

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM METROLOGIA  
CIENTÍFICA E INDUSTRIAL**

Lúnia Coelho de Almeida de Lima

**CONTROLE DA ALIMENTAÇÃO ELÉTRICA PARA  
REDUÇÃO DO TEMPO DEMANDADO POR ENSAIOS DE  
DESEMPENHO DE COMPRESSORES E AVALIAÇÃO DA  
INFLUÊNCIA DA QUALIDADE DA ENERGIA ELÉTRICA NOS  
RESULTADOS DOS ENSAIOS**

Florianópolis

2010



Lúnia Coelho de Almeida de Lima

**CONTROLE DA ALIMENTAÇÃO ELÉTRICA PARA  
REDUÇÃO DO TEMPO DEMANDADO POR ENSAIOS DE  
DESEMPENHO DE COMPRESSORES E AVALIAÇÃO DA  
INFLUÊNCIA DA QUALIDADE DA ENERGIA ELÉTRICA NOS  
RESULTADOS DOS ENSAIOS**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-graduação em Metrologia Científica e Industrial da Universidade Federal de Santa Catarina para a obtenção do Grau de Mestre em Metrologia.

Orientador: Prof. Carlos Alberto Flesch, Dr. Eng.

Florianópolis

2010

Catálogo na fonte pela Biblioteca Universitária  
da  
Universidade Federal de Santa Catarina

L732c Lima, Lúnia Coelho de Almeida de  
Controle da alimentação elétrica para redução do tempo  
demandado por ensaios de desempenho de compressores e  
avaliação da influência da qualidade da energia elétrica nos  
resultados dos ensaios [dissertação] / Lúnia Coelho de Almeida  
de Lima ; orientador, Carlos Alberto Flesch. - Florianópolis,  
SC, 2010.

211 p.: il., grafs., tabs.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa  
Catarina, Centro Tecnológico. Programa de Pós-graduação em  
Metrologia Científica e Industrial.

Inclui referências

1. Metrologia científica. 2. Compressores. 3. Refrigeração.  
4. Medição. I. Flesch, Carlos Alberto. II. Universidade  
Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em  
Metrologia Científica e Industrial. III. Título.

CDU 537.7

Lúnia Coelho de Almeida de Lima

**CONTROLE DA ALIMENTAÇÃO ELÉTRICA PARA  
REDUÇÃO DO TEMPO DEMANDADO POR ENSAIOS DE  
DESEMPENHO DE COMPRESSORES E AVALIAÇÃO DA  
INFLUÊNCIA DA QUALIDADE DA ENERGIA ELÉTRICA NA  
QUALIDADE DOS ENSAIOS**

Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do Título de “Mestre em Metrologia” e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-graduação em Metrologia Científica e Industrial.

Florianópolis, 15 de Setembro de 2010.

---

Prof. Carlos Alberto Flesch, Dr. Eng.  
Orientador

---

Prof. Armando Albertazzi Gonçalves Júnior, Dr. Eng.  
Coordenador do Programa de Pós-Graduação

**Banca Examinadora:**

---

Prof. Marco Antônio Martins Cavaco, Ph. D.  
Universidade Federal de Santa Catarina

---

Prof. Arnaldo José Perin, Dr. Ing.  
Universidade Federal de Santa Catarina

---

Prof. César José Deschamps, Ph. D.  
Universidade Federal de Santa Catarina

---

Eng. André Paz Rosa, M.Sc.  
Whirlpool S.A. / Embraco



Ofereço este trabalho ao meu querido pai, eterno em meu coração,  
pelo exemplo de desapego, honestidade e trabalho,  
durante sua preciosa passagem por este mundo.





## AGRADECIMENTOS

Primeiramente agradeço a Jesus pelos ensinamentos que nos levam à vontade do Pai..... e também:

- aos meus pais (Antônio e Vitória), por me terem aceito como filha, e por todos os ensinamentos morais e éticos, que são a minha base de tudo

- aos meus irmãos (Marcelo, Alexon, Franciquele e Darlan), por me darem a oportunidade da convivência e do aperfeiçoamento

- ao meu amado marido, companheiro de sempre, pela sua paciência, confiança e enorme contribuição direta neste trabalho

- à UFSC e especificamente ao programa de pós graduação e seus excelentes professores, pela oportunidade de estudar em tão conceituada instituição

- ao meu querido professor Flesch, primeiramente pela confiança atribuída a mim e por tudo que aprendi com ele. Professor de conduta exemplar e com sede insaciável de conhecimento. São raros, mas existem e ficam marcados para sempre em nossas memórias

- à Embraco, pela oportunidade de participar do grupo de trabalho, e especificamente aos funcionários: Marco Aurélio, Ronsani, André, João Rosseto, Idalécio, por tudo que fizeram por este trabalho

- a seis pessoas especiais que felizmente cruzaram meu caminho: João Gabriel, Arthur, César Penz, Rodolfo Flesch e Júlio Scussel (amigos do LIAE), os quais contribuíram de forma muito direta neste trabalho, Flávio Kalluf (Embraco), pelo apoio incondicional e primordial

- à turma 2008, sem dúvida a melhor de todos os tempos! Também a todos os amigos queridos de outras turmas, em destaque: Miguel Demay, Kleber Steinbach, Tobias, Kamila Linz, Jú, Erick ,Felipe...

- a nossa querida amiga Rosana, por tudo que fez pela turma, estará sempre em minha memória



*“Amarás o Senhor teu Deus de todo teu coração, e de toda a tua alma, e de todo o teu pensamento. Este é o primeiro mandamento. E o segundo, semelhante a este, é: Amarás o teu próximo como a ti mesmo. Desses dois mandamentos depende toda a lei dos profetas”.*

Jesus

*“Um rio não chegaria ao mar se, seduzido pela gostosa paz dos remansos, se deixasse, preguiçoso, estagnar. Cada remanso é um reconforto, um descanso...Depois de cada um, o rio se acelera, cai e quebra-se dolorosamente nas penedias, mas sempre no rumo do mar”.*

Professor Hermógenes



# SUMÁRIO

<b>LISTA DE FIGURAS .....</b>	<b>17</b>
<b>LISTA DE TABELAS .....</b>	<b>27</b>
<b>LISTA DE ABREVIATURAS.....</b>	<b>31</b>
<b>RESUMO.....</b>	<b>33</b>
<b>ABSTRACT .....</b>	<b>35</b>
<b>1. INTRODUÇÃO .....</b>	<b>37</b>
1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO.....	37
1.2 OBJETIVOS DO TRABALHO .....	40
1.3 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO .....	41
<b>2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....</b>	<b>43</b>
2.1 COMPRESSORES HERMÉTICOS PARA REFRIGERAÇÃO .....	43
2.2 CARACTERIZAÇÃO DO ENSAIO DE DESEMPENHO.....	46
2.2.1 <i>Requisitos gerais para os ensaios</i> .....	48
2.2.2 <i>Aquecimento do compressor</i> .....	51
2.2.3 <i>Estudos recentes para melhoria dos ensaios</i> .....	55
2.3 QUALIDADE DE ENERGIA ELÉTRICA .....	55
2.3.1 <i>Conceitos gerais</i> .....	56
2.3.2 <i>Limites de variação da tensão elétrica</i> .....	58
2.3.3 <i>Limites do conteúdo harmônico da rede elétrica</i> .....	60
2.4 MOTOR DE INDUÇÃO MONOFÁSICO .....	66
2.4.1 <i>Noções de base</i> .....	66
2.4.2 <i>Modelamento do motor de indução monofásico</i> .....	71
2.4.3 <i>Perdas nos motores de indução monofásicos</i> .....	76
2.4.4 <i>Qualidade de energia elétrica e perdas nos motores</i> ..	79
2.4.5 <i>Efeitos mecânicos das tensões distorcidas</i> .....	84
2.5 ASPECTOS METROLÓGICOS DAS GRANDEZAS ELÉTRICAS .....	87
2.5.1 <i>Técnicas de amostragem digital</i> .....	87
2.5.2 <i>Aspectos metrológicos dos multímetros digitais</i> .....	88
2.5.3 <i>Aspectos básicos da medição de sinais distorcidos</i> ....	92
2.5.4 <i>Avaliação de incertezas em sinais distorcidos</i> .....	97

2.6	CONCLUSÃO DO CAPÍTULO .....	101
<b>3.</b>	<b>ANÁLISE DO PROBLEMA.....</b>	<b>103</b>
3.1	SIMULAÇÃO DE MOTORES DE INDUÇÃO MONOFÁSICOS .....	103
3.2	AQUECIMENTO DE COMPRESSORES HERMÉTICOS .....	104
3.2.1	<i>Variação de tensão e de frequência de alimentação.</i>	105
3.2.2	<i>Injeção de tensões distorcidas.....</i>	113
3.3	INFLUÊNCIA DA QUALIDADE DE ENERGIA DA REDE ELÉTRICA .....	115
3.3.1	<i>Tensões de projeto e teste dos compressores .....</i>	115
3.3.2	<i>Dados reais de harmônicas medidas.....</i>	115
3.3.3	<i>Formas de onda propostas para testes em bancada.</i>	118
3.4	CONCLUSÃO DO CAPÍTULO .....	123
<b>4</b>	<b>ANÁLISE EXPERIMENTAL .....</b>	<b>125</b>
4.1	PLANEJAMENTO .....	125
4.1.1	<i>Aquecimento forçado do compressor .....</i>	125
4.1.1.1	<i>Local de realização dos testes.....</i>	125
4.1.1.2	<i>Preparação dos motores .....</i>	125
4.1.1.3	<i>Condição de carga.....</i>	127
4.1.1.4	<i>Característica metrológica do sistema de medição ..</i>	128
4.1.2	<i>Influência da qualidade de energia da rede elétrica.</i>	129
4.1.2.1	<i>Sequência dos testes .....</i>	129
4.1.2.2	<i>Características metrológicas do sistema de medição</i>	130
4.2	LEVANTAMENTO DE DADOS E ANÁLISE DE RESULTADOS .....	134
4.2.1	<i>Aquecimento forçado do compressor .....</i>	134
4.2.1.1	<i>Primeira fase: Definição do método .....</i>	135
4.2.1.2	<i>Segunda fase: Consolidação do método.....</i>	142
4.2.1.3	<i>Terceira fase: Testes em bancada de ensaios .....</i>	147
4.2.1.4	<i>Visão geral dos resultados.....</i>	160
4.2.1.5	<i>Procedimentos para aplicação prática do método....</i>	162
4.2.2	<i>Influência da qualidade de energia da rede elétrica.</i>	164
4.2.2.1	<i>Resultado da 1ª sequência.....</i>	164
4.2.2.2	<i>Resultados da 2ª sequência .....</i>	168
4.2.2.3	<i>Resultado da 3ª sequência.....</i>	173
4.2.2.4	<i>Resultados com capacitor permanente conectado ....</i>	176
4.3	CONCLUSÃO DO CAPÍTULO .....	178

<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS .....</b>	<b>179</b>
5.1	CONCLUSÕES .....	179
5.1.1	<i>Aquecimento forçado do compressor.....</i>	<i>179</i>
5.1.2	<i>Influência da qualidade de energia da rede.....</i>	<i>181</i>
5.2	PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS .....	182
5.2.1	<i>Aquecimento forçado do compressor.....</i>	<i>182</i>
5.2.2	<i>Influência da qualidade de energia da rede.....</i>	<i>184</i>
	<b>REFERÊNCIAS.....</b>	<b>187</b>
	<b>APÊNDICES .....</b>	<b>195</b>
	<b>APÊNDICE 1 – EQUAÇÕES DO MOTOR DO COMPRESSOR.....</b>	<b>195</b>
	<b>APÊNDICE 2 – DADOS DE CALIBRAÇÃO DOS TERMOPARES .....</b>	<b>197</b>
	<b>APÊNDICE 3 – SIMULAÇÕES DO MOTOR DO COMPRESSOR .....</b>	<b>200</b>
	<b>APÊNDICE 4 – RESULTADOS DA AVALIZAÇÃO DE INCERTEZAS .....</b>	<b>207</b>





## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Fase de estabilização e de regime permanente (SCUSSEL, 2006). .....	38
Figura 2- Ciclo de refrigeração (CEFET-SC, 2008). .....	43
Figura 3 - Foto de um compressor EM 30 HNR (PACHECO, 2007). ..	44
Figura 4 – Modelo genérico de uma BEC (SCUSSEL, 2006). .....	47
Figura 5 - Método C: Medição com calorímetro a seco (SCUSSEL, 2006). .....	49
Figura 6 - Método F: Medidor de vazão mássica (SCUSSEL, 2006). ..	50
Figura 7 - Volume de controle no compressor de refrigeração. ....	51
Figura 8- Fluxo de perda de energia em compressores, modificada de RÉGIO GOMES (2006). .....	52
Figura 9- Curvas de aquecimento do compressor: (a) comparação entre aquecimento normal e sobre aquecimento; (b) curva de aquecimento combinado (modificada de SCUSSEL (2006)). .....	54
Figura 10 - Medições realizadas em Pune na semana de 6/08 a 12/08/2007 (a) perfil de tensão semanal, (b) padrão de tensão no dia 07/08/2007, modificada de PRAYAS, (2007). .....	60
Figura 11 – Perfil diário do DTT% das medições nos PEE's. ....	62
Figura 12 - Espectro harmônico típico dos circuitos de baixa tensão, medição nos pontos de entrega de energia. ....	62
Figura 13 – Residência Monofásica I.I. ....	63
Figura 14 - Comercial – Transporte aéreo.....	63
Figura 15 - THD de tensão ao longo do tempo para a residência com consumo baixo (< 200 kWh/mês). ....	64
Figura 16 - THD de tensão ao longo do tempo para residência com	

consumo médio ( $200 < \text{consumo} < 500$ kWh/mês). .....	64
Figura 17 - THD de tensão em 24 horas – Consumo alto ( $> 500$ kWh/mês) – Fases A, B e C, modificado de (PIRES, 2006). .....	65
Figura 18 - Decomposição do campo pulsante (MARQUES, 2005). ...	67
Figura 19 - Curva de Conjugado médio x velocidade de um motor de indução monofásico (MARQUES, 2005). .....	67
Figura 20 – (a) Diagrama elétrico do motor de fase dividida e (b) curva torque-velocidade (PACHECO, 2007).....	68
Figura 21 - (a) Diagrama elétrico do motor com capacitor de partida e (b) curva torque-velocidade (PACHECO, 2007). .....	69
Figura 22 - (a) Diagrama elétrico do motor com capacitor permanente e (b) curva torque-velocidade (PACHECO, 2007). .....	70
Figura 23 - (a) Diagrama elétrico do motor com capacitor de partida e permanente e (b) curva torque-velocidade (PACHECO, 2007).....	70
Figura 24 - Máquina de indução bifásica, 2 pólos, assimétrica, modificada de KRAUSE, WASYNCZUK, & SUDHOFF (2002).....	72
Figura 25 - Circuito equivalente do motor de indução monofásico (modificado de KRAUSE, WASYNCZUK e SUDHOFF, 2002).....	75
Figura 26 – Circuito equivalente de regime permanente do motor de indução monofásico (FITZGERALD, KINGSLEY e UMANS, 2008). 77	
Figura 27 - Fluxo de potência e perdas dos motores de indução monofásicos. ....	78
Figura 28 - Coeficiente de compensação de carga em função da variação do desequilíbrio de tensão, modificado de PILLAY, HOFMANN e MANYAGE (2002). .....	80
Figura 29 - Perdas no núcleo em função das variações de tensão, modificado de PILLAY, HOFMANN e MANYAGE (2002).....	81

