V.; MAGILL, R.; SEWELL, P.; WHEELER, P. Additional loss due to operation of machines from inverters. IEE Half Day Colloquium on Testing of Electrical Machines (Ref. No. 1999/161), Page(s):5/1 – 5/8, 24 June 1999.
- [46] DOUANGSYLA, S.; INDARACK, P.; JOOCHIM, C.; KANDO, M.; KINNARES, V.; KUNAKORN, A. A Harmonic Loss Calculation of PWM-Fed Induction Motors Using Loss Factor Characteristics. TENCON 2004. 2004 IEEE Region 10 Conference, Volume C, Page(s):236 – 239, Vol. 3, 21-24 Nov. 2004.
- [47] KINNARES, V.; POTHIVEJKUL, S.; SAWETSAKULANOND, B. Modified Harmonic Loss Model in PWM Fed Induction Machines. The 1998 IEEE Asia-Pacific Conference on Circuits and Systems. IEEE APCCAS 1998, Page(s):535 – 538, 24-27 Nov. 1998.
- [48] KHOMFOI, S.; KINNARES, V.; VIRIYA, P. Investigation into Core Losses due to Harmonic Voltages in PWM Fed Induction Motors. Proceedings of the IEEE 1999 International Conference on Power Electronics and Drive Systems, 1999. PEDS '99, Volume 1, Page(s):104 – 109, 27-29 July 1999.
- [49] _____. Influence of PWM Characteristics on the Core Losses due to Harmonic Voltages in PWM Fed Induction Motors. IEEE Power Engineering Society Winter Meeting, 2000, Volume 1, Page(s):365 – 369, 23-27 Jan. 2000.
- [50] BARBI, Ivo; DENIZAR, Cruz Martins. Eletrônica de Potência: Introdução ao estudo dos conversores CC-CA. Edição dos Autores. Florianópolis, 2005.
- [51] RASHID, Muhammad H. Eletrônica de Potência – Circuitos, Dispositivos e Aplicações. MAKRON Books do Brasil Editora Ltda. São Paulo, 1999.
- [52] STEIDORFF, Asley Stecca. Método Alternativo de Controle Vetorial Usando Processador Digital de Sinais. Dissertação apresentada ao curso de Mestrado em Engenharia Elétrica e de Computação da Escola de Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Goiás como parte dos requisitos exigidos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica. Goiânia, 2003.
- [53] TELEMECANIQUE. Inversores de frequência para motores assíncronos – Altivar 31. Disponível em: < <http://ecatalog.schneider-electric.com> >. Acesso em: 2 de Junho 2006.
- [54] SILVA, Leonardo de A. Avaliação de uma Nova Proposta de Controle V/f em Malha Aberta. Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação da Universidade Estadual de Campinas como parte dos requisitos exigidos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica. Campinas, 2000.
- [55] MAGALHÃES, C.A.C.; MORENO, J.; SILVA, A.J.L. Programa Computacional para o Dimensionamento Econômico de Sistemas de Adução de Água por Recalque.
- [56] SOUZA NETO, Francisco Carlos de. Programa de Eficientização Industrial: Módulo Bombas. ELETROBRÁS, Rio de Janeiro (RJ), 2003.

- [57] MACINTYRE, Archibald Joseph. Bombas e Instalações de Bombeamento. Editora Guanabara, Rio de Janeiro (RJ), 1987.
- [58] INAPI, Catálogo Técnico.
- [59] WEG, Indústrias S.A. Folha de Dados - Motor trifásico de indução - Rotor de gaiola. Disponível em: <<http://www.weg.com.br>>. Acesso em: 28 de Julho de 2005.
- [60] SIEMENS AG – SIMATIC S7-200 Programmable Controller System Manual. Edition 6 / 2004.
- [61] SCHMIDLIN Jr., Celso Rogério; MOREIRA, Adson Bezerra; CAVALCANTE NETO, Tomaz Nunes; PITOMBEIRA, Ernesto da Silva; PONTES, Ricardo Silva Thé. EFICIÊNCIA ENERGÉTICA EM SISTEMAS DE BOMBEAMENTO. Artigo apresentado no VII INDUSCON, Recife-Pe, 2006.

APÊNDICES

APÊNDICE A – Modelo no Regime da Frequência para Alimentação Senoidal sem as Perdas no Ferro.

APÊNDICE B – Modelo no Regime da Frequência para Alimentação Não-Senoidal sem as Perdas no Ferro.

APÊNDICE C – Modelo no Regime da Frequência para Alimentação Senoidal com as Perdas no Ferro.

APÊNDICE D – Modelo no Regime da Frequência para Alimentação Não-Senoidal com as Perdas no Ferro.

- APÊNDICE A -

MODELO NO REGIME DA FREQUÊNCIA PARA ALIMENTAÇÃO SENOIDAL SEM AS PERDAS NO FERRO

Variáveis

Vazão no ponto de operação: $Q_{op} := \frac{2.38175}{3600} \text{ [m}^3/\text{s]}$ Frequência do Inversor: $f_r := 30 \text{ [Hz]}$

Massa Específica do Fluido: $\rho := 1000 \text{ [kg/m}^3]$ Altura geométrica: $HG := 5.75 \text{ [m]}$

Modelo do MIT para Alimentação Senoidal

a) Parâmetros do Motor

Pares de polos: $p := 1$ Tensão Nominal (Linha-Neutro): $U_{nom} := 220 \text{ [V]}$

Frequência nominal: $f_{nom} := 60 \text{ [Hz]}$ Perdas Rotacionais: $P_{rot_nom} := 38 \text{ [W]}$

Resistências e reatâncias de dispersão do estator e do rotor :

$$R_s := 4.65 \text{ [}\Omega\text{]} \quad X_s := 5.75 \text{ [}\Omega\text{]} \quad R_r := 4.93 \text{ [}\Omega\text{]} \quad X_r := 6.96 \text{ [}\Omega\text{]}$$

Reatância de magnetização: $X_m := 230.35 \text{ [}\Omega\text{]}$

b) Equacionamento

Tensão: $U(f) := \frac{0.061 \cdot f^2 + 2.4659 \cdot f + 19.727}{\sqrt{3}}$

Impedância do Estator: $Z_s(f) := R_s + \frac{f}{f_{nom}} \cdot X_s \cdot i$

Impedância do Rotor: $Z_r(f, \text{slip}) := \frac{R_r}{\text{slip}} + \frac{f}{f_{nom}} \cdot X_r \cdot i$

Impedância de Magnetização: $Z_m(f) := \frac{f}{f_{nom}} \cdot X_m \cdot i$

Impedância Equivalente: $Z_{eq}(f, \text{slip}) := Z_s(f) + \frac{Z_r(f, \text{slip}) \cdot Z_m(f)}{Z_r(f, \text{slip}) + Z_m(f)}$

Fator de Potência: $FP(f, \text{slip}) := \cos(\arg(Z_{eq}(f, \text{slip})))$

Corrente no Estator: $I_s(f, \text{slip}) := \frac{U(f)}{Z_{eq}(f, \text{slip})}$

Potência Ativa: $PA(f, \text{slip}) := \frac{3}{0.995} U(f) \cdot |I_s(f, \text{slip})| \cdot FP(f, \text{slip})$

Corrente no Rotor: $I_r(f, \text{slip}) := \frac{U(f) - I_s(f, \text{slip}) \cdot Z_s(f)}{Z_r(f, \text{slip})}$