Figura 30 - Aumento da temperatura da carcaça do motor alimentado por formas de onda distorcidas, modificado de YACAMINI (1995)....	82
Figura 31 – a) Conteúdo harmônico das diferentes formas de onda distorcidas, b) Aumento de temperatura para cada forma de onda, modificada de YACAMINI (1995).....	83
Figura 32- Motor n° 1 com capacitor de 12,5 $\mu$ F, (a) Perdas harmônicas (b) Rendimento .....	84
Figura 33 – Motor n° 2 com capacitor de 15 $\mu$ F, (a) Perdas harmônicas (b) Rendimento.....	84
Figura 34 – Componentes harmônicas de corrente e torque de um motor trifásico, modificado de ARRIALAGA, BRADLEY e BODGER (1985). .....	85
Figura 35 - Torque eletromagnético médio do motor de indução .....	86
Figura 36 - Escorregamento rotacional em função da THDv para harmônicas .....	87
Figura 37 - Erros de amplitude e tempo associados à digitalização, modificado de AGILENT (jun/2000).....	89
Figura 38 - Curva de resposta e representação dos erros do ADC, modificado de MAXIN (2001).....	90
Figura 39 - Curva de resposta e representação erro de ganho do ADC, modificado de MAXIN (2001).....	90
Figura 40 - Curva de resposta e representação de medições diferenciais, modificado de MAXIN (2001).....	91
Figura 41 - Erro de amostragem devido ao aliasing, modificado de (PETROVCIC, 2007).....	93
Figura 42 - Erro de truncamento, apresentando vários parâmetros.....	94
Figura 43 - Medição sinal senoidal, com tempo de medição = 0.97*	

Período do sinal e dispersão espectral.....	95
Figura 44- Diagrama do circuito equivalente simplificado transformador de instrumentação. ....	96
Figura 45 - Esboço das correntes <i>rms</i> : estatórica ( $I_s$ ), rotórica pra frente ( $I_r$ ), magnetização pra frente ( $I_m$ ), em função do escorregamento. ....	106
Figura 46 - Curvas de torque e corrente em função do escorregamento, condições: CN, {1} e {2}.....	108
Figura 47 - Curvas de torque e corrente em função do escorregamento, condições: CN, {3} e {4}.....	109
Figura 48 - Curvas de torque e corrente em função do escorregamento, condições: CN, {5}.....	110
Figura 49 - Curvas de torque e corrente em função do escorregamento, condições: CN, {6}.....	111
Figura 50 - Teste comparativo do tempo de aquecimento da bobina do estator do compressor sob condições de alimentação adversas. ....	114
Figura 51- Diagrama elétrico simplificado do quadro geral de entrada do LIAE .....	116
Figura 52 - Forma de onda 1 – THD = 1,86%. ....	119
Figura 53 - Forma de onda 2.....	120
Figura 54 - Forma de onda 3.....	121
Figura 55 - Forma de onda 4.....	122
Figura 56- Cadeia de medição temperaturas do compressor.....	128
Figura 57 – Sistema de medição da potência de consumo do compressor. ....	131
Figura 58 -Incerteza de medição de corrente CA, relativo ao valor medido, modificada de (BARBOSA, 2006) .....	133
Figura 59- Perfil térmico com compressor “E”, condição nominal de	

alimentação : 115 V e 60 Hz. Intervalo entre amostras = 5 s.....	135
Figura 60 - Perfil térmico compressor "E" com tensão 150 V e frequência 40 Hz. . Intervalo entre amostras = 5 s.....	137
Figura 61 - Perfil térmico compressor "E" com tensão 150 V e frequência 100 Hz. . Intervalo entre amostras = 5 s.....	138
Figura 62 - Perfil térmico compressor "E" com tensão de 115 V e frequência 100 Hz. . Intervalo entre amostras = 5 s.....	139
Figura 63 - Curva de torque eletromagnético em função do escorregamento do compressor "E". .....	140
Figura 64 – Tabela e curva dos resultados do teste para detecção de Smax (redução da tensão de alimentação). .....	141
Figura 65 - Tabela e curva dos resultados do teste para detecção de Smax ' (aumento da frequência de alimentação da rede). .....	141
Figura 66 - Curvas de correntes, enrolamento principal, compressor "A". .....	142
Figura 67 - Curvas de torques eletromagnéticos, compressor "A".....	143
Figura 68 – Tabela e curva dos resultados do teste prático para detecção de Smax (redução da tensão de alimentação).....	144
Figura 69 - Tabela e curva dos resultados do teste prático para detecção de Smax ' (aumento da frequência de alimentação da rede).....	144
Figura 70 - Perfil térmico compressor "A" com tensão 115 V frequência 105 Hz. . Intervalo entre amostras = 5 s.....	145
Figura 71- Perfil térmico compressor "B", tensão 220 V e frequência 100 Hz. . Intervalo entre amostras = 5 s.....	146
Figura 72 - Perfil térmico compressor "D", tensão 220 V e frequência 100 Hz. . Intervalo entre amostras = 5 s.....	146
Figura 73 - Perfil térmico compressor "F", tensão 115 V e frequência	

100 Hz. . Intervalo entre amostras = 1 s.....	147
Figura 74 - Motor H: curva de torque versus escorregamento.....	149
Figura 75 - Perfil térmico para compressor "I" com tensão 220 V e frequência 50 Hz (condições nominais de alimentação). . Intervalo entre amostras = 1 s. ....	150
Figura 76 - Temperatura do corpo e demais variáveis de processo compressor "I" (condições nominais de alimentação). Intervalo entre amostras = 10 s.....	150
Figura 77 - Perfil térmico para compressor "I" com tensão 220 V e frequência 82 Hz (somente para os primeiros 64 minutos de teste). . Intervalo entre amostras = 1 s. ....	151
Figura 78 - Temperatura do corpo e demais variáveis de processo do compressor "I". Intervalo entre amostras = 10 s. ....	151
Figura 79 - Perfil térmico para compressor "I" com tensão 220 V e 82 Hz. . Intervalo entre amostras = 1 s.....	152
Figura 80 - Temperatura do corpo e demais variáveis de processo compressor "I". Intervalo entre amostras = 10 s. ....	152
Figura 81 - Perfil térmico compressor "H": tensão 220 V e frequência 50 Hz. . Intervalo entre amostras = 1 s.....	153
Figura 82 - Temperatura do corpo e demais variáveis de processo compressor "H". . Intervalo entre amostras = 10 s.....	154
Figura 83 - Perfil térmico para compressor "H" com tensão 220 V e frequência 82 Hz. . Intervalo entre amostras = 1 s.....	154
Figura 84 - Perfil térmico para compressor "H" com tensão 220 V e frequência 82 Hz. Intervalo entre amostras = 1 s.....	155
Figura 85 - Temperatura do corpo e variáveis de processo compressor "H". Intervalo entre amostras = 10 s.....	155

Figura 86 - Perfil térmico para compressor "H" com tensão 220 V e frequência 82 Hz. Intervalo entre amostras = 1 s. ....	156
Figura 87 - Temperatura do corpo e variáveis de processo compressor "H". Intervalo entre amostras = 10 s. ....	156
Figura 88 - Perfil térmico para compressor "H" com tensão 220 V e frequência 68 Hz, condição de carga HBP. Intervalo entre amostras = 1 s. ....	157
Figura 89 - Forma de onda de tensão distorcida com THDv = 57%, com somente harmônica de segunda ordem.....	158
Figura 90 - Perfil térmico para compresor "I" com tensão 220 V, frequência 50 Hz e THDv=57% (somente harmônica de 2ª ordem)..	159
Figura 91 - Temperatura do corpo e demais variáveis de processo, compressor "I". Intervalo entre amostras = 10 s. ....	159
Figura 92 - Resultados normalizados da 1ª sequência dos testes: potência consumida, corrente AC e tensão de alimentação medidos no WT230.....	164
Figura 93 – Zoom do espectro harmônico de corrente para todas as etapas da 1ª sequência. ....	166
Figura 94 - Resultado da capacidade de refrigeração da 1ª sequência de testes.....	167
Figura 95 - Resultado do coeficiente de performance para a 1ª sequência de testes. ....	167
Figura 96 - Resultados normalizados da 2ª sequência dos testes: potência consumida, corrente AC e tensão de alimentação.....	168
Figura 97 - Motor H: corrente versus escorregamento.....	169
Figura 98 – Zoom do espectro harmônico de corrente para todas as etapas da 2ª sequência. ....	170

Figura 99- Resultado da capacidade de refrigeração da 2ª seqüência de testes.....	171
Figura 100 - Resultado do coeficiente de performance para a 2ª seqüência de testes. ....	172
Figura 101 - Resultados normalizados da 3ª seqüência dos testes: potência consumida, corrente AC e tensão de alimentação. ....	173
Figura 102 – Zoom do espectro harmônico de corrente para todas as etapas da 3ª seqüência.....	174
Figura 103 - Resultado da capacidade de refrigeração da 3ª seqüência de testes.....	175
Figura 104 - Resultado do coeficiente de performance para a 3ª seqüência de testes.....	175
Figura 105 – Zoom do espectro harmônico de corrente para todas as etapas da seqüência com capacitor permanente conectado.....	177
Figura 106 – Característica de resposta inversa dos termopares tipo T .....	198
Figura 107 - Corrente estatórica enrolamento principal da primeira seqüência de testes.....	200
Figura 108 - Zoom do valor <i>rms</i> da corrente estatórica do enrolamento principal da primeira seqüência de testes.....	201
Figura 109 - Zoom do valor <i>rms</i> da corrente estatórica do enrolamento principal, para as duas primeiras etapas da primeira seqüência de testes. ....	201
Figura 110 - Frequência rotacional do motor da primeira seqüência de testes.....	202
Figura 111 – Zoom da frequência rotacional do motor da primeira seqüência de testes.....	202



Figura 112 - Corrente estatórica do enrolamento da segunda sequência de testes. ....	203
Figura 113 - Zoom da corrente estatórica enrolamento principal da segunda sequência de testes. ....	204
Figura 114 – Zoom da frequência rotacional do motor da segunda sequência de testes. ....	204
Figura 115 - Corrente estatórica enrolamento principal da terceira sequência de testes. ....	205
Figura 116 - Zoom do valor <i>rms</i> da corrente estatórica enrolamento principal da terceira sequência de testes.....	206
Figura 117 – Zoom da frequência rotacional do motor da terceira sequência de testes. ....	206



## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Faixas de temperaturas de evaporação .....	46
Tabela 2 - Níveis de tensão disponíveis no Brasil (baixa tensão) e seus limites, modificada de (ANEEL, 2008).....	59
Tabela 3 - Distorção harmônica individual de tensão, baseado em (ANEEL, 2008). .....	61
Tabela 4 - Teste de resposta temporal e angular de uma sonda de corrente de 10A / 10mV/A (FILHO, DUARTE e GOLDENBERG, 2007). .....	96
Tabela 5 - Parâmetros do motor de indução monofásico, 115 V, 60 Hz. ....	103
Tabela 6- Estimativa de perdas no motor de indução monofásico. ....	112
Tabela 7 - Comparativo dos tempos de estabilização das etapas de teste .....	114
Tabela 8 - Conteúdo harmônico medido no LIAE .....	116
Tabela 9 - Conteúdo harmônico medido na empresa parceira. ....	117
Tabela 10 – Espectro harmônico da forma de onda 1. ....	119
Tabela 11 - Espectro harmônico forma de onda 2.....	120
Tabela 12 - Espectro harmônico forma de onda 3.....	121
Tabela 13 - Espectro harmônico forma de onda 4.....	122
Tabela 14 - Compressores de teste - bancada partida e tombamento. .	126
Tabela 15 - Compressores utilizados na validação final – BEC da empresa parceira.....	126
Tabela 16 - Pontos de instrumentação dos compressores.....	127
Tabela 17 - Incertezas de medição da capacidade de refrigeração.....	134
Tabela 18 - Temperaturas de regime das variáveis do compressor "E". .....	136

Tabela 19 - Resultados dos ensaios.....	161
Tabela 20 - Frequência máxima de enfraquecimento de campo. ....	163
Tabela 21- Resultados das medições das variáveis elétricas 1ª sequência. .....	165
Tabela 22- Resultados médios de todas as etapas da 1ª sequência. ....	168
Tabela 23 -Resultados das medições das variáveis elétricas 2ª sequência .....	170
Tabela 24 - Resultados médios de todas as etapas da 2ª sequência. ...	172
Tabela 25 - Resultados das medições das variáveis elétricas 3ª sequência.....	174
Tabela 26 - Resultados médios de todas as etapas da 3ª sequência. ...	176
Tabela 27 - Resultados das medições das variáveis elétricas, sequência com capacitor permanente conectado. ....	176
Tabela 28 - Comparativo dos tempos de aquecimento do compressor	179
Tabela 29 - Pontos medidos na calibração dos termopares tipo T .....	197
Tabela 30 - Balanço de incertezas - Calibração dos termopares.....	199
Tabela 31 - 1ª sequência de testes - tensão nominal + distorções .....	200
Tabela 32 - 2ª sequência de testes - Sobre-tensão + distorções.....	203
Tabela 33 - 3ª sequência de testes - Sub-tensão + distorções.....	205
Tabela 34 - Incertezas de medição 1ª sequência WT 230.....	207
Tabela 35 - Incertezas de medição 2ª sequência WT 230.....	207
Tabela 36 - Incertezas de medição 3ª sequência WT 230.....	207
Tabela 37 - Incertezas de medição 1ª sequência DL 750.....	208
Tabela 38 - Incertezas de medição 2ª sequência DL 750.....	208
Tabela 39 - Incertezas de medição 3ª sequência DL 750.....	208
Tabela 40 - Incertezas de medição com capacitor permanente DL 750 .....	208

Tabela 41 - Resultados de incerteza 1ª sequência simulação caso hipotético.....	210
Tabela 42 - Comparativo incerteza de medição do COP 1ª sequência	211
Tabela 43 - Comparativo incerteza de medição do COP 2ª sequência	211
Tabela 44 - Comparativo incerteza de medição do COP 3ª sequência	211



**LISTA DE ABREVIATURAS**

ADC	-	<i>Analog-digital converter</i>
ANEEL	-	Agência Nacional de Energia Elétrica
ANSI	-	<i>American National Standards Institute</i>
ASHRAE	-	<i>American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers</i>
BEC	-	Bancada de ensaios de compressores
COP	-	<i>Coefficient of performance</i>
CSR	-	<i>Capacitive Start &amp; Run</i>
CSIR	-	<i>Capacitive Start – Inductive Run</i>
CSCR	-	<i>Capacitive Start &amp; Capacitive Run</i>
DMM	-	<i>Digital Multimeter</i>
FMM	-	Força magneto-motriz
GUM	-	<i>Guide to the expression of uncertainty in measurement</i>
HP	-	<i>Hewlett Packard</i>
HBP	-	<i>High Back Pressure</i>
HST	-	<i>High Starting Torque</i>
IEC	-	<i>International Electrotechnical Commission</i>
IEEE	-	<i>Institute of Electrical and Electronics Engineers</i>

ISO	-	<i>International Organization for Standardization</i>
LBP	-	<i>Low Back Pressure</i>
LIAE	-	Laboratório de Instrumentação e Automação de Ensaios Aplicados à Refrigeração
LST	-	<i>Low Starting Torque</i>
MBP	-	<i>Medium Back Pressure</i>
NIST	-	<i>National Institute of Standards and Technology</i>
PTCSIR	-	<i>PTC Start – Inductive Run</i>
PTCSCR	-	<i>PTC Start – Capacitive Run</i>
PRODEEM	-	Programa de Desenvolvimento Energético de Estados e Municípios
PRODIST	-	Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no Sistema Elétrico Nacional
RSIR	-	<i>Resistive Start – Inductive Run</i>
RSCR	-	<i>Resistive Start – Capacitive Run</i>
THD	-	<i>Total Harmonic Distortion</i>



## RESUMO

O aumento do custo da energia elétrica, verificado nos últimos anos, impulsionado pela crescente demanda e limitação da oferta, aumentou a importância da eficiência nos equipamentos elétricos. Nesse contexto os fabricantes de compressores de refrigeração investem em pesquisas de novas tecnologias a fim de garantir a competitividade da empresa.

Os procedimentos de ensaio para medição do coeficiente de performance dos compressores estão descritos em normas. Essas normas estabelecem que, durante o ensaio, o compressor deve operar continuamente sob condições tais que: por um período específico, tipicamente uma hora, flutuações em todas as variáveis que afetem o resultado final se mantenham dentro de limites preestabelecidos e que não demonstrem tendência alguma de se moverem fora destes limites. Entretanto, essa condição de regime permanente só é alcançada muitas vezes após três horas a partir do início do ensaio, o que significa um tempo bastante grande em função da demanda diária de testes em compressores. Além disso, é comum que a qualidade da energia elétrica que alimenta o compressor em teste, oriunda da rede elétrica, não seja controlada, e seus efeitos nos resultados dos testes não sejam conhecidos. Diante disso, o presente trabalho objetivou: propor métodos para redução do tempo de ensaio demandado por compressor, baseado em análises teóricas e experimentais; quantificar a influência da qualidade de energia elétrica de alimentação nos resultados dos ensaios, através de uma análise experimental.

Métodos foram propostos para atingir os objetivos do primeiro tema e, dentre eles, alguns foram testados. Os resultados obtidos mostraram que é possível reduzir-se consideravelmente o tempo de ensaio, de uma forma eficiente e envolvendo investimento bastante reduzido. Quanto ao segundo tema, medições foram feitas em bancada de ensaios mostrando que a influência no coeficiente de performance do compressor é visível quando se alimenta o motor com formas de onda distorcidas ou com níveis de tensão diferentes das condições nominais.



## ABSTRACT

The increasing cost of energy in recent years, boosted by rising demand and limited supply, has raised the importance of efficiency of the electrical equipment. In this context the refrigerant compressors manufacturers carry out extensive research into new technologies, in order to maintain the company's competitiveness.

The test procedures for measuring the compressor coefficient of performance are described in standards. These standards state that, during the test, the compressor must operate continuously under conditions such that, for a specified period (typically one hour), fluctuations in all the factors likely to affect the results of the test remain between some prescribed limits and show no definite tendency to move outside this limits. However, to reach such conditions of stability, it can take about three hours, that means a long time considering the daily compressors demand for testing. Besides, the electrical energy quality for supplying the compressors during tests is normally not controlled and, then, its effects on the tests results are not known. Faced with these two problems this work aims: to propose methods for reducing the overall time of the variables stabilization, based on the analysis of theoretical and experimental conditions; to quantify the influence of bad power quality supply on the results of the performance tests, by experimental analysis.

Methods were proposed to reach the objective of the first theme, and among them, some were tested. The results obtained show that is possible to reduce considerably the test time, by an efficient way and involving low investment. Related to the second theme, the measurements that were realised in the calorimeter shown a visible influence of the over/under voltage and the waveform voltage distortion on the performance test results.



## 1. INTRODUÇÃO

### 1.1 Contextualização

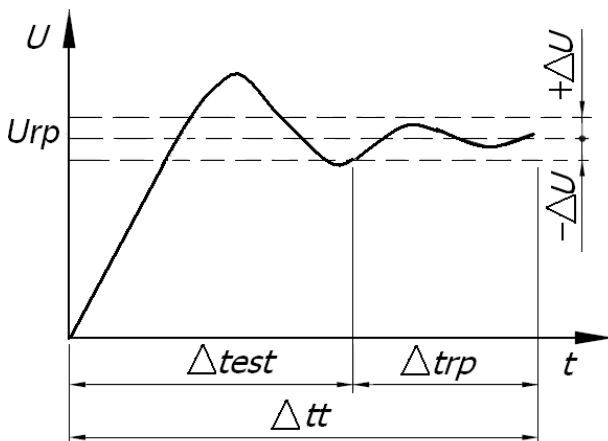
Historicamente, o desenvolvimento dos sistemas de refrigeração e ar condicionado teve forte influência na evolução da indústria de geração e distribuição de energia elétrica, devido à grande demanda de energia exigida pelos mesmos. Segundo JOFFILY e PIMENTA (2006) o consumo de energia no Brasil está distribuído da seguinte forma: 43.8% são derivados de petróleo, 16.3% de energia elétrica e 10.7% de bagaço de cana. Já o consumo de energia elétrica por setores no Brasil se distribui em: 46.9% na indústria, 22.3% no setor residencial, 14,1% no setor comercial e 8,69% no setor público. Dentro do setor residencial o maior filão de energia elétrica são aparelhos de refrigeração e de condicionamento de ar, que juntos representam 33% do consumo. Uma redução de apenas 1% no consumo dos equipamentos de refrigeração residenciais, representaria uma economia de cerca de 30 GWh/ano. Já no setor comercial 20% do consumo de energia elétrica se devem aos aparelhos de ar condicionado (central e de janela). Apenas através desses dois setores pode ser visto que 10,2% do consumo de energia elétrica total do país se devem a aplicações de ar condicionado e refrigeração, nas quais o componente mais importante, do ponto de vista da conversão de energia em um ciclo de refrigeração, é o compressor. O mercado desse componente no Brasil movimentava US\$ 1,5 bilhão por ano, com crescimento de 3% ao ano, onde os compressores herméticos, foco do presente trabalho, representam 37% desse montante.

Nas últimas décadas, o custo crescente da energia elétrica foi um fator que impulsionou uma tendência mundial: aumento da eficiência dos equipamentos e redução do consumo elétrico dos mesmos. Nesse contexto se apresentam as bancadas de ensaio de compressores - BEC, utilizadas pelos fabricantes de compressores para determinar as características dos mesmos. Um ensaio bastante usual é o de desempenho em calorímetro, no qual são determinados capacidade de refrigeração, potência ativa consumida e coeficiente de performance. Alguns métodos de ensaio são apresentados e regulamentados por normas internacionais, sendo as mais conhecidas a ISO 917 - *Testing of Refrigerant Compressors* (ISO, 1989), e a ASHRAE 23-1993 - *Methods of Testing for Rating Positive Displacement Refrigerant Compressors and Condensing Units* (ASHRAE, 1993). Tais normas possibilitam equalizar os procedimentos adotados e equipamentos utilizados nos ensaios de forma a garantir a

confiabilidade dos resultados obtidos e, assim, a qualidade dos produtos ofertados.

Vários trabalhos têm sido desenvolvidos pelos fabricantes de compressores, visando a melhoria contínua desses ensaios no sentido de atender às exigências das normas (muitas vezes até indo além dessas exigências), sempre focando na maior produtividade aliada ao menor custo de realização dos ensaios. Nesse sentido, vários aspectos são importantes, dentre eles o tempo despendido na realização dos ensaios e a qualidade da energia elétrica utilizada nos mesmos.

Segundo SCUSSEL (2006), um ensaio de desempenho possui, durante a sua realização, fases bem características (estabilização e regime) que podem ser associadas a intervalos de tempo, conforme mostrado na figura 1.



Legenda:

$\Delta t_{test}$  - tempo de estabilização (transitório);

$\Delta t_{trp}$  - tempo de aquisição (regime permanente);

$\Delta t_t$  - tempo total de ensaio;

$U$  - grandeza medida;

$\Delta U$  - tolerância da oscilação da grandeza medida;

$U_{rp}$  - valor da grandeza medida para regime permanente.

Figura 1 - Fase de estabilização e de regime permanente (SCUSSEL, 2006).

O tempo de estabilização corresponde ao tempo gasto no aquecimento do compressor (considerado o ponto crítico desse processo) e da bancada até o instante em que todas as variáveis sob análise fiquem

enquadradas dentro dos limites de tolerância do ensaio. Esse tempo depende do porte do compressor e das condições de contorno, cujo valor típico é da ordem de três horas. O tempo de aquisição (regime permanente) corresponde ao período em que são feitas as medições propriamente ditas e que, tipicamente por norma, tem duração de uma hora. A proporção de tempo despendido durante o ensaio nas bancadas é, portanto, de aproximadamente 75% para a estabilização e 25% para a aquisição de dados em regime permanente, para ensaios que seguem a norma ISO 917. Entretanto, existem ensaios realizados para atender a fins internos da empresa (qualidade e desenvolvimento de produto, por exemplo), onde não se requer uma hora inteira para a aquisição, e sim um tempo menor, como por exemplo, 45 minutos. Nesses casos a proporção fica ainda mais acentuada. Considerando esses tempos, conclui-se que, atualmente, no máximo 6 ensaios são realizados por dia na empresa que serviu de análise de caso para esta dissertação, para uma operação contínua de 24 horas/dia, desconsiderando o tempo necessário para a preparação do ensaio. Portanto, na melhor das hipóteses, 18 horas do dia são gastas somente com a estabilização das variáveis da bancada.

Neste trabalho, especificamente, a motivação da parceria por parte da empresa deve-se ao fato de ela possuir atualmente, no parque fabril da unidade matriz, em torno de três dezenas de bancadas de avaliação de desempenho de compressores e mais algumas dezenas pulverizadas pelas filiais localizadas em outros países. Tais bancadas, apesar do número aparentemente elevado, são insuficientes para atender à demanda de ensaios. A possibilidade de aquisição de mais bancadas esbarra na necessidade de mais espaço físico, aumento do passivo laboratorial e demanda por pessoal técnico especializado para operação.

Outro ponto de destaque é com relação à qualidade da energia elétrica ofertada a essas bancadas de ensaio, o que se entende como a qualidade da tensão que chega aos equipamentos utilizados nos ensaios. Segundo ROCHA (2009), um sistema com excelente qualidade da energia elétrica é caracterizado pelo fornecimento de energia em tensão com forma de onda senoidal pura, sem alterações em amplitude, frequência ou fase, como se emanasse de uma fonte de potência infinita. Entretanto, com a proliferação de cargas geradoras de harmônicos, os sistemas elétricos, tanto os das concessionárias, quanto os dos consumidores, passaram a ter que conviver com o problema da distorção da onda de tensão e suas consequências.

Há uma vastidão de trabalhos publicados que comprovam o aumento de perdas nos motores, quando submetidos a condições de alimentação adversas. Esse aumento de perdas implica maior consumo de

potência, para uma mesma condição de carga. Considerando especificamente o compressor, o qual é acionado por um motor elétrico inserido em um sistema elétrico onde várias outras cargas não lineares compartilham com ele o mesmo sistema, a preocupação com a qualidade da tensão ofertada é bastante pertinente. Além das perdas elétricas e mecânicas dos motores, atenta-se também para a variação da frequência rotacional dos mesmos quando submetidos a sobre-tensão, sub-tensão ou distorções de tensões, fazendo variar conseqüentemente a vazão mássica do fluido refrigerante e, portanto, a capacidade de refrigeração do sistema.

## 1.2 Objetivos do trabalho

Este trabalho de dissertação foi dividido em dois temas, cada qual com seu objetivo:

- propor forma de reduzir o tempo demandado por compressor nos ensaios realizados em bancadas, utilizando como ferramenta a fonte de alimentação elétrica dos compressores;
- avaliar influência da qualidade de energia elétrica nos resultados desses ensaios.

Quanto à redução do tempo de estabilização das variáveis, que hoje compreende mais de 75% do tempo total do ensaio, esta dissertação visa dar continuidade a um trabalho já realizado no LIAE/LABMETRO<sup>1</sup>, o qual será citado ao longo do texto. Sendo o aquecimento do corpo do compressor considerado o gargalo para a redução desse tempo de estabilização, será trabalhado o aumento de perdas no compressor, focando exclusivamente no aumento de perdas elétricas e mecânicas do motor, através de variações nos parâmetros elétricos de alimentação (tensão e frequência). Vale ressaltar que a viabilidade da solução proposta dependerá de aspectos técnicos e econômicos, compatíveis com o grau de necessidade desta solução. Nesse sentido, objetiva-se uma solução fácil de ser implementada no dia-a-dia de uma empresa, que seja eficaz e de baixo custo.

Quanto à influência da qualidade da tensão elétrica no desempenho dos compressores, o trabalho está baseado em revisão bibliográfica, em simulações e em testes práticos em bancada de ensaios. O objetivo, portanto, é quantificar essa influência e estipular limites dentro dos quais existe a possibilidade de se utilizar diretamente a rede elétrica da concessionária para alimentação de compressores em ensaios.

---

<sup>1</sup> LIAE – Laboratório de Instrumentação e Automação de Ensaios Aplicados à Refrigeração  
LABMETRO – Laboratório de Metrologia e Automação da UFSC



### 1.3 Estrutura da dissertação

Esta dissertação foi estruturada visando apresentar, de forma concatenada, a evolução do trabalho.

No capítulo 2, Revisão Bibliográfica, são tratados todos os assuntos considerados relevantes para a realização prática do trabalho, abordando as características dos compressores e seus motores elétricos, as bancadas de ensaios de desempenho, questões referentes à qualidade de energia elétrica da rede baseadas em dados encontrados na literatura (medições, efeitos das harmônicas, e outros mais) e meios de medição e avaliação de incertezas das variáveis elétricas.

O capítulo 3, Análise Preliminar do Problema, por sua vez, apresenta o aproveitamento dos estudos anteriormente realizados, através de simulações e testes preliminares que foram determinantes para o planejamento das medições em campo.

O capítulo 4, Análise Experimental, é dividido em duas partes: planejamento; levantamento de dados e análise de resultados. A primeira parte apresenta todos os passos que foram dados antes da realização efetiva dos testes práticos, definindo locais, condições de cargas, equipamentos e quantidade de testes a serem efetuados. Na segunda parte têm-se os resultados obtidos nos testes finais, com comentários a respeito dos mesmos.

Por fim, no capítulo 5, Conclusões e Propostas para Trabalhos Futuros, são apresentadas as conclusões finais do trabalho assim como algumas sugestões de temas complementares para pesquisas futuras.



## 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este trabalho abrangeu uma grande diversidade de temas, cujos pontos relevantes estão apresentados neste capítulo.

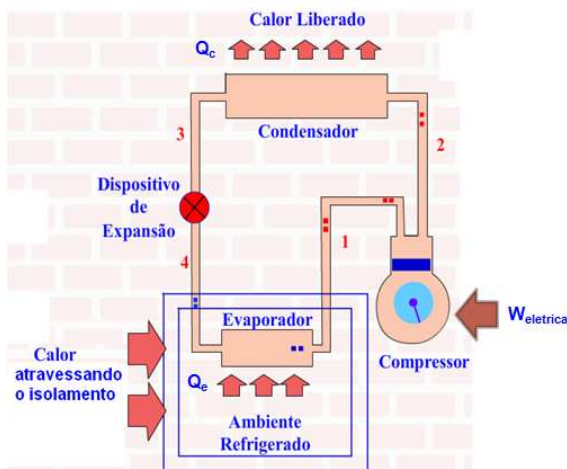
Comum aos dois temas principais desta dissertação, serão apresentados conceitos, principais características e classificações dos compressores, bem como explicações referentes a seus ensaios de bancada, exigências de normas e dados reais de rotina desses ensaios.