Potência Eletromagnética no Eixo do Rotor: $P_{em}(f, \text{slip}) := 3 \left(|I_r(f, \text{slip})| \right)^2 \cdot \left(R_r \cdot \frac{1 - \text{slip}}{\text{slip}} \right)$

Perdas Rotacionais em Função da Velocidade: $P_{rot} := \frac{P_{rot_nom} \cdot f_r}{f_{nom}}$

Potência Mecânica no Eixo do Rotor: $P_{me}(f, \text{slip}) := P_{em}(f, \text{slip}) - P_{rot}$

Rendimento do Motor: $\eta_{mot_sen}(f, \text{slip}) := \frac{P_{me}(f, \text{slip})}{PA(f, \text{slip})}$

Sistema de Bombeamento

a) Operação com Válvula de Estrangulamento

Potencia da Bomba (operação com válvula):

$$PB_{val}(Q) := -1.705949 \cdot (Q - 3600)^2 + 71.11633 \cdot (Q - 3600) + 749.1816$$

Carga da Bomba (operação com válvula):

$$HB_{val}(Q) := 0.005372132 \cdot (Q - 3600)^3 - 0.1473966 \cdot (Q - 3600)^2 - 0.2741727 \cdot (Q - 3600) + 28.45373$$

Aceleração da Gravidade: $g := 9.80665$

Potência Útil da Bomba: $PU(Q) := \rho \cdot g \cdot Q \cdot HB_{val}(Q)$

Rendimento da Bomba: (ponto de operação) $\eta_{bomba}(Q) := \frac{PU(Q)}{PB_{val}(Q)}$

Curva de Carga da Instalação: $HI(Q) := \frac{HB_{val}(Q_{op}) - HG}{Q_{op}^2} \cdot Q^2 + HG$

b) Variação Senoidal da Velocidade

Curva de Carga da Bomba: $HB_{vel}(Q, Q_1) := HB_{val}(Q_1) \cdot \left(\frac{Q}{Q_1} \right)^2$

Potencia Mecânica: $PB_{vel}(Q, Q_1) := \frac{\rho \cdot g \cdot Q \cdot HB_{vel}(Q, Q_1)}{\eta_{bomba}(Q_1)}$

Dados Procurados: $s_{vel} := 0.00001$ $Q_{vel} := Q_{op}$ $Q_1 := Q_{op}$

Given

$$PB_{vel}(Q_{vel}, Q_1) - P_{me}(fr, s_{vel}) = 0 \quad Q_1 \cdot fr - Q_{vel} \cdot f_{nom} = 0$$

$$HB_{vel}(Q_{vel}, Q_1) - HI(Q_{vel}) = 0$$

$$x2 := \text{Find}(s_{vel}, Q_{vel}, Q_1) \quad s_{vel} := x2_0 \quad Q_{vel} := x2_1 \quad Q_1 := x2_2$$

Potência Útil da Bomba: $PU_{vel} := \rho \cdot g \cdot Q_{vel} \cdot HB_{vel}(Q_{vel}, Q_1)$
(vazão de trabalho)

Rendimento da Bomba:
(vazão de trabalho) $\eta_{bomba_vel} := \frac{PU_{vel}}{PB_{vel}(Q_{vel}, Q_1)}$

Resultado

$$fr = 30.00000 \quad [\text{Hz}]$$

$$Q_{vel} \cdot 3600 = 0.57440 \quad [\text{m}^3/\text{h}]$$

$$HB_{vel}(Q_{vel}, Q_1) = 6.98810 \quad [\text{m}]$$

$$PU_{vel} = 10.93431 \quad [\text{W}]$$

$$P_{me}(fr, s_{vel}) = 103.57874 \quad [\text{W}]$$

$$\eta_{bomba}(Q_1) \cdot 100 = 10.55653 \quad [\%]$$

$$PA(fr, s_{vel}) = 138.19032 \quad [\text{W}]$$

$$\eta_{mot_sen}(fr, s_{vel}) \cdot 100 = 74.95369 \quad [\%]$$

$$|I_s(fr, s_{vel})| = 0.88542 \quad [\text{A}]$$

- APÊNDICE B -

MODELO NO REGIME DA FREQUÊNCIA PARA ALIMENTAÇÃO NÃO-SENOIDAL SEM AS PERDAS NO FERRO

Variáveis

Vazão de operação:	$Q_{op} := \frac{2.38175}{3600} \text{ [m}^3/\text{s]}$	Altura geométrica:	$HG := 5.75 \text{ [m]}$
Aceleração da Gravidade:	$g := 9.80665 \text{ [m/s}^2]$	Frequência do Inversor:	$fr := 30 \text{ [Hz]}$
Massa Específica do Fluido:	$\rho := 1000 \text{ [kg/m}^3]$	Frequência da Portadora:	$fp := 4000 \text{ [Hz]}$

Modelo do MIT para Alimentação Senoidal

a) Parâmetros do Motor

Pares de polos:	$p := 1$	Tensão Nominal (Linha-Neutro):	$U_{nom} := 220 \text{ [V]}$
Frequência nominal:	$f_{nom} := 60 \text{ [Hz]}$	Perdas Rotacionais:	$P_{rot_nom} := 38 \text{ [W]}$
Resistências e reatâncias de dispersão do estator e do rotor :			
$R_s := 4.65 \text{ [}\Omega\text{]}$	$X_s := 5.75 \text{ [}\Omega\text{]}$	$R_r := 4.93 \text{ [}\Omega\text{]}$	$X_r := 6.96 \text{ [}\Omega\text{]}$
Reatância de magnetização:	$X_m := 230.35 \text{ [}\Omega\text{]}$	Permeabilidade do vácuo:	$\mu_0 := 4\pi \cdot 10^{-7}$
Resistividade das Barras do Rotor:	$\rho_r := \frac{1}{3} \cdot 10^{-7}$	Altura da ranhura:	$h := 0.009965 \text{ [m]}$

Inversor Trifásico com Modulação PWM Senoidal (SPWM)

a) Parâmetros do Inversor

Frequência da Portadora:	$fp := \text{round}\left(\frac{fp}{fr}\right) \cdot fr$		
Amplitude da Portadora:	$B := 1$	Tensão Eficaz de Linha:	$V_{lin} := U_{nom} \cdot \sqrt{3}$
Amplitude da Moduladora:	$As := (1.6028 \ 1.054 \ 0.904 \ 0.778 \ 0.661 \ 0.554 \ 0.455)$		
Número de Pontos:	$LastPoint := 2^{15}$	Índice dos Pontos:	$j := 0..LastPoint - 1$
Taxa de Amostragem:	$s := LastPoint \cdot fr$	$q_j := \frac{j}{s}$	
Onda Triangular:	$port_j := B \cdot \left[\frac{8}{\pi^2} \cdot \sum_{x=1}^{10} \frac{\cos\left[(2 \cdot x - 1) \cdot (q_j \cdot 2 \cdot \pi \cdot fp)\right]}{(2 \cdot x - 1)^2} \right]$		