Alguns pontos referentes ao funcionamento e características de motores de indução monofásicos estão apresentados neste capítulo. Esse estudo possibilitou a fundamentação teórica do método ora proposto no que se refere, sobretudo, à redução do tempo de ensaio dos compressores, contribuindo também para o entendimento dos resultados práticos.

Quanto ao segundo tema, alguns pontos foram pesquisados, tais como: dados reais de variações de tensão e distorções de formas de ondas encontradas no sistema elétrico brasileiro, características dos equipamentos de medição de sinais elétricos e sugestões de métodos de avaliação de incertezas, quando tais sinais não são puramente senoidais.

### 2.1 Compressores herméticos para refrigeração

Dentro de um ciclo de refrigeração encontra-se inserido o compressor, conforme apresentado na figura 2.



Legenda:

- 1: Vapor - baixa pressão, baixa temperatura;
- 2: Vapor - alta pressão, alta temperatura;
- 3: Líquido - alta pressão, alta temperatura;
- 4: Líquido - baixa pressão, baixa temperatura.

Figura 2- Ciclo de refrigeração (CEFET-SC, 2008).

O funcionamento do ciclo de refrigeração por compressão de va-

por inicia-se com o vapor do refrigerante superaquecido e a baixa pressão entrando no compressor (1). No interior do compressor a pressão é elevada; então o refrigerante sob alta pressão chega ao condensador (2), no qual ocorre transferência de calor para um meio externo (calor liberado), causando assim a condensação do refrigerante, que o deixa no estado de líquido sub-resfriado. O refrigerante deixa o condensador liquefeito e ainda sob alta pressão chega ao dispositivo de expansão (3) no qual ocorre uma redução brusca de pressão, precisando apenas absorver calor de um meio externo para que se evapore, o que ocorre no evaporador (4). A medida que o refrigerante passa através do evaporador o fluido atinge novamente o estado de vapor. Essa evaporação acontece devido a outra transferência de calor (calor absorvido do interior do ambiente a refrigerar), dessa vez do meio para o evaporador. Por fim, o refrigerante retorna para o compressor e o ciclo é repetido continuamente (POLETTI, 2006).

Dessa forma, todo aparelho de refrigeração é dotado de um compressor, o qual é responsável pela injeção de energia necessária para que a troca de calor seja realizada. A figura 3 mostra um elemento hermético em cujo invólucro metálico estão contidos o compressor e o motor elétrico (PACHECO, 2007).



Figura 3 - Foto de um compressor EM 30 HNR (PACHECO, 2007).

Os compressores utilizados em refrigeração podem ser classificados em duas classes principais: (i) compressores roto-dinâmicos e (ii) compressores de deslocamento positivo.

Os compressores roto-dinâmicos caracterizam-se por fornecer quantidade de movimento ao fluido refrigerante, através do movimento rotativo de um rotor provido de diversas pás. O fluido, após passar pelo rotor, escoar através de um difusor no qual a quantidade de movimento é convertida em pressão. Isso pode ser feito através de um escoamento axial ou radial. Em refrigeração a grande maioria dos compressores roto-dinâmicos utiliza escoamento radial e são conhecidos como com-

pressores centrífugos.

Nos compressores de deslocamento positivo, a compressão de vapor é efetuada mecanicamente, admitindo-se uma quantidade de gás e comprimindo-o pela diminuição de seu volume até atingir a pressão desejada da linha de descarga (RÉGIO GOMES, 2006).

Os compressores para refrigeração utilizados neste trabalho são do tipo deslocamento positivo, também conhecidos como alternativos.

Algumas classificações se fazem necessárias para melhor identificar a grande variedade de compressores existentes no mercado (EMBRACO, 2008).

- Torque do motor:
  - LST (*Low Starting Torque*) – baixo torque de partida. Empregado em sistemas com tubo capilar;
  - HST (*High Starting Torque*) – alto torque de partida. Empregado em sistemas com válvula de expansão ou com tubo capilar.
- Tipos de motores elétricos:
  - RSIR (*Resistive Start – Inductive Run*) ou PTCSIR (*PTC Start – Inductive Run*) – não utiliza capacitores. Associado à classe de partida descrita em 2.4.1 (Motor de fase dividida);
  - CSIR (*Capacitive Start – Inductive Run*) – utiliza capacitor eletrolítico de partida. Está associado à classe apresentada em 2.4.1 (Motor de fase dividida com capacitor de partida);
  - RSCR (*Resistive Start – Capacitive Run*) ou PTCSR (*PTC Start – Capacitive Run*) – Utiliza capacitor permanente de funcionamento. Associado à classe de partida descrita em 2.4.1 (Motor de fase dividida com capacitor permanente);
  - CSR (*Capacitive Start & Run*) ou CSCR (*Capacitive Start & Capacitive Run*) – Utiliza capacitor de partida e de funcionamento. Associado à classe de partida descrita em 2.4.1 (Motor de fase dividida com capacitor de partida e permanente).
- Condições de funcionamento: determinam o torque de carga conectada ao eixo do motor, e são elas:
  - LBP (*Low Back Pressure*): Baixa pressão de retorno;
  - MBP (*Medium Back Pressure*): Média pressão de retorno;
  - HBP (*High Back Pressure*): Alta pressão de retorno;
 Suas faixas de valores são determinadas pelas temperaturas de evaporação do sistema de refrigeração, e são tabeladas conforme tabela 1.

Tabela 1 - Faixas de temperaturas de evaporação

APLICAÇÃO	FAIXA DE TEMPERATURA
LBP	-35 °C até -10 °C (-31 °F até + 14 °F)
L / MBP	-35 °C até -5 °C (-31 °F até + 23 °F)
M / HBP	-10 °C até +15 °C (-14 °F até + 5 °F)
HBP	-5 °C até +15 °C (-23 °F até + 59 °F)
L / M / HBP	-35 °C até +15 °C (-31 °F até + 59 °F)

- Tamanho do compressor:

- Pequeno: capacidade de refrigeração até 100 W;
- Médio: capacidade de refrigeração entre 100 e 175 W;
- Grande: capacidade de refrigeração acima de 175 W, até cerca de 265 W.

Ressalta-se que essa classificação é válida para compressores com aplicação residencial operando em condição de carga *check point* (condição de carga mais usada na rotina dos testes), ou seja, temperatura de evaporação de -23,3 °C e de condensação +54,4 °C.

## 2.2 Caracterização do ensaio de desempenho

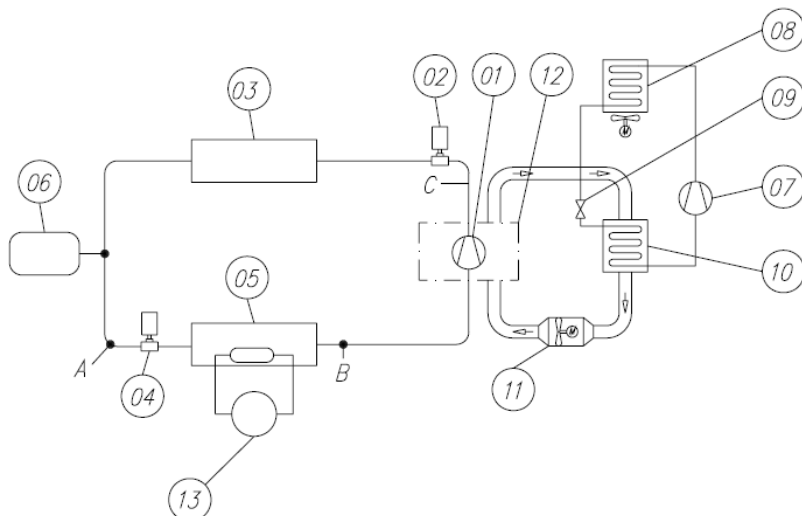
A eficiência dos ciclos de refrigeração é normalmente definida como a razão entre a energia útil, que é o objetivo do ciclo (calor absorvido do meio pelo evaporador -  $Q_e$ ), e a energia que deve ser paga para a obtenção do efeito desejado (potência consumida pelo compressor-  $W_{elétrica}$ ) (STOECKER e SAIZ JABARDO, 2002).

Essa eficiência é também conhecida como COP – *coefficient of performance*.

Muitos esforços são aplicados para a melhoria contínua dessa eficiência, sendo que todas as modificações que visam essa melhoria podem ser avaliadas através de simulações, mas sempre são validadas por meio de ensaios.

Conforme SCUSSEL (2006), o circuito de uma bancada de ensaio de compressor – BEC – consiste de trocadores de calor, válvulas de controle de pressão de descarga, válvula de controle da pressão de sucção, transdutores de pressão, transdutores de temperatura e acessórios.

Conforme mostrado na figura 4, o compressor (01) em ensaio, tem a sua pressão de sucção e de descarga impostas pelas válvulas (4) e (2).



Legenda:

- 1 – compressor sob ensaio;
- 2 – válvula reguladora da pressão da descarga;
- 3 – condensador;
- 4 – válvula reguladora da pressão da sucção;
- 5 – evaporador;
- 6 – acumulador;
- 7 – compressor do circuito de refrigeração do box;
- 8 – condensador do circuito de refrigeração do box ;
- 9 – capilar circuito de refrigeração do box;
- 10 – evaporador do circuito de refrigeração do box ;
- 11 – aquecedor e ventilador de ar para o box;
- 12 – box;
- 13 – fonte fornecedora de energia ao calorímetro.

Figura 4 – Modelo genérico de uma BEC (SCUSSEL, 2006).

A quantificação da vazão de refrigerante é definida pelas trocas de calor no evaporador (5) e por outro método não mostrado nessa figura (mas exigido por norma). São medidas as pressões e temperaturas na entrada A e na saída B que, a partir de uma tabela de propriedades termodinâmicas de refrigerante, possibilita encontrar as entalpias em A e

em B. O fornecimento de energia para o evaporador poder ser feito a partir de qualquer fonte, desde que o valor da potência entregue pela fonte (13) seja conhecida e a partir dela, com um balanço de energia e massa, seja possível definir o fluxo de massa de fluido refrigerante. Conhecendo o fluxo de massa é possível definir, respeitando as exigências das normas, os valores finais do ensaio. Os elementos do circuito secundário: (07), (08), (09), (10), (11) e (12), são respectivamente: compressor auxiliar, condensador, sistema de expansão, evaporador, ventilador de circulação de ar e envoltório (box) para troca de calor entre compressor sob ensaio e ar de arrefecimento. O último item tem por função manter a temperatura e movimentação de ar em torno do compressor (01) sob ensaio.

Dessa forma, o principal ensaio de compressores (ensaio de desempenho) consiste basicamente na mensuração da capacidade de geração de fluxo de massa de fluido refrigerante sob determinadas condições de operação e, também, na mensuração da energia despendida para a realização dessa tarefa. Alguns desses ensaios são específicos de cada fabricante e outros realizados dentro dos requisitos definidos por normas, que possuem a função de padronizar procedimentos.

Nos ensaios de desempenho de compressores de refrigeração, as duas normas mais frequentemente utilizadas e aceitas pela indústria são a “ISO 917 - *Testing of refrigerant compressors*” (ISO, 1989) e a “ANSI/ASHRAE 23 (ASHRAE, 1993): *Methods of Testing for Rating Positive Displacement Refrigerant Compressors and Condensing Units*”.

### 2.2.1 Requisitos gerais para os ensaios

Existem diversas montagens capazes de realizar o ensaio de um compressor de refrigeração. O que as diferencia é o método usado para medir o fluxo de massa de refrigerante.

Uma exigência comum às duas normas é que a medida de vazão seja realizada duas vezes, simultaneamente e por sistemas de medição independentes (método X e método Y) para que, no final do ensaio, os resultados possam ser comparados, sendo aceitos ou rejeitados. A norma ASHRAE (1993) permite que os métodos empregados no ensaio sejam os mesmos desde que operem independentemente, enquanto a ISO 917 exige que os métodos sejam diferentes.

No presente trabalho, a BEC utilizada para validação dos resultados trabalha com 2 dentre os 9 métodos apresentados na norma ISO 917, sendo eles:



- **Método C:** método do calorímetro a seco, posicionado na linha de sucção.

Este método consiste de duas serpentinhas contidas em um calorímetro. Em uma passa o refrigerante do sistema em teste e em outra passa outro fluido aquecido de forma a evaporar o refrigerante. Um sistema de resistência elétrica pode ser usado no lugar do fluido secundário. A vazão é obtida através do calor fornecido ao calorímetro (através de uma fonte), das perdas para o ambiente e das entalpias de entrada e saída do calorímetro (ATAÍDE e COSTA, 2005).

A figura 5 mostra um diagrama esquemático de como o processo ocorre, para esse método.

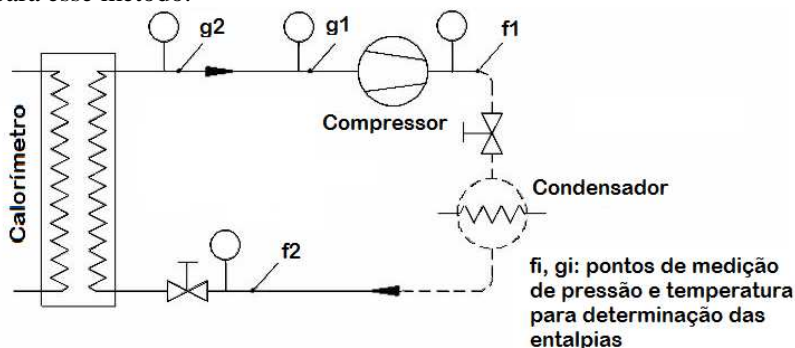


Figura 5 - Método C: Medição com calorímetro a seco (SCUSSEL, 2006).

- **Método F:** Método do fluxo de massa, que realiza a medição da vazão de refrigerante no estado líquido.

Nesse método, o fluxo de massa é medido diretamente com um transdutor apropriado, localizado na fase líquida (figura 6), tornando necessário garantir a ausência de bolhas durante a medição (refrigerante num estado de sub-resfriamento).

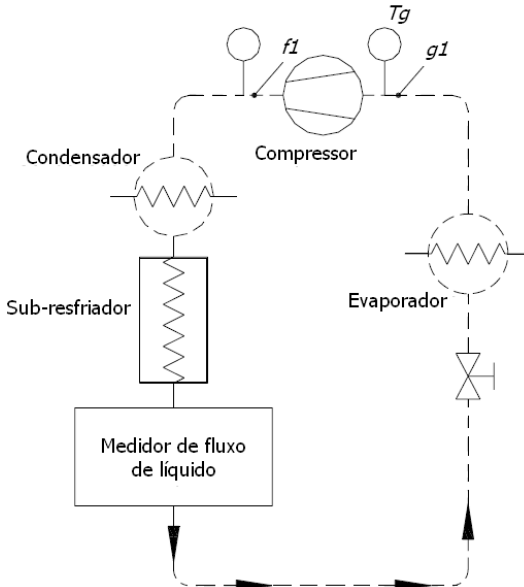


Figura 6 - Método F: Medidor de vazão mássica (SCUSSEL, 2006).

Ambas as normas mencionadas também apresentam as tolerâncias a respeito das incertezas permitidas para os transdutores utilizados e, em alguns casos, faixas nas quais uma determinada variável deve permanecer confinada durante o ensaio do compressor.

Assim, conforme norma ISO 917, um conjunto de variáveis, consideradas essenciais ao ensaio de compressores, devem ser mantidas dentro de limites preestabelecidos (em estado de regime permanente), durante um período de uma hora, com pelo menos 4 amostras de seus valores obtidas durante esse período de tempo. No contexto do presente trabalho, a variável de interesse é a temperatura do corpo do compressor, que possui limites de tolerância de  $\pm 3$  °C estabelecidos pela norma. Entretanto, um limite ainda mais severo de  $\pm 1$  °C é praticado pela empresa que serviu de estudo de caso para esta dissertação. O interesse por essa variável se justifica por estudos realizados em trabalhos anteriores como PORKHIAL, KHASTOO, et al. (2002) e SCUSSEL (2006). Nesses estudos foi constatado que, dentre todas as variáveis essenciais, a temperatura do corpo do compressor é a mais lenta para atingir o estado de regime permanente, implicando em tempos superiores a três horas de duração total dos ensaios.

### 2.2.2 Aquecimento do compressor

Traçando um volume de controle ao redor do compressor, têm-se duas fontes de energia entrando no volume: uma é o próprio gás na sucção e a outra é a potência elétrica consumida pelo compressor. Saindo do compressor tem-se também o gás na descarga e a energia na forma de calor dissipada pelo compressor, conforme apresentado esquematicamente na figura 7:



Legenda:

- $\dot{m}$  = variação do fluxo de massa [kg/s];
- $h_{psuc}$  = entalpia do gás passador de sucção [kJ/kg];
- $h_{pdes}$  = entalpia do gás passador de descarga [kJ/kg];
- $\dot{Q}_{carcaça}$  = taxa de transferência calor carcaça [W];
- $W_{elétrica}$  = potência elétrica consumida [W].

Figura 7 - Volume de controle no compressor de refrigeração.

Assim, baseado no diagrama da figura 7, tem-se que o fluxo de calor na carcaça está diretamente relacionado com a energia elétrica consumida, como mostra a equação (2.1):

$$\dot{Q}_{carcaça} = W_{elétrica} - \dot{m}(h_{pdes} - h_{psuc}) \quad (2.1)$$

Uma vez que o presente trabalho se baseia na utilização da energia elétrica de entrada para aumentar o fluxo de calor na carcaça e consequentemente acelerar o aumento de temperatura do corpo do compressor, será dado um enfoque especial nesse tipo de energia.

Conforme RÉGIO GOMES (2006), a figura 8 apresenta o fluxo de energia no compressor, bem como suas principais perdas.

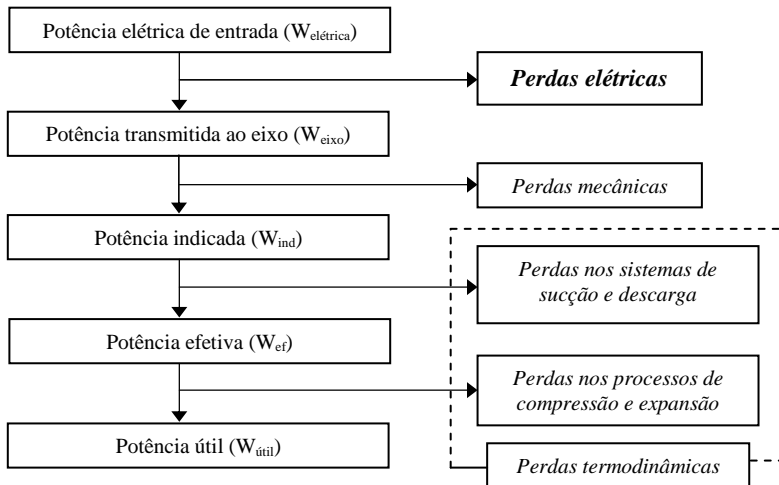


Figura 8- Fluxo de perda de energia em compressores, modificada de RÉGIO GOMES (2006).

Da potência elétrica total consumida ( $W_{elétrica}$ ), parte é entregue ao eixo e parte é dissipada no motor elétrico, devido principalmente às perdas no núcleo e no cobre. Da potência disponível no eixo ( $W_{eixo}$ ) uma parcela é perdida no mecanismo pela ação de fricção nos componentes de transmissão mecânica. Essa parcela é denominada perda mecânica.

Descontando as perdas elétricas e mecânicas, tem-se a potência real entregue ao fluido refrigerante, denominada de potência indicada ( $W_{ind}$ ). Grande parte dessa energia é utilizada para comprimir o fluido refrigerante da pressão de sucção até a pressão de descarga, sendo denominada potência efetiva ( $W_{ef}$ ). O restante da energia é perdido nos sistemas de sucção e descarga, devido a perdas de carga geradas pelas restrições (válvulas e orifícios) em ambos os sistemas.

Os processos ideais de compressão e reexpansão em compressores são assumidos teoricamente como adiabáticos. Da potência efetiva realmente despendida, grande parte é utilizada na compressão do fluido refrigerante. Porém, como os processos de compressão e reexpansão não são adiabáticos na prática, ocorrem perdas devido à transferência de calor entre o fluido refrigerante e as paredes da câmara de compressão, além das irreversibilidades associadas ao próprio ciclo. Todas as perdas inerentes ao processo de compressão (perdas nos sistemas de sucção e descarga e na compressão) são denominadas perdas termodinâmicas.

Analizando especificamente a potência elétrica dissipada no mo-

tor ( $P_{el}$  = perdas elétricas + perda mecânicas) como fonte de calor para o compressor, verifica-se que parte dela é utilizada para aquecer o corpo do compressor e parte é removida por convecção (SCUSSEL, 2006).

Partindo desse princípio, considerando o corpo do compressor como uma casca de parede fina, tem-se uma modelagem simplificada desse balanço energético:

$$P_{el} = hA[T(t) - T_{\infty}] + \frac{mc_p dT}{dt} \quad (2.2)$$

onde:

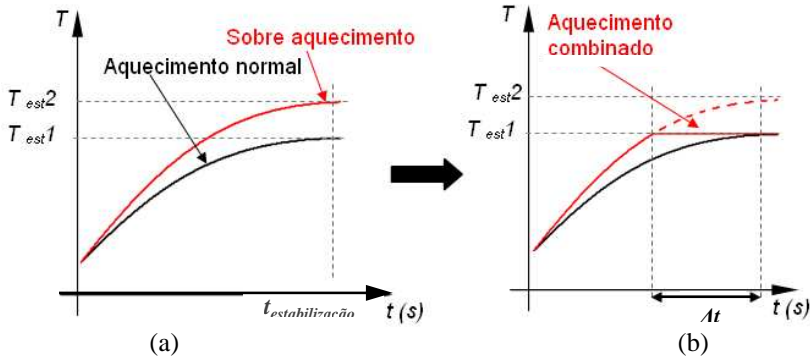
- $T(t)$  temperatura variável em função do tempo [K];
- $T_{\infty}$  temperatura ambiente [K];
- $P_{el}$  potência elétrica dissipada no motor [W];
- $h$  coeficiente de troca térmica convectiva [W/(m<sup>2</sup>K)];
- $A$  área de troca de calor por convecção [m<sup>2</sup>];
- $m$  massa do compressor [kg];
- $c_p$  calor específico do corpo do compressor [J/(kg K)];
- $t$  tempo [s].

Considerando  $T_0 = T_{\infty}$  (temperatura inicial do compressor igual à temperatura ambiente):

$$T(t) = T_0 + \left[ \frac{P_{el}}{hA} (1 - e^{-t \frac{hA}{mc_p}}) \right] \quad (2.3)$$

Dois pontos importantes são analisados a partir dessa modelagem:

- 1) a temperatura final é diretamente proporcional à potência elétrica dissipadas no compressor;
- 2) a constante de tempo é fixa, igual a  $mc_p/hA$ , ou seja, não importa a quantidade de perda elétrica, o transitório terá sempre a mesma duração, entretanto, com temperaturas finais de regime diferentes, conforme mostra a figura 9 (a).



Legenda:

- $T$  : temperatura ( $^{\circ}\text{C}$ );
- $T_{est1}$  : temperatura de estabilização para regime normal ( $^{\circ}\text{C}$ );
- $T_{est2}$  : temperatura de estabilização para regime em sobre aquecimento ( $^{\circ}\text{C}$ );
- $t$  : tempo (s);
- $\Delta t$  : redução de tempo de transitório (s).

Figura 9- Curvas de aquecimento do compressor: (a) comparação entre aquecimento normal e sobre aquecimento; (b) curva de aquecimento combinado (modificada de SCUSSEL (2006)).

A figura 9 (b) mostra que, em função dos pontos 1 e 2 apresentados, é possível que um aquecimento combinado seja realizado, juntando as duas curvas em uma única. Basicamente, esta combinação se inicia com um sobreaquecimento forçado, através do aumento das perdas do sistema, até que o corpo do compressor atinja sua temperatura de regime já conhecida ( $T_{est1}$ ). A partir desse momento é aplicada a condição nominal de operação do compressor, com o objetivo de manter esta temperatura constante (dentro dos limites estabelecidos por normas), durante todo o tempo de realização do ensaio, possibilitando uma redução significativa no tempo total de realização do mesmo.

Uma análise detalhada das perdas nos motores de indução monofásicos será feita no item 2.4.3.

### 2.2.3 Estudos recentes para melhoria dos ensaios

O exposto no item 2.2.2 foi estudado por SCUSSEL (2006), que trabalhou de forma bastante abrangente no que se refere ao aumento das perdas nos compressores. Em seu trabalho, foram estudados os efeitos do aumento das perdas termodinâmicas, assim como das perdas elétricas, através das seguintes ações:

- aumento da pressão de descarga;
- variação da pressão de sucção;
- aquecimento do gás na sucção;
- geração de perdas elétricas no motor.

As variações das condições elétricas, para aumento das perdas elétricas, foram as seguintes:

- alimentação do motor com tensão contínua superposta à alternada;
- alimentação do motor somente com tensão contínua;
- alimentação do motor com tensão alternada em nível reduzido, simulando a situação de rotor bloqueado (partida do motor sem energização do enrolamento auxiliar);
- alimentação do motor com tensão alternada em nível nominal, simulando a situação de rotor bloqueado (partida do motor sem energização do enrolamento auxiliar).

Dentre os resultados obtidos por SCUSSEL (2006), os que se mostraram mais satisfatórios ocorreram com a alimentação do motor com tensão contínua (15 V) sobreposta à tensão alternada (115 V), somado ao aumento da pressão de descarga (17 bar) e à redução da convecção forçada sobre o compressor. Com essa configuração, conseguiu-se uma redução do tempo total de ensaio para 2 horas e quinze minutos, tempo esse bastante inferior ao praticado anteriormente que era de aproximadamente 4 horas e 30 minutos.

### 2.3 Qualidade de energia elétrica

A fim de poder embasar o segundo tema deste trabalho (influência da qualidade de energia elétrica nos resultados dos ensaios) serão abordados nesse item os conceitos básicos de um sistema de alimentação elétrica de qualidade, assim como índices utilizados na atualidade para analisar tais sistemas. Estão apresentados também dados registrados em diversas medições que mostram algumas características da energia elétrica disponível nas redes nos dias de hoje, de modo a servir de base para este trabalho de dissertação.

### 2.3.1 Conceitos gerais

Quando se fala em qualidade de energia elétrica, trata-se da característica de um sistema elétrico que se apresenta isento ou com número bem restrito de distúrbios manifestados através de desvios de tensão em sua forma de onda, amplitude, frequência ou fase angular, que poderiam ocasionar falha ou operação inadequada de um equipamento consumidor (ROCHA, 2009). Em outras palavras, significa que qualidade de energia elétrica equivale à qualidade da tensão elétrica de alimentação.

Dentre as perturbações na rede elétrica, as mais importantes de serem analisadas no contexto do presente trabalho, são:

- 1) Variações de tensão de longa duração (PIRES, 2006):
  - Sobre-tensão: aumento no valor eficaz da tensão em 10% ou mais para uma duração mínima de 1 minuto.
  - Sub-tensão: diminuição no valor eficaz da tensão em 10% ou mais para uma duração mínima de 1 minuto.
- 2) Distorção da forma de onda (Harmônicas): tensões ou correntes de frequências múltiplas à fundamental, presentes na forma de onda de tensão ou corrente.

As causas mais comuns para o fenômeno da sobre-tensão são introdução de bancos de capacitores, desligamento de cargas pesadas ou problemas no sistema de regulação de tensão. Analogamente, para a sub-tensão, tem-se que a saída de bancos de capacitores, a conexão de cargas pesadas e também problemas na regulação de tensão, são as causas mais freqüentes destes fenômenos.

A tensão de alimentação não senoidal (distorcida) pode ser reconstruída no domínio do tempo, conforme equação (2.4) (POGLIANO, 2004):

$$v(t) = V_0 + \sum_{h=1}^M V_{ch} \sqrt{2} \cos(2h\pi ft) + V_{sh} \sqrt{2} \sin(2h\pi ft) \quad (2.4)$$

onde,

$V_0$  : componente contínua da tensão;

$V_{ch}$  e  $V_{sh}$ : valores eficazes (*rms*) dos cossenos e senos das componentes harmônicas de ordem “h”, respectivamente;

$M$ : maior valor de harmônica considerado;

$f$ : frequência fundamental.

A reconstrução do sinal de corrente  $i(t)$ , também pode ser analogamente representada como na equação (2.5):



$$i(t) = I_0 + \sum_{h=1}^M I_{ch} \sqrt{2} \cos(2h\pi ft) + I_{sh} \sqrt{2} \sin(2h\pi ft) \quad (2.5)$$

A potência ativa  $P$ , como consequência das equações de tensão e corrente, é composta dos seguintes termos, conforme equação (2.6):

$$P = V_0 I_0 + \sum_{h=1}^M [V_{ch} I_{ch} + V_{sh} I_{sh}] \quad (2.6)$$

Além dos equacionamentos da tensão, corrente e potência ativa, outro índice de grande importância, quando se trata de distorção harmônica, é a THD (*Total Harmonic Distortion*), ou seja, distorção harmônica total. Essa taxa é constantemente utilizada para contabilizar a quantidade de harmônicas presentes numa forma de onda ou, em outras palavras, o quão distorcido uma forma de onda está em relação a uma senoide. Para uma onda puramente senoidal, livre de distorções, a THD é de 0%. Já para algumas ondas muito distorcidas, como por exemplo, correntes de alguns aparelhos eletrônicos, a THD pode chegar a valores bem elevados. A definição de THD é apresentada na equação (2.7).

$$THD = \frac{\sqrt{\sum_{h=2}^M f_h^2}}{f_1} * 100 \quad (\%) \quad (2.7)$$

onde:

$f_1$  : módulo da grandeza na frequência fundamental (podendo ser tensão ou corrente);

$h$ : ordem harmônica;

$M$ : última harmônica considerada;

$f_h$ : módulo da grandeza na frequência harmônica (PIRES, 2006).

Na maioria das vezes, a sigla THDv ou THDU é utilizada para designar a distorção da forma de onda de tensão, e THDi para designar a forma de onda de corrente. Neste trabalho será adotada THDv e THDi para tais fins.