Ondas de Referência: $\text{modR}_j := \text{As}\left(0, \frac{60-\text{fr}}{5}\right) \cdot \sin\left[q_j \cdot (2 \cdot \pi \cdot \text{fr})\right]$

$$\text{modS}_j := \text{As}\left(0, \frac{60-\text{fr}}{5}\right) \cdot \sin\left[q_j \cdot (2 \cdot \pi \cdot \text{fr}) - \frac{2\pi}{3}\right] \quad \text{modT}_j := \text{As}\left(0, \frac{60-\text{fr}}{5}\right) \cdot \sin\left[q_j \cdot (2 \cdot \pi \cdot \text{fr}) + \frac{2\pi}{3}\right]$$

b) Tensão de Saída do Retificador

Sinal Retificado:

$$\text{ret}_j := \sqrt{2} \cdot V_{\text{lin}} \cdot \max\left[\left|\cos\left[q_j \cdot (2 \cdot \pi \cdot f_{\text{nom}})\right]\right|, \left|\cos\left[q_j \cdot (2 \cdot \pi \cdot f_{\text{nom}}) + \frac{2\pi}{3}\right]\right|, \left|\cos\left[q_j \cdot (2 \cdot \pi \cdot f_{\text{nom}}) - \frac{2\pi}{3}\right]\right|\right]$$

Instante Médio:

Instante Mínimo:

$$j_{\text{med}} := \text{floor}\left[\frac{\text{LastPoint} \cdot \text{fr}}{f_{\text{nom}} \cdot (3 \cdot 2)}\right] \quad j_{\text{min}} := \text{ceil}\left(\frac{14032 \cdot 0.9 \text{fr}}{f_{\text{nom}} \cdot 3}\right)$$

Tensão Mínima: $V_{\text{min}} := 0.98 \cdot (\sqrt{2} \cdot V_{\text{lin}}) = (528.109989) \quad b := \sqrt{2} \cdot V_{\text{lin}}$

Índices: $a := \frac{(V_{\text{min}} - \sqrt{2} \cdot V_{\text{lin}})}{q_{j_{\text{min}}}}$ Atenuação: $at_j := a \cdot q_j + b$

Sinal Filtrado:

$$\text{filt}_j := \text{if}\left[j = 0, \text{ret}_j, \text{if}\left[\text{ret}_{j-1} < \text{ret}_j \wedge \text{ret}_j \geq at, j - \left(j_{\text{med}} \cdot \text{floor}\left(\frac{j}{j_{\text{med}}}\right)\right), \text{ret}_j, at, j - \left(j_{\text{med}} \cdot \text{floor}\left(\frac{j}{j_{\text{med}}}\right)\right)\right]\right]$$

c) Modulação

Tensões Fase-Neutro: $vR0_j := \text{if}\left(\text{modR}_j > \text{port}_j, \frac{\text{filt}_j}{2}, \frac{-\text{filt}_j}{2}\right)$

$$vS0_j := \text{if}\left(\text{modS}_j > \text{port}_j, \frac{\text{filt}_j}{2}, \frac{-\text{filt}_j}{2}\right) \quad vT0_j := \text{if}\left(\text{modT}_j > \text{port}_j, \frac{\text{filt}_j}{2}, \frac{-\text{filt}_j}{2}\right)$$

$$vRN_j := \frac{1}{3} \cdot (2 \cdot vR0_j - vS0_j - vT0_j) \quad \text{EspectroFN} := \text{FFT}(vRN)$$

$$m := \text{last}(\text{EspectroFN}) \quad n := 0 .. m \quad f_n := \frac{n}{\text{LastPoint}} \cdot s$$

$$\text{AmpFN}_n := \text{if}\left(n = 0, \left|\text{EspectroFN}_n\right|, 2 \cdot \left|\text{EspectroFN}_n\right|\right) \quad \text{Vef}_{\text{FN}} := \sqrt{\sum_j \frac{(vRN_j)^2}{\text{LastPoint}}}$$

Tensão Fase-Fase: $vST_j := vS0_j - vT0_j \quad \text{EspectroFF} := \text{FFT}(-vST)$

$$\text{AmpFF}_n := \text{if}\left(n = 0, \left|\text{EspectroFF}_n\right|, 2 \cdot \left|\text{EspectroFF}_n\right|\right) \quad \text{Vef}_{\text{FF}} := \sqrt{\sum_j \frac{(vST_j)^2}{\text{LastPoint}}}$$

d) Seleção dos Harmônicos mais Significativos

$$\text{perc} := (0.0101 \quad 0.01402 \quad 0.0156 \quad 0.01811 \quad 0.02197 \quad 0.028 \quad 0.02575)$$

$$nA_n := \text{if} \left[\text{AmpFN}_n \geq \text{perc} \left(0, \frac{60 - \text{fr}}{5} \right) \text{AmpFN}_{1,n}, 0 \right]$$

$$nH := \begin{array}{|l} \text{ind} \leftarrow 0 \\ \text{for } i \in 1, 2 \dots m \\ \quad \left| \begin{array}{l} v_{\text{ind}} \leftarrow nA_i \\ \text{ind} \leftarrow \text{if} (v_{\text{ind}} \geq 1, \text{ind} + 1, \text{ind}) \end{array} \right. \\ \quad v \end{array}$$

$$nHn := 0, 1 \dots \text{last}(nH) - 1 \quad \text{length}(nH) - 1 = 100$$

Sistema de Bombeamento

a) Operação com Válvula de Estrangulamento

Potencia da Bomba (operação com válvula):

$$PB_{\text{val}}(Q) := -1.705949 \cdot (Q \cdot 3600)^2 + 71.11633 \cdot (Q \cdot 3600) + 749.1816$$

Carga da Bomba (operação com válvula):

$$HB_{\text{val}}(Q) := 0.005372132 \cdot (Q \cdot 3600)^3 - 0.1473966 \cdot (Q \cdot 3600)^2 - 0.2741727 \cdot (Q \cdot 3600) + 28.45373$$

Aceleração da Gravidade: $g := 9.80665$

Potência Útil da Bomba: $PU(Q) := \rho \cdot g \cdot Q \cdot HB_{\text{val}}(Q)$

Rendimento da Bomba: $\eta_{\text{bomba}}(Q) := \frac{PU(Q)}{PB_{\text{val}}(Q)}$

Curva de Carga da Instalação: $HI(Q) := HG + \frac{HB_{\text{val}}(Q_{\text{op}}) - HG}{Q_{\text{op}}^2} \cdot Q^2$

b) Variação de Velocidade

Curva de Carga da Bomba: $HB_{\text{vel}}(Q, Q_1) := HB_{\text{val}}(Q_1) \cdot \left(\frac{Q}{Q_1} \right)^2$

Potência Útil: $PU_{\text{vel}}(Q, Q_1) := \rho \cdot g \cdot Q \cdot HB_{\text{vel}}(Q, Q_1)$

Potencia Mecânica: $PB_{\text{vel}}(Q, Q_1) := \frac{PU_{\text{vel}}(Q, Q_1)}{\eta_{\text{bomba}}(Q_1)}$

Modelo do MIT

a) Impedância do Estator $Z_s(n) := R_s + \frac{n \cdot f_r}{f_{nom}} \cdot X_s \cdot i$

b) Impedância do Rotor

Comprimento de penetração: $\delta_r(n) := \text{if} \left(n = 0, 1, \sqrt{\frac{\rho_r}{\pi \cdot \mu_0 \cdot n \cdot f_r}} \right)$

Fator de correção de resistência: $K_{RR}(n) := \frac{h}{\delta_r(n)} \cdot \frac{\sinh\left(2 \cdot \frac{h}{\delta_r(n)}\right) + \sin\left(2 \cdot \frac{h}{\delta_r(n)}\right)}{\cosh\left(2 \cdot \frac{h}{\delta_r(n)}\right) - \cos\left(2 \cdot \frac{h}{\delta_r(n)}\right)}$

Resistência do rotor: $R_{rotor}(n) := \text{if} \left(n = 1, R_r, R_r \cdot \frac{K_{RR}(n)}{K_{RR}(1)} \right)$

Fator de correção de indutância: $K_{LR}(n) := \frac{3 \cdot \delta_r(n)}{2 \cdot h} \cdot \frac{\sinh\left(\frac{2 \cdot h}{\delta_r(n)}\right) - \sin\left(\frac{2 \cdot h}{\delta_r(n)}\right)}{\cosh\left(\frac{2 \cdot h}{\delta_r(n)}\right) - \cos\left(\frac{2 \cdot h}{\delta_r(n)}\right)}$

Indutância do rotor: $L_r := \frac{X_r}{2\pi \cdot f_{nom}}$ $L_{rotor}(n) := \text{if} \left(n = 1, L_r, L_r \cdot \frac{K_{LR}(n)}{K_{LR}(1)} \right)$

Escorregamento do rotor:

$$s_r(n, \text{slip}) := \text{if} \left(n - 3 \cdot \text{floor} \left(\frac{n}{3} \right) = 2, 1 + \frac{1 - \text{slip}}{n}, \text{if} \left(n = 0, 1, 1 - \frac{1 - \text{slip}}{n} \right) \right)$$

Impedância do rotor: $Z_{rotor}(n, \text{slip}) := \frac{R_{rotor}(n)}{s_r(n, \text{slip})} + i \cdot 2\pi n \cdot f_r \cdot L_{rotor}(n)$

c) Impedância de Magnetização $Z_{mag}(n) := \text{if} \left(n = 1, \frac{f_r}{f_{nom}} \cdot X_m \cdot i, \frac{n \cdot 0.25 \cdot f_r}{f_{nom}} \cdot X_m \cdot i \right)$

d) Demais Parâmetros do MIT

Impedância Equivalente: $Z_{eq}(n, \text{slip}) := Z_s(n) + \frac{Z_{rotor}(n, \text{slip}) \cdot Z_{mag}(n)}{Z_{rotor}(n, \text{slip}) + Z_{mag}(n)}$

Fator de Potência: $FP(n, \text{slip}) := \cos(\arg(Z_{eq}(n, \text{slip})))$

Corrente no Estator: $I_s(n, \text{slip}) := \frac{\text{AmpFN}_n}{Z_{eq}(n, \text{slip}) \cdot \sqrt{2}}$

Queda de Tensão no Estator: $DDP_s(n, \text{slip}) := I_s(n, \text{slip}) \cdot Z_s(n)$

Tensão Contra-Eletromotriz:
$$E_m(n, \text{slip}) := \frac{\text{AmpFN}_n}{\sqrt{2}} - \text{DDP}_s(n, \text{slip})$$

Corrente no Rotor:
$$I_r(n, \text{slip}) := \frac{E_m(n, \text{slip})}{Z_{\text{rotor}}(n, \text{slip})}$$

Potência Eletromagnética no Eixo do Rotor:
$$P_{em}(n, \text{slip}) := 3 \left(|I_r(n, \text{slip})| \right)^2 \cdot \left[R_r \cdot \frac{(1 - s_r(n, \text{slip}))}{s_r(n, \text{slip})} \right]$$

Multiplicador:
$$M(x) := \text{if} \left(x - 3 \cdot \text{floor} \left(\frac{x}{3} \right) = 0, 0, \text{if} \left(x - 3 \cdot \text{floor} \left(\frac{x}{3} \right) = 1, 1, -1 \right) \right)$$

Potência Eletromecânica no Eixo:
$$P_{em_harm}(\text{slip}) := \sum_{nHn} P_{em}(nH_{nHn}, \text{slip}) \cdot M(nH_{nHn})$$

Perdas Rotacionais em Função da Velocidade:
$$P_{rot} := \frac{P_{rot_nom} \cdot fr}{f_{nom}}$$

Dados Procurados:
$$s_{vel} := 0.05 \cdot \frac{fr}{f_{nom}} \quad Q_{vel} := Q_{op} \cdot \frac{fr}{f_{nom}} \quad Q_1 := Q_{op}$$

Given

$$PB_{vel}(Q_{vel}, Q_1) = P_{em_harm}(s_{vel}) - P_{rot} \quad Q_1 \cdot fr = Q_{vel} \cdot f_{nom}$$

$$HB_{vel}(Q_{vel}, Q_1) = HI(Q_{vel}) \quad x2 := \text{Find}(s_{vel}, Q_{vel}, Q_1) \quad s_{vel} := x2_0 \quad Q_{vel} := x2_1 \quad Q_1 := x2_2$$

Potência Ativa:
$$PA(n, \text{slip}) := \frac{1}{0.992} \left(\frac{\text{AmpFN}_n}{\sqrt{2}} \right) \cdot |I_s(n, \text{slip})| \cdot FP(n, \text{slip})$$

Potência Ativa:
$$PA_{harm} := \sum_{nHn} 3 PA(nH_{nHn}, s_{vel})$$

Rendimentos:
$$\eta_{bomba_harm} := \frac{PU_{vel}(Q_{vel}, Q_1)}{PB_{vel}(Q_{vel}, Q_1)} \quad \eta_{motor_harm} := \frac{PB_{vel}(Q_{vel}, Q_1)}{PA_{harm}}$$

Corrente no Estator:
$$I_{s_harm} := \sum_{nHn} |I_s(nH_{nHn}, s_{vel})|$$

Resultados

$fr = 30$	[Hz]	$\eta_{bomba_harm} \cdot 100 = 10.556524$	[%]
$Q_{vel} \cdot 3600 = 0.574399$	[m³/h]	$PA_{harm} = 140.790854$	[W]
$HB_{vel}(Q_{vel}, Q_1) = 6.988095$	[m]	$\eta_{motor_harm} \cdot 100 = 73.569101$	[%]
$PU_{vel}(Q_{vel}, Q_1) = 10.934297$	[W]	$I_{s_harm} = 1.285701$	[A]
$P_{em_harm}(s_{vel}) - P_{rot} = 103.578566$	[W]		

- APÊNDICE C -

MODELO NO REGIME DA FREQUÊNCIA PARA ALIMENTAÇÃO SENOIDAL COM AS PERDAS NO FERRO

Variáveis

Vazão no ponto de operação: $Q_{op} := \frac{2.38175}{3600}$ [m³/s] Frequência do Inversor: $f_r := 30$ [Hz]

Massa Específica do Fluido: $\rho := 1000$ [kg/m³] Altura geométrica: $HG := 5.75$ [m]

Modelo do MIT para Alimentação Senoidal

a) Parâmetros do Motor

Pares de polos: $p := 1$ Tensão Nominal (Linha-Neutro): $U_{nom} := 220$ [V]

Frequência nominal: $f_{nom} := 60$ [Hz] Perdas Rotacionais: $P_{rot_nom} := 38$ [W]

Resistências e reatâncias de dispersão do estator e do rotor :

$R_s := 4.65$ [Ω] $X_s := 5.75$ [Ω] $R_r := 4.93$ [Ω] $X_r := 6.96$ [Ω]

Reatância de magnetização: $X_m := 230.35$ [Ω]

b) Dados das Chapas Magnéticas

Constante de Histerese: $\eta_w := 0.0202$ Coeficiente de Steinmetz: $k_S := 1.882$

Constante de Foucault: $\lambda_w := 2.366 \times 10^{-4}$

ESTATOR:

Densidade do Aço: $\rho_{aço} := 7800$ Quantidade de Lâminas: $n_L := 142$

Espessura das Lâminas: $d := 0.0006$ Comprimento do Pacote: $L := n_L \cdot d$ $L = 0.0852$