O fator de potência em presença de harmônicas também merece destaque ao se tratar de qualidade de energia e seus efeitos em equipamentos elétricos. A norma IEEE 519 (IEEE INDUSTRY APPLICATION, 1992) define dois tipos de fator de potência:

- Fator de deslocamento ( $FPD$  ou  $\cos\phi_l$ ): relação entre a potência ativa ou média ( $P_l$ ) e a potência aparente ( $S_l$ ) da carga na frequência fundamental, conforme equação (2.8).

$$FPD = \frac{P_1}{S_1} = \cos \phi_1 \quad (2.8)$$

- Fator de potência total (*FPT*): relação entre a potência ativa total e a potência aparente total entregue à carga, como na equação (2.9).

$$FPT = \frac{\sum_{h=1}^{\infty} V_h * I_h * \cos \phi_h}{\sqrt{\sum_{h=1}^{\infty} V_h^2} * \sqrt{\sum_{h=1}^{\infty} I_h^2}} \quad (2.9)$$

O fator de potência total ou verdadeiro retrata a influência que as potências ativa e aparente sofrem devido à presença da distorção harmônica.

### 2.3.2 Limites de variação da tensão elétrica

Basicamente pode-se dizer que para atender adequadamente o consumidor, a faixa de tensão fornecida deve estar compreendida entre limites de aproximadamente 4,1% de sobre-tensão e 8,5% de sub-tensão. Considerando um fornecimento precário, esta faixa se estende para aproximadamente 6% de sobre-tensão e 14% de sub-tensão, tornando-se crítico para casos que ultrapassam estes limites, conforme tabela 2. Entretanto, um problema que vai além da determinação destas faixas de fornecimento é a padronização dos níveis de tensão propriamente ditos, e que vale a pena ser citado neste trabalho.

No Brasil muitos documentos tratam da padronização dos níveis disponíveis na baixa tensão, como por exemplo o Decreto Lei nº 97280 de 1988, que estabelece para distribuição secundária de corrente alternada em redes públicas as tensões de 380/220 V e 220/127 V para sistemas trifásicos e 440/220 V e 254/127 V em sistemas monofásicos. Passados alguns anos desde a implantação desta lei, o país ainda possui 5 níveis de tensão (110 V, 115 V, 120 V, 127 V e 220 V) disponíveis, para o fornecimento de energia elétrica às residências (JANNUZZI e CARMEIS, 2005).

Recentemente a ANEEL (Agência Nacional de Energia Elétrica), órgão regulamentador e fiscalizador do sistema elétrico brasileiro, elaborou a Resolução Normativa nº 345 de 16/12/2008 (publicada em 31/12/08) que aprova os PRODIST (Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no Sistema Elétrico Nacional) versão 2008, bem como altera dispositivos das Resoluções Normativas ANEEL mais antigas como 024, 505, 520, 112 e 166 (ROCHA, 2009). O Módulo 8 da PRO-

DIST – Qualidade da Energia Elétrica, estabelece os procedimentos relativos à qualidade da energia elétrica – QEE, determinando, entre outros assuntos, todos os níveis de tensão disponíveis no Brasil, assim como seus limites aceitáveis de operação (ANEEL, 2008).

A tabela 2 apresenta tais valores para baixas tensões.

Tabela 2 - Níveis de tensão disponíveis no Brasil (baixa tensão) e seus limites, modificada de (ANEEL, 2008).

TENSÕES NOMINAIS				
Tensão Nominal		Faixa de Variação da Tensão de Leitura (TL) em Relação à Tensão Nominal (Volts)		
Ligação	Volts	Tensão atendimento (TA) ADEQUADA	Tensão atendimento (TA) PRECÁRIA	Tensão atendimento (TA) CRÍTICA
TRIFÁSICA	220/127	(201 ≤ TL ≤ 229) / (116 ≤ TL ≤ 132)	(189 ≤ TL < 201 ou 229 < TL ≤ 233) / (109 ≤ TL < 116 ou 132 < TL ≤ 135)	(TL < 189 ou TL > 233) / (TL < 109 ou TL > 135)
	380/220	(348 ≤ TL ≤ 396) / (201 ≤ TL ≤ 229)	(327 ≤ TL < 348 ou 396 < TL ≤ 403) / (189 ≤ TL < 201 ou 229 < TL ≤ 233)	(TL < 327 ou TL > 403) / (TL < 189 ou TL > 233)
	208/120	(190 ≤ TL ≤ 217) / (110 ≤ TL ≤ 125)	(179 ≤ TL < 190 ou 217 < TL ≤ 221) / (103 ≤ TL < 110 ou 125 < TL ≤ 127)	(TL < 179 ou TL > 221) / (TL < 103 ou TL > 127)
MONOFÁSICA	254/127	(232 ≤ TL ≤ 265) / (116 ≤ TL ≤ 132)	(219 ≤ TL < 232 ou 265 < TL ≤ 269) / (109 ≤ TL < 116 ou 132 < TL ≤ 135)	(TL < 219 ou TL > 269) / (TL < 109 ou TL > 135)
	440/220	(402 ≤ TL ≤ 458) / (201 ≤ TL ≤ 229)	(378 ≤ TL < 402 ou 458 < TL ≤ 466) / (189 ≤ TL < 201 ou 229 < TL ≤ 233)	(TL < 380 ou TL > 466) / (TL < 189 ou TL > 233)
	230/115	(211 ≤ TL ≤ 240) / (105 ≤ TL ≤ 120)	(198 ≤ TL < 211) ou (240 < TL ≤ 244) / (99 ≤ TL < 105 ou 120 < TL ≤ 122)	(TL < 198 ou TL > 244) / (TL < 99 ou TL > 122)
	240/120	(220 ≤ TL ≤ 250) / (110 ≤ TL ≤ 125)	(207 ≤ TL < 220 ou 250 < TL ≤ 255) / (103 ≤ TL < 110 ou 125 < TL ≤ 127)	(TL < 207 ou TL > 255) / (TL < 103 ou TL > 127)
	220/110	(201 ≤ TL ≤ 229) / (101 ≤ TL ≤ 115)	(189 ≤ TL < 201 ou 229 < TL ≤ 233) / (95 ≤ TL < 101 ou 115 < TL ≤ 117)	(TL < 189 ou TL > 233) / (TL < 95 ou TL > 117)

Pode-se verificar, a partir dessa tabela extraída e modificada de (ANEEL, 2008), que o problema de padronização do nível de tensão no Brasil se mantém, visto que ainda hoje são citados, nas regulamentações legais, vários níveis de baixa tensão disponíveis (110 V, 115 V, 120 V, 127 V, 208, 220, 230, 240, 254 V).

Essa é uma situação crítica considerando os aspectos de qualidade e conservação de energia. Os equipamentos não operam com rendimento máximo e têm sua vida útil comprometida por serem projetados para operar em uma ampla faixa de tensão de alimentação (sem contar com as oscilações próprias do sistema). O refrigerador é um dos equipamentos domésticos que apresenta maior sensibilidade a esses níveis de variação. Sua corrente de trabalho, quantidade de refrigeração e vida útil são fortemente dependentes da tensão efetivamente disponível no ponto de consumo (JANNUZZI e CARMEIS, 2005).

Estendendo-se para limites praticados fora do Brasil, tem-se como caso crítico o sistema elétrico da Índia, com números bastante alarmantes no que se refere às oscilações de tensão propriamente ditas. A princípio, a baixa tensão nesse país é oficialmente o 240 V (PABLA, 2004) com uma variação de +/- 6% (GOVERNMENT OF INDIA,

1956). Entretanto, dados levantados recentemente por uma organização não governamental (PRAYAS, 2007), mostram que essa faixa está longe de ser respeitada, conforme mostra a figura 10, referente a um dos muitos registros de medições realizados em Pune (Índia):

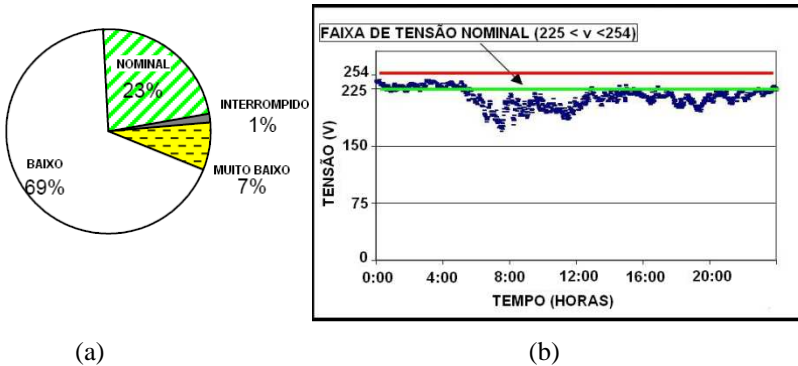


Figura 10 - Medições realizadas em Pune na semana de 6/08 a 12/08/2007 (a) perfil de tensão semanal, (b) padrão de tensão no dia 07/08/2007, modificada de PRAYAS, (2007).

Na figura 10, entende-se por:

- Muito Baixo:  $V < 196 \text{ V}$ ;
- Baixo:  $196 \leq V < 225 \text{ V}$ ;
- Nominal:  $225 \leq V < 255 \text{ V}$ .

Além desses registros, muitos outros estão disponíveis ao público no site da instituição, comprovando a precária situação do fornecimento de energia elétrica na região.

### 2.3.3 Limites do conteúdo harmônico da rede elétrica

A partir da proliferação de cargas não lineares do tipo chaveadas, os comitês de normalização passaram a estudar os efeitos nos sistemas elétricos já no início dos anos 70. Tanto o IEC (International Electrotechnical Commission) na Europa, quanto o IEEE (Institute of Electrical and Electronics Engineers) nos EUA anunciaram a primeira versão das normas sobre o assunto, que atualmente são conhecidas como: IEC 61000-3-2 (IEC, 2001), IEC 61000-3-4 (IEC, 1998) e IEEE 519/92. A IEC focaliza a atenção nos equipamentos, impondo restrições aos níveis de harmônicas de corrente geradas pelos mesmos. Por outro lado, a IEEE 519/92 atenta para a distorção harmônica no PCC (Ponto de Co-

nexão Comum), onde são conectadas as cargas e fontes de energia do sistema (KASSICK, 2008).

No Brasil, a normalização desse assunto só aconteceu recentemente, com a já citada Resolução Normativa nº 345 de 16/12/2008 e a aprovação dos PRODIST, cujo módulo 8 também estabelece limites aceitáveis de harmônicas no sistema elétrico brasileiro (ANEEL, 2008). O procedimento adotado ao tratamento das harmônicas segue a filosofia da norma americana IEEE 519/92, no que se refere a impor limites aos valores da tensão do barramento e não das correntes dos equipamentos, como no caso da IEC. Entretanto, enquanto a norma IEEE 519/92 apresenta um limite de THDv igual a 5% para um sistema elétrico padrão (onde cargas lineares e não lineares compartilham o mesmo barramento, não incluindo redes de hospitais e aeroportos), o PRODIST permite um DTT (Distorção Total de Tensão, equivalente ao THDv já mencionado no item 2.3.1) de 10%, não especificando qual o tipo de carga e barramento. Além desse valor total, o módulo 8 dos PRODIST também apresenta limites de harmônicas individuais de tensão, conforme tabela 3.

Tabela 3 - Distorção harmônica individual de tensão, baseado em (ANEEL, 2008).

DISTORÇÃO HARMÔNICA INDIVIDUAL DE TENSÃO (%) : V < 1 kV					
PARES		ÍMPARES MULTIPLAS DE 3		ÍMPARES NÃO MULTIPLAS DE 3	
2	2,5	3	6,5	5	7,5
4	1,5	9	2	7	6,5
6	1	15	1	11	4,5
8	1	21	1	13	4
10	1	> 21	1	17	2,5
12	1			19	2
				23	2
				25	2
				> 25	1,5

O respeito a tais normas pode ser verificado através das análises dos registros de medições de harmônicas realizadas em algumas plantas elétricas do território nacional. Os resultados de algumas destas medições estão tratados neste item, conforme segue:

1) ESCELSA – Espírito Santo Centrais Elétricas SA.

Foram realizadas 114 medições em circuitos de baixa tensão (220 / 127 V), com o objetivo de traçar um perfil do espectro harmônico desse nível de tensão nos pontos de entrega de energia (PEE) ao consumidor final, para fins de atendimento ao PRODIST.

Um dos resultados obtidos foi publicado por Grandi e Carneiro (2009), o qual mostra que, para 95% das medições realizadas, o DTT fica abaixo de 6,5%, atendendo aos limites estabelecidos na norma brasileira. A figura 11 mostra o resultado obtido na medição em função do tempo e a figura 12 mostra o espectro harmônico traçado.

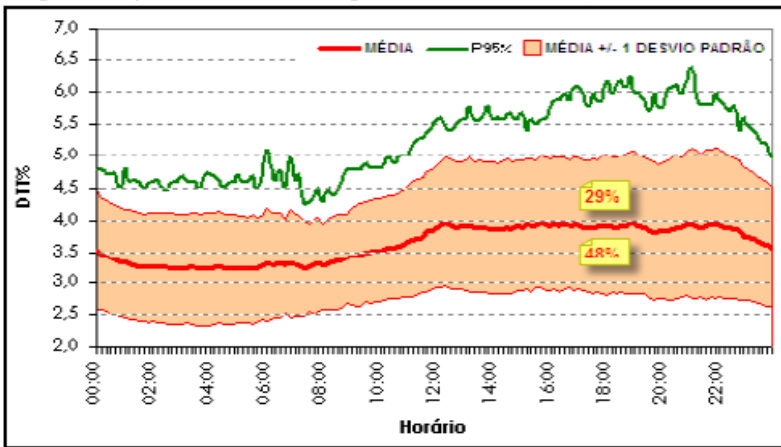


Figura 11 – Perfil diário do DTT% das medições nos PEE's.

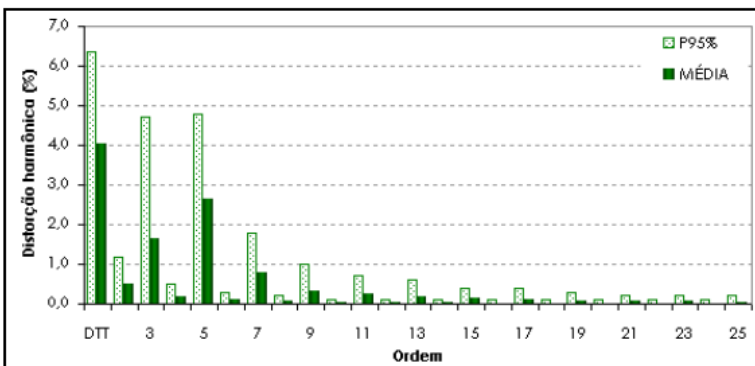


Figura 12 - Espectro harmônico típico dos circuitos de baixa tensão, medição nos pontos de entrega de energia.

Diversas medições foram realizadas no período de 2003 a 2006, pelo Laboratório de Qualidade da Energia Elétrica – LABQUALI - na UFPA, com o objetivo de traçar o perfil do comportamento de diversas cargas (residenciais, comerciais e industriais). Dois resultados estão apresentados em (COSTA, SANTOS, *et al.*, 2007), sendo o primeiro deles para uma residência, figura 13, e o segundo para um setor comercial de transporte aéreo, figura 14.