Secção Transversal: $S_s := 0.0065188$ Número de Espiras: $N_s := 2.58$

Volume do Pacote: $Vol_s := S_s \cdot L$ Massa do Pacote: $M_s := Vol_s \cdot \rho_{aço}$

Coeficiente de Laços Internos: $K_m := 1$

ROTOR:

Secção Transversal: $S_r := 0.001916752$ Número de Barras: $N_r := 28$

Volume do Pacote: $Vol_r := S_r \cdot L$ Massa do Pacote: $M_r := Vol_r \cdot \rho_{aço}$

c) Equacionamento

$$\text{Tensão: } U(f) := \frac{0.061 \cdot f^2 + 2.4659 \cdot f + 19.727}{\sqrt{3}}$$

$$\text{Densidade de Fluxo Máxima: } B_{\max}(f, \text{DDP}) := \frac{U(f) - \text{DDP}}{\sqrt{2} \pi \cdot N_s \cdot S_s \cdot f}$$

$$\text{Perdas por Histerese: } P_H(f, \text{DDP}) := \eta_w \cdot f \cdot (B_{\max}(f, \text{DDP}))^{k_S} \cdot K_m \cdot M_s$$

$$\text{Perdas por Foucault: } P_F(f, \text{DDP}) := \lambda_w \cdot (f)^2 \cdot (B_{\max}(f, \text{DDP}))^2 \cdot M_s$$

RESISTÊNCIA REPRESENTATIVA DAS PERDAS NO FERRO:

$$\text{Estator: } R_{fe_s}(f, \text{DDP}) := \frac{(U(f) - \text{DDP})^2}{P_H(f, \text{DDP}) + P_F(f, \text{DDP})}$$

$$\text{Rotor: } R_{fe_r}(f, \text{DDP}) := R_{fe_s}(f, \text{DDP}) \cdot \frac{S_r}{S_s}$$

$$\text{Total: } R_{\text{ferro}}(f, \text{slip}, \text{DDP}) := \frac{R_{fe_s}(f, \text{DDP}) \cdot R_{fe_r}(f, \text{DDP})}{\text{slip} \cdot R_{fe_s}(f, \text{DDP}) + R_{fe_r}(f, \text{DDP})}$$

$$\text{Impedância do estator: } Z_s(f) := R_s + \left(\frac{f}{f_{\text{nom}}} \cdot X_s \right) \cdot i$$

$$\text{Impedância do rotor: } Z_r(f, \text{slip}) := \frac{R_r}{\text{slip}} + i \cdot \left(\frac{f}{f_{\text{nom}}} \cdot X_r \right)$$

(em relação ao estator)

$$\text{Impedância equivalente de magnetização: } Z_m(f, \text{slip}, \text{DDP}) := \frac{R_{\text{ferro}}(f, \text{slip}, \text{DDP}) \cdot \frac{f}{f_{\text{nom}}} \cdot X_m \cdot i}{R_{\text{ferro}}(f, \text{slip}, \text{DDP}) + \frac{f}{f_{\text{nom}}} \cdot X_m \cdot i}$$

$$\text{Impedância equivalente do motor: } Z_{eq}(f, \text{slip}, \text{DDP}) := Z_s(f) + \frac{Z_m(f, \text{slip}, \text{DDP}) \cdot Z_r(f, \text{slip})}{Z_m(f, \text{slip}, \text{DDP}) + Z_r(f, \text{slip})}$$

$$\text{Corrente no Estator: } I_s(f, \text{slip}, \text{DDP}) := \frac{U(f)}{Z_{eq}(f, \text{slip}, \text{DDP})}$$

$$\text{Fator de Potência: } \text{FP}(f, \text{slip}, \text{DDP}) := \cos(\arg(Z_{eq}(f, \text{slip}, \text{DDP})))$$

$$\text{Potência Ativa: } \text{PA}(f, \text{slip}, \text{DDP}) := \frac{3}{0.995} U(f) \cdot |I_s(f, \text{slip}, \text{DDP})| \cdot \text{FP}(f, \text{slip}, \text{DDP})$$

$$\text{Queda de Tensão no Estator: } \text{DDP}_s(f, \text{slip}, \text{DDP}) := I_s(f, \text{slip}, \text{DDP}) \cdot Z_s(f)$$

$$\text{Tensão Contra-Eletromotriz: } E_m(f, \text{slip}, \text{DDP}) := U(f) - \text{DDP}_s(f, \text{slip}, \text{DDP})$$

Corrente no Rotor: $I_r(f, \text{slip}, \text{DDP}) := \frac{E_m(f, \text{slip}, \text{DDP})}{Z_r(f, \text{slip})}$

Potência Eletromagnética no Eixo do Rotor: $P_{em}(f, \text{slip}, \text{DDP}) := 3 \left(|I_r(f, \text{slip}, \text{DDP})| \right)^2 \cdot R_r \cdot \frac{(1 - \text{slip})}{\text{slip}}$

Perdas Rotacionais em Função da Velocidade: $P_{rot} := \frac{P_{rot_nom} \cdot f_r}{f_{nom}}$

Potência Mecânica no Eixo do Rotor: $P_{me}(f, \text{slip}, \text{DDP}) := P_{em}(f, \text{slip}, \text{DDP}) - P_{rot}$

Rendimento do Motor: $\eta_{mot}(f, \text{slip}, \text{DDP}) := \frac{P_{me}(f, \text{slip}, \text{DDP})}{PA(f, \text{slip}, \text{DDP})}$

Sistema de Bombeamento

a) Operação com Válvula de Estrangulamento

Potencia da Bomba (operação com válvula):

$$PB_{val}(Q) := -1.705949 \cdot (Q \cdot 3600)^2 + 71.11633 \cdot (Q \cdot 3600) + 749.1816$$

Carga da Bomba (operação com válvula):

$$HB_{val}(Q) := 0.005372132 \cdot (Q \cdot 3600)^3 - 0.1473966 \cdot (Q \cdot 3600)^2 - 0.2741727 \cdot (Q \cdot 3600) + 28.45373$$

Aceleração da Gravidade: $g := 9.80665$

Potência Útil da Bomba: $PU(Q) := \rho \cdot g \cdot Q \cdot HB_{val}(Q)$

Rendimento da Bomba: (ponto de operação) $\eta_{bomba}(Q) := \frac{PU(Q)}{PB_{val}(Q)}$

Curva de Carga da Instalação: $HI(Q) := \frac{HB_{val}(Q_{op}) - HG}{Q_{op}^2} \cdot Q^2 + HG$

b) Variação Senoidal da Velocidade:

Curva de Carga da Bomba: $HB_{vel}(Q, Q_1) := HB_{val}(Q_1) \cdot \left(\frac{Q}{Q_1} \right)^2$

Potencia Mecânica: $PB_{vel}(Q, Q_1) := \frac{\rho \cdot g \cdot Q \cdot HB_{vel}(Q, Q_1)}{\eta_{bomba}(Q_1)}$

Dados Procurados: $s_{vel} := 0.05$ $Q_{vel} := Q_{op}$ $Q_1 := Q_{op}$ $DDP_{vel} := 0.1$