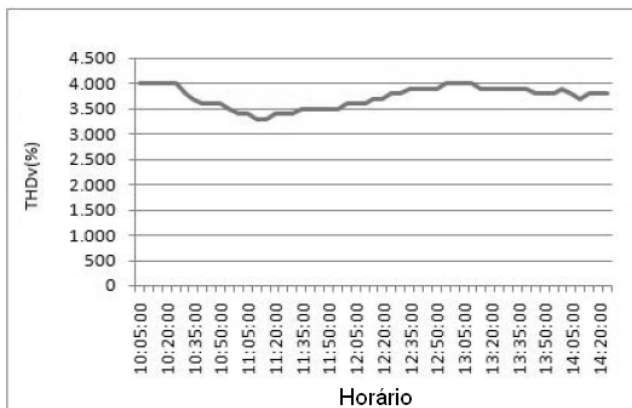


Figura 13 – Residência Monofásica I.I.

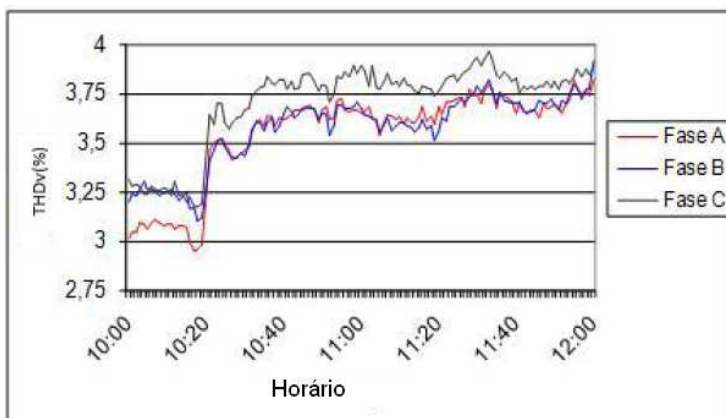


Figura 14 - Comercial – Transporte aéreo.

Medições em vários consumidores residenciais foram realizadas em Belo Horizonte, como parte do trabalho de dissertação de PIRES (2006), e resultados foram obtidos e classificados em três categorias: residência de consumo baixo (consumo abaixo de 200 kWh/mês), residência de consumo médio (consumo entre 200 e 500 kWh/mês) e residência de consumo alto (consumo acima de 500 kWh/mês).

As figuras 15, 16 e 17 mostram os resultados encontrados nessas medições.

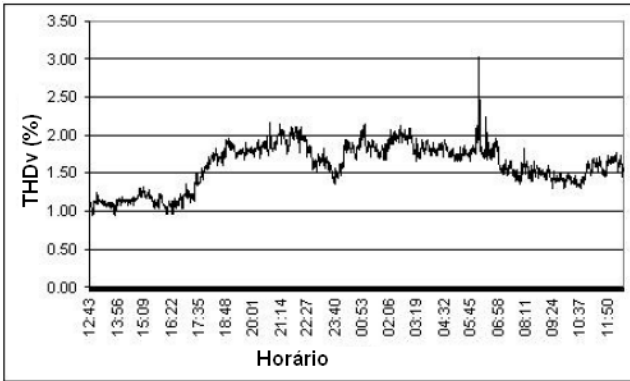


Figura 15 - THD de tensão ao longo do tempo para a residência com consumo baixo (< 200 kWh/mês).



Figura 16 - THD de tensão ao longo do tempo para residência com consumo médio (200 < consumo < 500 kWh/mês).



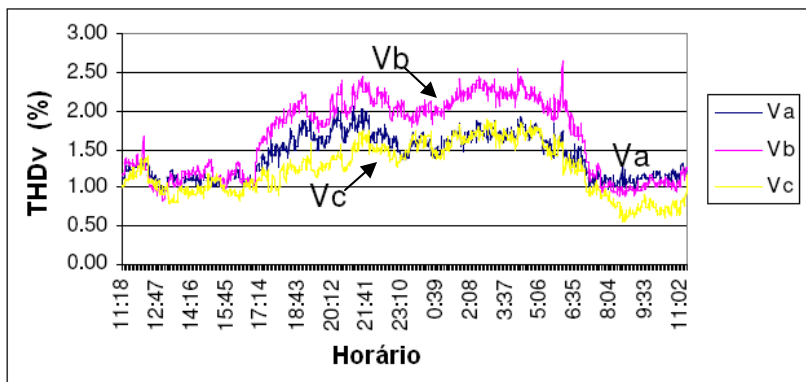


Figura 17 - THD de tensão em 24 horas – Consumo alto (> 500 kWh/mês) – Fases A, B e C, modificado de (PIRES, 2006).

Essas figuras mostram uma taxa de distorção de tensão de aproximadamente 2% para todos os níveis de consumidores, inclusive para aqueles com consumo mais elevado. Um acervo bastante amplo de registros de medições pode ser encontrado em PIRES (2006), inclusive com outros pontos de medição além de residências.

Além destes estudos de casos já apresentados, um caso bastante crítico no que se refere às altas taxas de distorção de tensão foi encontrado em regiões rurais isoladas, onde sistemas de bancos de baterias de pequeno porte fazem o armazenamento da energia gerada através de uma ou mais fontes renováveis.

Conforme GALHARDO e PINHO (2004), no Brasil isso se deve a programas governamentais como o PRODEEM (Programa de Desenvolvimento Energético de Estados e Municípios), que apóia o uso da eletrificação rural para aplicações comunitárias. Por meio desse programa, já foram instalados milhares de sistemas fotovoltaicos para eletrificação de prédios em lugares isolados, como escolas, postos de saúde, centros comunitários, e outros mais, em praticamente todos os estados brasileiros.

Nesses sistemas, a tensão CC das baterias é geralmente convertida em tensão CA por meio de um inversor de frequência estático. Dentre as formas de onda de saída dos inversores, destacam-se: quadrada, quadrada modificada e senoidal. Em situações em que o atendimento se restringe a somente um consumidor (ou a um prédio), os inversores mais utilizados são do tipo de forma de onda não-senoidal, pois apresentam custo bem inferior a um inversor de onda senoidal. Seus principais in-

convenientes são: alta taxa de distorção harmônica de tensão (THDv) - superior a 40%, e baixa eficiência - em torno de 60 a 80 %. Os inversores de onda quadrada modificada apresentam THDv entre 15 e 35 % e eficiência de 80 a 95 %.

## 2.4 Motor de indução monofásico

Nesse item são abordados tópicos importantes sobre os motores de indução monofásicos (tanto para o primeiro quanto para o segundo tema deste trabalho), assim como estudos de caso referentes aos efeitos das variações de tensão, frequência e harmônicas no desempenho dos mesmos.

### 2.4.1 Noções de base

O motor elétrico mais utilizado nos compressores herméticos é o do tipo monofásico de indução, pelas suas características de construção, desempenho e custo, sobretudo em aplicações de baixa potência. Sua grande vantagem é a de poderem ser ligados à tensão de fase das redes elétricas, normalmente disponíveis em residências e pequenas propriedades rurais. Em contrapartida, possuem o inconveniente de serem incapazes de partir sem a ajuda de um circuito auxiliar, o que não ocorre com os motores trifásicos.

Estruturalmente, os tipos mais comuns de motores de indução monofásicos são semelhantes aos motores polifásicos de “gaiola de esquilo”, exceto com relação à disposição dos enrolamentos do estator. A maioria dos motores monofásicos de indução é construída na forma de motores bifásicos com dois enrolamentos de estator em quadratura no espaço. Os enrolamentos principal e auxiliar são, geralmente, bem diferentes, com diferenças no número de espiras, espessura do fio e distribuição das espiras (FITZGERALD, KINGSLEY e UMANS, 2008). Dessa forma, a máquina de indução bifásica assimétrica é projetada para aplicações monofásicas, dando origem ao motor de indução monofásico (Krause, Wasynczuk e Sudhoff, 2002), conforme mostra a figura 18.

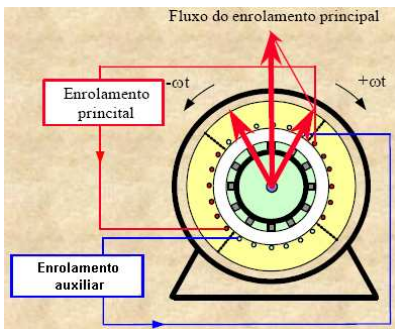


Figura 18 - Decomposição do campo pulsante (MARQUES, 2005).

O enrolamento principal do estator, quando energizado, produz ondas de FMM iguais para frente (positivo) e para trás (negativo). Quando o motor está em repouso, por simetria, basicamente não apresenta nenhum conjugado de partida porque ele está produzindo conjugados iguais em sentidos opostos, conforme representado na figura 19.

Entretanto, à medida que a velocidade cresce, a onda de fluxo positivo cresce, ao passo que a do fluxo negativo diminui. Na região normal de funcionamento com um escorregamento de alguns poucos por cento, o campo para frente é diversas vezes maior do que o campo para trás, e a onda de fluxo não é muito diferente do campo girante de amplitude constante presente no entreferro de um motor polifásico equilibrado (FITZGERALD, KINGSLEY e UMANS, 2008).

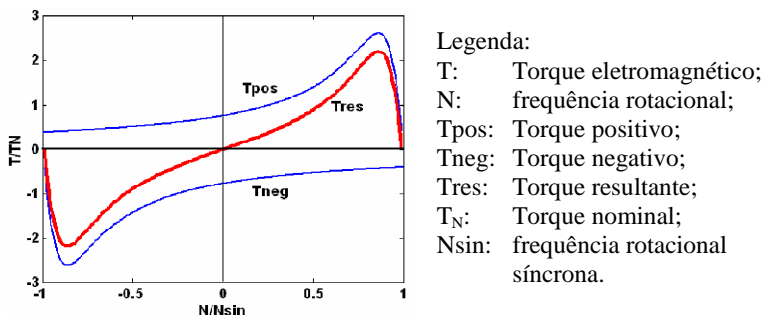


Figura 19 - Curva de Conjugado médio x velocidade de um motor de indução monofásico (MARQUES, 2005).

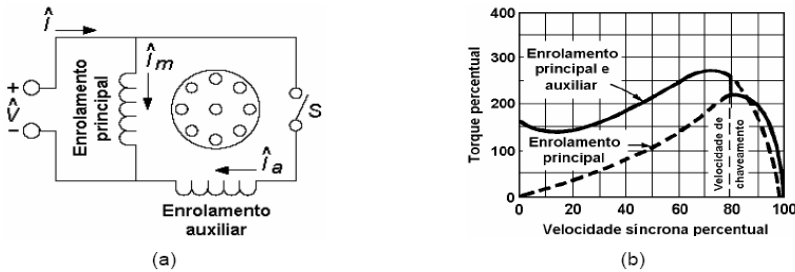
Devido à necessidade de uma partida forçada, os motores de indução monofásicos são classificados de acordo com os seus métodos de partida e usualmente são referidos por nomes que descrevem esses métodos:

- Motor de fase dividida

Apresentam dois enrolamentos no estator (principal e auxiliar). O enrolamento auxiliar tem uma razão mais elevada entre resistência e reatância do que o enrolamento principal. A consequência disso é que as duas correntes estarão fora de fase, resultando em um campo girante de estator que causa a partida do motor. Após a partida, o enrolamento auxiliar é desligado, usualmente, por meio de uma chave centrífuga que atua em torno de 75% da rotação síncrona.

Estes motores apresentam eficiência de aproximadamente 76%, conforme FUCHS, STENSLAND, *et al.* (1994).

A figura 20 (a) apresenta o diagrama elétrico básico deste motor e (b) a curva de torque em função da velocidade rotórica.



Legenda:

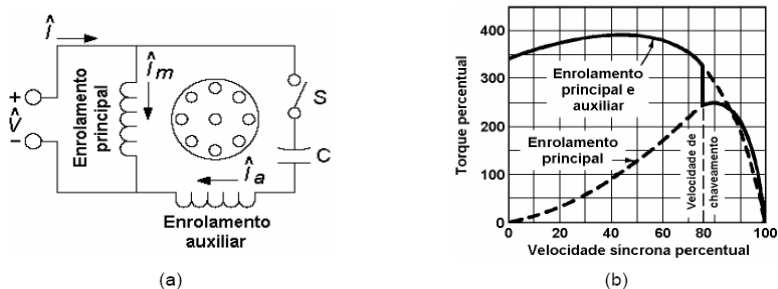
- $\hat{V}$ : tensão de alimentação;
- $\hat{I}$ : corrente estatórica;
- $\hat{I}_m$ : corrente do enrolamento principal;
- $\hat{I}_a$ : corrente do enrolamento auxiliar;
- $S$ : chave de seccionamento do enrolamento auxiliar.

Figura 20 – (a) Diagrama elétrico do motor de fase dividida e (b) curva torque-velocidade (PACHECO, 2007).

- Motor de fase dividida com capacitor de partida

O motor com capacitor de partida também é um motor de fase dividida, mas o deslocamento de fase no tempo entre as duas correntes é obtido por meio de um capacitor em série com o enrolamento auxiliar. Com isso, a corrente do enrolamento auxiliar pode ficar defasada do enrolamento principal de até 90°, como ocorreria em um motor bifásico equilibrado. O ganho é um elevado torque de partida, o que justifica sua aplicação em compressores, bombas, equipamentos de refrigeração e de ar condicionado e outras cargas de partida difícil.

A figura 21 apresenta as características desse motor.



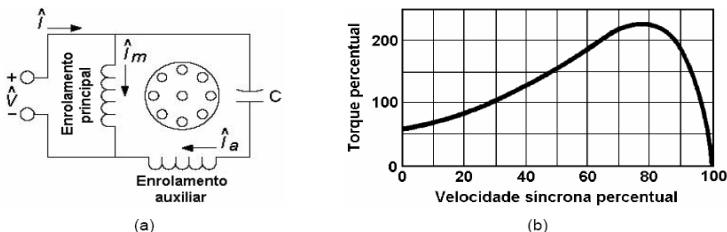
Legenda:

- $\hat{V}$ : tensão de alimentação;
- $\hat{I}$ : corrente estatórica;
- $\hat{I}_m$ : corrente do enrolamento principal;
- $\hat{I}_a$ : corrente do enrolamento auxiliar;
- S: chave de seccionamento do enrolamento auxiliar;
- C: capacitor de partida.

Figura 21 - (a) Diagrama elétrico do motor com capacitor de partida e (b) curva torque-velocidade (PACHECO, 2007).

- Motor de fase dividida com capacitor permanente

O capacitor e o enrolamento auxiliar não são desconectados após a partida. Os mesmos são projetados para uma operação bifásica perfeita (isto é, sem a onda de fluxo para trás) com uma carga desejada qualquer. Dessa forma, as perdas devido ao campo que gira para trás são eliminadas, melhorando-se o desempenho resultante (eficiência de aproximadamente 83% sob condições senoidais, conforme FUCHS, STENSLAND, *et al.* (1994)) e propiciando uma operação mais silenciosa. O conjugado de partida é sacrificado, se comparado com o motor com capacitor de partida, pois a escolha do capacitor permanente é um compromisso entre um bom desempenho na partida e aquele durante o funcionamento. A figura 22 apresenta as características desse motor.



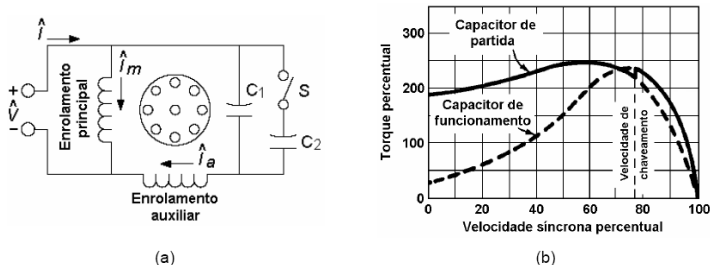
Legenda:

- $\hat{V}$ : tensão de alimentação;
- $\hat{I}$ : corrente estatórica;
- $\hat{I}_m$ : corrente do enrolamento principal;
- $\hat{I}_a$ : corrente do enrolamento auxiliar;
- C: capacitor permanente.