Given

$$PB_{vel}(Q_{vel}, Q_1) - P_{me}(fr, s_{vel}, DDP_{vel}) = 0 \quad Q_1 \cdot fr - Q_{vel} \cdot f_{nom} = 0$$

$$HB_{vel}(Q_{vel}, Q_1) - HI(Q_{vel}) = 0 \quad |DDP_s(fr, s_{vel}, DDP_{vel})| = DDP_{vel}$$

$$x2 := \text{Find}(s_{vel}, Q_{vel}, Q_1, DDP_{vel}) \quad s_{vel} := x2_0 \quad Q_{vel} := x2_1 \quad Q_1 := x2_2 \quad DDP_{vel} := x2_3$$

Potência Útil da Bomba: $PU_{vel} := \rho \cdot g \cdot Q_{vel} \cdot HB_{vel}(Q_{vel}, Q_1)$
(vazão de trabalho)

Rendimento da Bomba: $\eta_{bomba_vel} := \frac{PU_{vel}}{PB_{vel}(Q_{vel}, Q_1)}$
(vazão de trabalho)

Resultado

$$fr = 30 \quad [\text{Hz}]$$

$$Q_{vel} \cdot 3600 = 0.5744 \quad [\text{m}^3/\text{h}]$$

$$HB_{vel}(Q_{vel}, Q_1) = 6.9881 \quad [\text{m}]$$

$$PU_{vel} = 10.93431 \quad [\text{W}]$$

$$P_{me}(fr, s_{vel}, DDP_{vel}) = 103.57858 \quad [\text{W}]$$

$$\eta_{bomba}(Q_1) \cdot 100 = 10.55653 \quad [\%]$$

$$PA(fr, s_{vel}, DDP_{vel}) = 146.5068 \quad [\text{W}]$$

$$\eta_{mot}(fr, s_{vel}, DDP_{vel}) \cdot 100 = 70.69882 \quad [\%]$$

$$|I_s(fr, s_{vel}, DDP_{vel})| = 0.90419 \quad [\text{A}]$$

- APÊNDICE D -

MODELO NO REGIME DA FREQUÊNCIA MODULAÇÃO PWM SENOIDAL COM AS PERDAS NO FERRO

Variáveis

Vazão de operação:	$Q_{op} := \frac{2.38175}{3600}$ [m³/s]	Altura geométrica:	$HG := 5.75$ [m]
Aceleração da Gravidade:	$g := 9.80665$ [m/s²]	Frequência do Inversor:	$f_r := 30$ [Hz]
Massa Específica do Fluido:	$\rho := 1000$ [kg/m³]	Frequência da Portadora:	$f_p := 4000$ [Hz]

Modelo do MIT para Alimentação Senoidal

a) Parâmetros do Motor

Pares de polos:	$p := 1$	Tensão Nominal (Linha-Neutro):	$U_{nom} := 220$ [V]
Frequência nominal:	$f_{nom} := 60$ [Hz]	Perdas Rotacionais:	$P_{rot_nom} := 38$ [W]
Resistências e reatâncias de dispersão do estator e do rotor :			
$R_s := 4.65$ [Ω]	$X_s := 5.75$ [Ω]	$R_r := 4.93$ [Ω]	$X_r := 6.96$ [Ω]
Reatância de magnetização:	$X_m := 230.35$ [Ω]	Permeabilidade do vácuo:	$\mu_0 := 4\pi \cdot 10^{-7}$
Resistividade das Barras do Rotor:	$\rho_r := \frac{1}{3} \cdot 10^{-7}$	Altura da ranhura:	$h := 0.009965$ [m]

b) Dados das Chapas Magnéticas

Constante de Histerese:	$\eta_w := 0.0202$	Coefficiente de Steinmetz:	$k_s := 1.882$
Constante de Foucault:	$\lambda_w := 2.366 \times 10^{-4}$		

ESTATOR:

Densidade do Aço:	$\rho_{aço} := 7800$	Quantidade de Lâminas:	$n_L := 142$
Espessura das Lâminas:	$d := 0.0006$	Comprimento do Pacote:	$L := n_L \cdot d$ $L = 0.0852$
Secção Transversal:	$S_s := 0.0065188$	Número de Espiras:	$N_s := 2.58$
Volume do Pacote:	$Vol_s := S_s \cdot L$	Massa do Pacote:	$M_s := Vol_s \cdot \rho_{aço}$
Coeficiente de Laços Internos:	$K_m := 1$		

ROTOR:

Secção Transversal:	$S_r := 0.001916752$	Número de Barras:	$N_r := 28$
Volume do Pacote:	$Vol_r := S_r \cdot L$	Massa do Pacote:	$M_r := Vol_r \cdot \rho_{aço}$

Inversor Trifásico com Modulação PWM Senoidal (SPWM)

a) Parâmetros do Inversor

$$\text{Frequência da Portadora: } fp := \text{round}\left(\frac{fp}{fr}\right) \cdot fr$$

$$\text{Amplitude da Portadora: } B := 1 \quad \text{Tensão Eficaz de Linha: } V_{lin} := U_{nom} \cdot \sqrt{3}$$

$$\text{Amplitude da Moduladora: } As := (1.6028 \ 1.054 \ 0.904 \ 0.778 \ 0.661 \ 0.554 \ 0.455)$$

$$\text{Número de Pontos: } LastPoint := 2^{15} \quad \text{Índice dos Pontos: } j := 0 .. LastPoint - 1$$

$$\text{Taxa de Amostragem: } s := LastPoint \cdot fr \quad q_j := \frac{j}{s}$$

$$\text{Onda Triangular: } port_j := B \cdot \left[\frac{8}{\pi^2} \cdot \sum_{x=1}^{10} \frac{\cos[(2 \cdot x - 1) \cdot (q_j \cdot 2 \cdot \pi \cdot fp)]}{(2 \cdot x - 1)^2} \right]$$

$$\text{Ondas de Referência: } modR_j := As \left(0, \frac{60-fr}{5} \right) \cdot \sin[q_j \cdot (2 \cdot \pi \cdot fr)]$$

$$modS_j := As \left(0, \frac{60-fr}{5} \right) \cdot \sin \left[q_j \cdot (2 \cdot \pi \cdot fr) - \frac{2\pi}{3} \right] \quad modT_j := As \left(0, \frac{60-fr}{5} \right) \cdot \sin \left[q_j \cdot (2 \cdot \pi \cdot fr) + \frac{2\pi}{3} \right]$$

b) Tensão de Saída do Retificador

Sinal Retificado:

$$ret_j := \sqrt{2} \cdot V_{lin} \cdot \max \left[\left| \cos[q_j \cdot (2 \cdot \pi \cdot f_{nom})] \right|, \left| \cos \left[q_j \cdot (2 \cdot \pi \cdot f_{nom}) + \frac{2\pi}{3} \right] \right|, \left| \cos \left[q_j \cdot (2 \cdot \pi \cdot f_{nom}) - \frac{2\pi}{3} \right] \right| \right]$$

Instante Médio:

Instante Mínimo:

$$j_{med} := \text{floor} \left[\frac{LastPoint \cdot fr}{f_{nom} \cdot (3 \cdot 2)} \right] \quad j_{min} := \text{ceil} \left(\frac{14032 \cdot 0.9fr}{f_{nom} \cdot 3} \right)$$

$$\text{Tensão Mínima: } V_{min} := 0.98 \cdot (\sqrt{2} \cdot V_{lin}) = (528.109989) \quad b := \sqrt{2} \cdot V_{lin}$$

$$\text{Índices: } a := \frac{(V_{min} - \sqrt{2} \cdot V_{lin})}{q_{j_{min}}} \quad \text{Atenuação: } at_j := a \cdot q_j + b$$

Sinal Filtrado:

$$filt_j := \text{if} \left[j = 0, ret_j, \text{if} \left[ret_{j-1} < ret_j \wedge ret_j \geq at_j, ret_j, at_j - \left(j_{med} \cdot \text{floor} \left(\frac{j}{j_{med}} \right) \right) \right] \right]$$

c) Modulação

$$\begin{aligned}
 \text{Tensões Fase-Neutro: } vR0_j &:= \text{if} \left(\text{mod}R_j > \text{port}_j, \frac{\text{filt}_j}{2}, \frac{-\text{filt}_j}{2} \right) \\
 vS0_j &:= \text{if} \left(\text{mod}S_j > \text{port}_j, \frac{\text{filt}_j}{2}, \frac{-\text{filt}_j}{2} \right) \quad vT0_j := \text{if} \left(\text{mod}T_j > \text{port}_j, \frac{\text{filt}_j}{2}, \frac{-\text{filt}_j}{2} \right) \\
 vRN_j &:= \frac{1}{3} \cdot (2 \cdot vR0_j - vS0_j - vT0_j) \quad \text{EspectroFN} := \text{FFT}(vRN) \\
 m &:= \text{last}(\text{EspectroFN}) \quad n := 0 .. m \quad f_n := \frac{n}{\text{LastPoint}} \cdot s \\
 \text{AmpFN}_n &:= \text{if} \left(n = 0, \left| \text{EspectroFN}_n \right|, 2 \left| \text{EspectroFN}_n \right| \right) \quad V_{\text{efFN}} := \sqrt{\sum_j \frac{(vRN_j)^2}{\text{LastPoint}}} \\
 \text{Tensão Fase-Fase: } vST_j &:= vS0_j - vT0_j \quad \text{EspectroFF} := \text{FFT}(-vST) \\
 \text{AmpFF}_n &:= \text{if} \left(n = 0, \left| \text{EspectroFF}_n \right|, 2 \left| \text{EspectroFF}_n \right| \right) \quad V_{\text{efFF}} := \sqrt{\sum_j \frac{(vST_j)^2}{\text{LastPoint}}}
 \end{aligned}$$

d) Seleção dos Harmônicos mais Significativos

$$\text{perc} := (0.0101 \quad 0.01402 \quad 0.0156 \quad 0.01811 \quad 0.02197 \quad 0.028 \quad 0.02575)$$

$$nA_n := \text{if} \left[\text{AmpFN}_n \geq \text{perc} \left(0, \frac{60 - \text{fr}}{5} \right) \text{AmpFN}_1, n, 0 \right]$$

$$\begin{aligned}
 nH &:= \begin{cases} \text{ind} \leftarrow 0 \\ \text{for } i \in 1, 2 .. m \\ \quad \left| \begin{aligned} v_{\text{ind}} &\leftarrow nA_i \\ \text{ind} &\leftarrow \text{if} (v_{\text{ind}} \geq 1, \text{ind} + 1, \text{ind}) \end{aligned} \right. \\ v \end{cases}
 \end{aligned}$$

$$nHn := 0, 1 .. \text{last}(nH) - 1 \quad \text{length}(nH) - 1 = 100$$

Sistema de Bombeamento

a) Operação com Válvula de Estrangulamento

Potencia da Bomba (operação com válvula):

$$PB_{\text{val}}(Q) := -1.705949 \cdot (Q \cdot 3600)^2 + 71.11633 \cdot (Q \cdot 3600) + 749.1816$$

Carga da Bomba (operação com válvula):

$$HB_{\text{val}}(Q) := 0.005372132 \cdot (Q \cdot 3600)^3 - 0.1473966 \cdot (Q \cdot 3600)^2 - 0.2741727 \cdot (Q \cdot 3600) + 28.45373$$

Aceleração da Gravidade: $g := 9.80665$

Potência Útil da Bomba: $PU(Q) := \rho \cdot g \cdot Q \cdot HB_{val}(Q)$

Rendimento da Bomba: $\eta_{bomba}(Q) := \frac{PU(Q)}{PB_{val}(Q)}$

Curva de Carga da Instalação: $HI(Q) := HG + \frac{HB_{val}(Q_{op}) - HG}{Q_{op}^2} \cdot Q^2$

b) Variação de Velocidade

Curva de Carga da Bomba: $HB_{vel}(Q, Q_1) := HB_{val}(Q_1) \cdot \left(\frac{Q}{Q_1}\right)^2$

Potência Útil: $PU_{vel}(Q, Q_1) := \rho \cdot g \cdot Q \cdot HB_{vel}(Q, Q_1)$

Potencia Mecânica: $PB_{vel}(Q, Q_1) := \frac{PU_{vel}(Q, Q_1)}{\eta_{bomba}(Q_1)}$

Modelo do MIT

a) Impedância do Estator $Z_s(n) := R_s + \frac{n \cdot f_r}{f_{nom}} \cdot X_s \cdot i$

b) Impedância do Rotor

Comprimento de penetração: $\delta_r(n) := \text{if} \left(n = 0, 1, \sqrt{\frac{\rho_r}{\pi \cdot \mu_0 \cdot n \cdot f_r}} \right)$

Fator de correção de resistência: $K_{RR}(n) := \frac{h}{\delta_r(n)} \cdot \frac{\sinh\left(2 \cdot \frac{h}{\delta_r(n)}\right) + \sin\left(2 \cdot \frac{h}{\delta_r(n)}\right)}{\cosh\left(2 \cdot \frac{h}{\delta_r(n)}\right) - \cos\left(2 \cdot \frac{h}{\delta_r(n)}\right)}$

Resistência do rotor: $R_{rotor}(n) := \text{if} \left(n = 1, R_r, R_r \cdot \frac{K_{RR}(n)}{K_{RR}(1)} \right)$

Fator de correção de indutância: $K_{LR}(n) := \frac{3 \cdot \delta_r(n)}{2 \cdot h} \cdot \frac{\sinh\left(\frac{2 \cdot h}{\delta_r(n)}\right) - \sin\left(\frac{2 \cdot h}{\delta_r(n)}\right)}{\cosh\left(\frac{2 \cdot h}{\delta_r(n)}\right) - \cos\left(\frac{2 \cdot h}{\delta_r(n)}\right)}$

Indutância do rotor: $L_r := \frac{X_r}{2\pi \cdot f_{nom}}$ $L_{rotor}(n) := \text{if} \left(n = 1, L_r, L_r \cdot \frac{K_{LR}(n)}{K_{LR}(1)} \right)$

Escorregamento do rotor:

$$s_r(n, \text{slip}) := \text{if} \left(n - 3 \cdot \text{floor} \left(\frac{n}{3} \right) = 2, 1 + \frac{1 - \text{slip}}{n}, \text{if} \left(n = 0, 1, 1 - \frac{1 - \text{slip}}{n} \right) \right)$$

Impedância do rotor: $Z_{\text{rotor}}(n, \text{slip}) := \frac{R_{\text{rotor}}(n)}{s_r(n, \text{slip})} + i \cdot 2\pi n \cdot \text{fr} \cdot L_{\text{rotor}}(n)$

c) Impedância de Magnetização

Densidade de Fluxo Máxima: $B_{\text{max}}(\text{DDP}) := \frac{\frac{\text{AmpFN}_1}{\sqrt{2}} - \text{DDP}}{\sqrt{2} \pi \cdot N_s \cdot S_s \cdot \text{fr}}$

Perdas por Histerese: $P_H(\text{DDP}) := \eta_w \cdot \text{fr} \cdot (B_{\text{max}}(\text{DDP}))^{k_s} \cdot K_m \cdot M_s$

Perdas por Foucault: $P_F(\text{DDP}) := \lambda_w \cdot \text{fr}^2 \cdot (B_{\text{max}}(\text{DDP}))^2 \cdot M_s$

RESISTÊNCIA REPRESENTATIVA DAS PERDAS NO FERRO:

Estator: $R_{\text{fe}_s}(\text{DDP}) := \frac{\left(\frac{\text{AmpFN}_1}{\sqrt{2}} - \text{DDP} \right)^2}{P_H(\text{DDP}) + P_F(\text{DDP})}$

Rotor: $R_{\text{fe}_r}(\text{DDP}) := R_{\text{fe}_s}(\text{DDP}) \cdot \frac{S_r}{S_s}$

Total: $R_{\text{ferro}}(\text{slip}, \text{DDP}) := \frac{R_{\text{fe}_s}(\text{DDP}) \cdot R_{\text{fe}_r}(\text{DDP})}{\text{slip} \cdot R_{\text{fe}_s}(\text{DDP}) + R_{\text{fe}_r}(\text{DDP})}$

IMPEDÂNCIA DE MAGNETIZAÇÃO:

$$Z_{\text{mag}}(n, \text{slip}, \text{DDP}) := \text{if} \left(n = 1, \frac{R_{\text{ferro}}(\text{slip}, \text{DDP}) \cdot \frac{\text{fr}}{f_{\text{nom}}} \cdot X_m \cdot i}{R_{\text{ferro}}(\text{slip}, \text{DDP}) + \frac{\text{fr}}{f_{\text{nom}}} \cdot X_m \cdot i}, 0.25 \cdot \frac{n \cdot \text{fr} \cdot X_m}{f_{\text{nom}}} \cdot i \right)$$

PERDAS NO FERRO: $P_{\text{fe}}(\text{slip}, \text{DDP}) := \frac{\left(\frac{\text{AmpFN}_1}{\sqrt{2}} - \text{DDP} \right)^2}{R_{\text{ferro}}(\text{slip}, \text{DDP})}$

d) Demais Parâmetros do MIT

Impedância Equivalente: $Z_{\text{eq}}(n, \text{slip}, \text{DDP}) := Z_s(n) + \frac{Z_{\text{rotor}}(n, \text{slip}) \cdot Z_{\text{mag}}(n, \text{slip}, \text{DDP})}{Z_{\text{rotor}}(n, \text{slip}) + Z_{\text{mag}}(n, \text{slip}, \text{DDP})}$

Fator de Potência: $FP(n, slip, DDP) := \cos(\arg(Z_{eq}(n, slip, DDP)))$

Corrente no Estator: $I_s(n, slip, DDP) := \frac{AmpFN_n}{Z_{eq}(n, slip, DDP) \cdot \sqrt{2}}$

Queda de Tensão no Estator: $DDP_s(n, slip, DDP) := I_s(n, slip, DDP) \cdot Z_s(n)$

Tensão Contra-Eletromotriz: $E_m(n, slip, DDP) := \frac{AmpFN_n}{\sqrt{2}} - DDP_s(n, slip, DDP)$

Perdas no Ferro: $P_{ferro}(slip, DDP) := \frac{(|E_m(1, slip, DDP)|)^2}{R_{ferro}(slip, DDP)}$

Corrente no Rotor: $I_r(n, slip, DDP) := \frac{E_m(n, slip, DDP)}{Z_{rotor}(n, slip)}$

Potência Eletromagnética no Eixo do Rotor:

$$P_{eixo}(n, slip, DDP) := 3 \left(|I_r(n, slip, DDP)| \right)^2 \cdot R_r \cdot \left[\frac{(1 - s_r(n, slip))}{s_r(n, slip)} \right]$$

Velocidade do Rotor: $\omega_r(n, slip) := \frac{2 \cdot \pi \cdot n \cdot fr}{p} \cdot (1 - s_r(n, slip))$

Perdas Rotacionais em
Função da Velocidade: $P_{rot} := \frac{P_{rot_nom} \cdot fr}{f_{nom}}$

Dados Procurados: $s_{vel} := 0.05 \cdot \frac{fr}{f_{nom}} \quad Q_{vel} := Q_{op} \cdot \frac{fr}{f_{nom}} \quad Q_1 := Q_{op} \quad DDP := 20$
Given

$$PB_{vel}(Q_{vel}, Q_1) = P_{eixo}(1, s_{vel}, DDP) - P_{rot} \quad P_{ferro}(s_{vel}, DDP) = P_{fe}(s_{vel}, DDP)$$

$$Q_1 \cdot fr = Q_{vel} \cdot f_{nom} \quad HB_{vel}(Q_{vel}, Q_1) = HI(Q_{vel})$$

$$x2 := \text{Find}(s_{vel}, Q_{vel}, Q_1, DDP) \quad s_{vel} := x2_0 \quad Q_{vel} := x2_1 \quad Q_1 := x2_2 \quad DDP := x2_3$$

Potência Ativa: $PA(n, slip) := \frac{1}{0.992} \left(\frac{AmpFN_n}{\sqrt{2}} \right) \cdot |I_s(n, slip, DDP)| \cdot FP(n, slip, DDP)$

$$PA_{harm} := \sum_{nHn} 3 PA(nH_{nHn}, s_{vel})$$

Rendimentos: $\eta_{bomba_harm} := \frac{PU_{vel}(Q_{vel}, Q_1)}{PB_{vel}(Q_{vel}, Q_1)} \quad \eta_{motor_harm} := \frac{PB_{vel}(Q_{vel}, Q_1)}{PA_{harm}}$

Potência Reativa:

$$PR_{\text{harm}} := \sum_{nHn} \sqrt{3} \cdot \text{AmpFF}_{nHnHn} \cdot \left| I_s(nH_{nHn}, s_{\text{vel}}, \text{DDP}) \right| \cdot \sin \left(\arccos \left(\frac{PA(nH_{nHn}, s_{\text{vel}}) \cdot \sqrt{2}}{\text{AmpFN}_{nHnHn} \cdot \left| I_s(nH_{nHn}, s_{\text{vel}}, \text{DDP}) \right|} \right) \right)$$

Potência Aparente:

$$S_{\text{harm}} := \sum_{nHn} 3 \cdot \frac{\text{AmpFN}_{nHnHn}}{\sqrt{2}} \cdot \left| I_s(nH_{nHn}, s_{\text{vel}}, \text{DDP}) \right|$$

Resultados

$$fr = 30 \quad [\text{Hz}]$$

$$Q_{\text{vel}} \cdot 3600 = 0.5744 \quad [\text{m}^3/\text{h}]$$

$$HB_{\text{vel}}(Q_{\text{vel}}, Q_1) = 6.988095 \quad [\text{m}]$$

$$PU_{\text{vel}}(Q_{\text{vel}}, Q_1) = 10.934307 \quad [\text{W}]$$

$$PB_{\text{vel}}(Q_{\text{vel}}, Q_1) = 103.578575 \quad [\text{W}]$$

$$\eta_{\text{bomba_harm}} \cdot 100 = 10.556534 \quad [\%]$$

$$PA_{\text{harm}} = 149.159229 \quad [\text{W}]$$

$$\eta_{\text{motor_harm}} \cdot 100 = 69.441614 \quad [\%]$$

$$\left| I_s(1, s_{\text{vel}}, \text{DDP}) \right| = 0.904635 \quad [\text{A}]$$