Figura 22 - (a) Diagrama elétrico do motor com capacitor permanente e (b) curva torque-velocidade (PACHECO, 2007).

- Motor de fase dividida com capacitor de partida e permanente

Utilizando-se um capacitor de partida e outro de trabalho, obtêm-se ótimos desempenhos de partida e de trabalho. O capacitor de partida, com valores de capacitância mais elevadas (da ordem de 10 a 15 vezes o de trabalho) é do tipo especial, eletrolítico e compacto. Já o capacitor de trabalho (permanente) é do tipo CA a óleo. Esses motores são os mais caros. A figura 23 apresenta as características desse motor.



Legenda:

- $\hat{V}$ : tensão de alimentação;
- $\hat{I}$ : corrente estatórica;
- $\hat{I}_m$ : corrente do enrolamento principal;
- $\hat{I}_a$ : corrente do enrolamento auxiliar;
- S: chave de seccionamento do capacitor de partida;
- $C_1$  e  $C_2$ : capacitor permanente de e partida, respectivamente;

Figura 23 - (a) Diagrama elétrico do motor com capacitor de partida e permanente e (b) curva torque-velocidade (PACHECO, 2007).

### 2.4.2 Modelamento do motor de indução monofásico

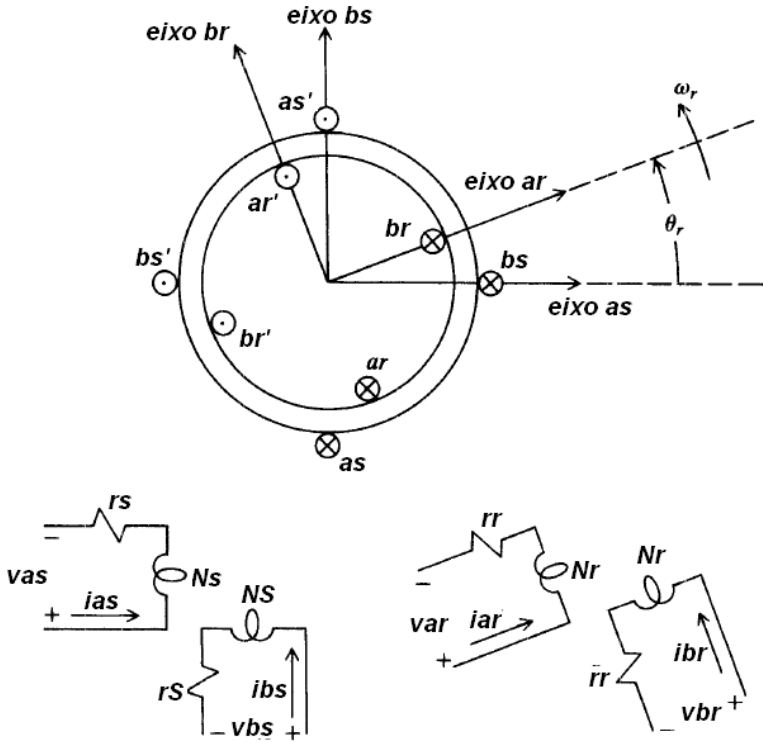
A modelagem matemática é utilizada para obter a descrição do comportamento das grandezas internas do motor.

Conforme KRAUSE, WASYNCZUK e SUDHOFF (2002), em uma máquina bifásica, 2 pólos, assimétrica, os enrolamentos do estator não são idênticos, distribuídos senoidalmente no espaço em quadratura, sendo um enrolamento denominado de  $a_s$  e o outro de  $b_s$ .

Os enrolamentos  $a_s$  possuem  $N_s$  espiras equivalentes e uma resistência  $r_s$ . Os enrolamentos  $b_s$  possuem  $N_s$  espiras equivalentes e uma resistência  $r_s$ .

Os enrolamentos do rotor são considerados como 2 enrolamentos idênticos, distribuídos senoidalmente no espaço em quadratura. Cada enrolamento do rotor tem  $N_r$  espiras com resistência  $r_r$ .

A figura 24 apresenta um diagrama esquemático desse tipo de motor.



- Legenda:
- as*: enrolamento principal do estator;
  - bs*: enrolamento auxiliar do estator;
  - ar*: enrolamento principal do rotor;
  - br*: enrolamento auxiliar do rotor;
  - rs*: resistência estatórica do enrolamento principal;
  - rS*: resistência estatórica do enrolamento auxiliar;
  - rr*: resistência rotórica;
  - Ns*: número de espiras enrolamento principal;
  - NS*: número de espiras enrolamento auxiliar;
  - Nr*: número de espiras do rotor;
  - ias, vas*: corrente, tensão do estator, enrolamento principal;
  - ibs, vbs*: corrente, tensão do estator, enrolamento auxiliar;
  - iar, var*: corrente, tensão do rotor, enrolamento principal;
  - ibr, vbr*: corrente, tensão do rotor, enrolamento auxiliar;

Figura 24 - Máquina de indução bifásica, 2 pólos, assimétrica, modificada de KRAUSE, WASYNCZUK, & SUDHOFF (2002).

As equações de tensão (2.10) podem ser expressas usando as va-



riáveis da máquina como segue:

$$\begin{aligned}\mathbf{v}_{abs} &= \mathbf{r}_s \mathbf{i}_{abs} + \frac{d}{dt} \boldsymbol{\lambda}_{abs} \\ \mathbf{v}_{abr} &= \mathbf{r}_r \mathbf{i}_{abr} + \frac{d}{dt} \boldsymbol{\lambda}_{abr}\end{aligned}\quad (2.10)$$

As matrizes de resistência ( $\mathbf{r}_s, \mathbf{r}_r$ ) são matrizes diagonais, com elementos diferentes de zero. Os fluxos concatenados ( $\boldsymbol{\lambda}_{abs}, \boldsymbol{\lambda}_{abr}$ ) podem ser expressos conforme as equações (2.11) a (2.14).

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{\lambda}_{abs} \\ \boldsymbol{\lambda}_{abr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{L}_s & \mathbf{L}_{sr} \\ (\mathbf{L}_{sr})^T & \mathbf{L}_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}_{abs} \\ \mathbf{i}_{abr} \end{bmatrix}\quad (2.11)$$

onde:

$$\mathbf{L}_s = \begin{bmatrix} L_{ls} + L_{ms} & 0 \\ 0 & L_{ls} + L_{ms} \end{bmatrix}\quad (2.12)$$

$$\mathbf{L}_r = \begin{bmatrix} L_{lr} + L_{mr} & 0 \\ 0 & L_{lr} + L_{mr} \end{bmatrix}\quad (2.13)$$

$$\mathbf{L}_{sr} = \begin{bmatrix} L_{sr} \cos \theta_r & -L_{sr} \sin \theta_r \\ L_{sr} \sin \theta_r & L_{sr} \cos \theta_r \end{bmatrix}\quad (2.14)$$

Onde:

$L_{ls}$  e  $L_{ms}$ : indutâncias de dispersão e magnetização para o enrolamento *as*, respectivamente;

$L_{ls}$  e  $L_{ms}$ : indutâncias de dispersão e magnetização para o enrolamento *bs*, respectivamente;

$L_{lr}$  e  $L_{mr}$ : indutâncias de dispersão e magnetização dos enrolamentos idênticos do rotor;

$L_{sr}$  ( $L_{Sr}$ ): valor da indutância mútua entre o enrolamento *as* (enrolamento *bs*) e os enrolamentos do rotor, respectivamente;

$\theta_r$ : deslocamento angular do rotor, definido na figura 24.

O torque eletromagnético pode ser escrito conforme equação (2.15).

$$T_e = \left(\frac{P}{2}\right) (\mathbf{i}_{abs})^T \frac{d}{d\theta_r} [(\mathbf{L}_{sr})^T] \mathbf{i}_{abr}\quad (2.15)$$

onde:  $P$  é o número de pólos do motor.

Na forma expandida, a equação (2.15), a qual é positiva para ação motora, se transforma na equação (2.16):

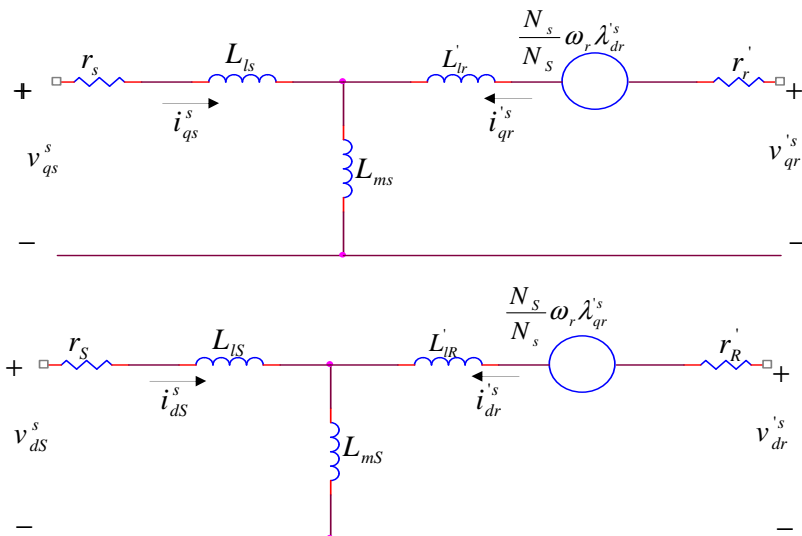
$$T_e = \left(\frac{P}{2}\right) [L_{sr} i_{as} (-i_{ar} \operatorname{sen} \theta_r - i_{br} \operatorname{cos} \theta_r) + L_{sr} i_{bs} (i_{ar} \operatorname{cos} \theta_r - i_{br} \operatorname{sen} \theta_r)] \quad (2.16)$$

O torque e a velocidade do motor se relacionam por (2.17):

$$T_e = J \left(\frac{2}{P}\right) \frac{d\omega_r}{dt} + T_L \quad (2.17)$$

onde:  $J$ : inércia do rotor e da carga conectada ao eixo ( $\text{kg.m}^2$ );  
 $T_L$ : torque de carga (positivo para ação motora) ( $\text{N.m}$ );  
 $\omega_r$ : frequência rotacional do motor ( $\text{rad/s}$ ).

Uma vez que os enrolamentos dos motores de indução bifásicos assimétricos não são idênticos, é necessário transformar todas as variáveis da máquina para o sistema de referência estacionário, a fim de se obter equações de tensões com coeficientes constantes. Dessa forma, através do desenvolvimento matemático apresentado por KRAUSE, WASYNCZUK e SUDHOFF (2002), o motor pode ser representado pelo circuito equivalente da figura 25.



Legenda:

$i_{qs}^s$ ,  $v_{qs}^s$ : corrente e tensão do estator, eixo de quadratura;

$i_{ds}^s$ ,  $v_{ds}^s$ : corrente e tensão do estator, eixo direto;

$i_{qr}'$ ,  $v_{qr}'$ : corrente e tensão do rotor, eixo de quadratura, refletidos para o estator;

$i_{dr}'$ ,  $v_{dr}'$ : corrente e tensão do rotor, eixo direto, refletidos para o estator;

$L_{ms}$ : Indutância de magnetização do eixo de quadratura;

$L_{mS}$ : Indutância de magnetização do eixo direto;

$L_{ls}$ : indutância de dispersão de eixo de quadratura do estator;

$L_{lS}$ : indutância de dispersão de eixo direto do estator;

$L_{lr}'$ : indutância de dispersão de eixo de quadratura do rotor, refletida para o estator;

$L_{lR}'$ : indutância de dispersão de eixo direto do rotor, refletida para o estator;

$N_s$ : número de espiras enrolamento principal;

$N_r$ : número de espiras enrolamento auxiliar;

$r_s$ : resistência estatórica do eixo de quadratura;

$r_S$ : resistência estatórica do eixo direto;

$r_r'$ : resistência rotórica do eixo de quadratura, refletida para estator;

$r_R'$ : resistência rotórica do eixo direto, refletida para estator;

$\lambda_{dr}^{s\phi}$ : enlace de fluxo eixo direto;

$\lambda_{qr}^{s\phi}$ : enlace de fluxo eixo de quadratura;

$\omega_r$ : frequência rotacional do motor.

Figura 25 - Circuito equivalente do motor de indução monofásico (modificado de KRAUSE, WASYNCZUK e SUDHOFF, 2002).

No desenvolvimento de circuitos equivalentes de máquinas elé-

tricas é usual referir-se todas as variáveis do rotor para o enrolamento do estator através da relação do número de espiras. Os enrolamentos do estator de uma máquina assimétrica bifásica não têm o mesmo número efetivo de espiras, assim, é conveniente referir todas as variáveis  $q$  para o enrolamento  $as$  com  $N_s$  espiras e todas as variáveis  $d$  para o enrolamento  $bs$  com  $N_s$  espiras.

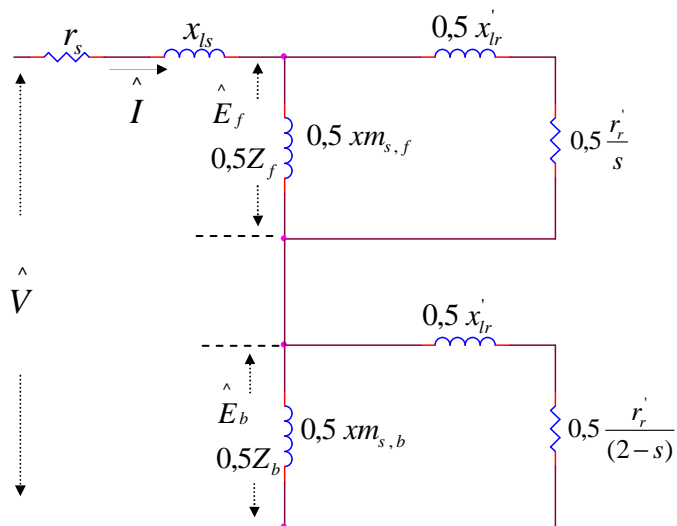
As equações de estado da máquina em formato matricial, que representam o circuito equivalente da figura 25 e que foram as ferramentas utilizadas para as simulações dos motores neste trabalho, estão mostradas no APÊNDICE 1.

### 2.4.3 Perdas nos motores de indução monofásicos

Para uma análise geral das perdas, parte-se do entendimento do circuito equivalente em regime permanente do motor de indução monofásico da figura 26, e do diagrama de fluxo de potência da figura 27.

Nesse circuito equivalente, todos os parâmetros rotóricos estão refletidos para o estator (reatância rotórica  $x_{lr}'$ , e resistência rotórica  $r_r'$ ), e o foco da análise está na operação do motor de indução com apenas o enrolamento principal energizado. Os índices “ $f$ ” e “ $b$ ” representam as parcelas relativas aos campos para frente (positivo) e para trás (negativo), respectivamente, conforme já citado no item 2.4.1, figura 19.

As impedâncias que representam as reações do campo para frente e para trás são  $Z_f$  e  $Z_b$ , respectivamente (Fitzgerald, Kingsley, & Umans, 2008), e a força contra-eletromotriz gerada no enrolamento principal pela onda de fluxo estacionária de entreferro é a  $\hat{E}_f$  para frente, e  $\hat{E}_b$  para trás.

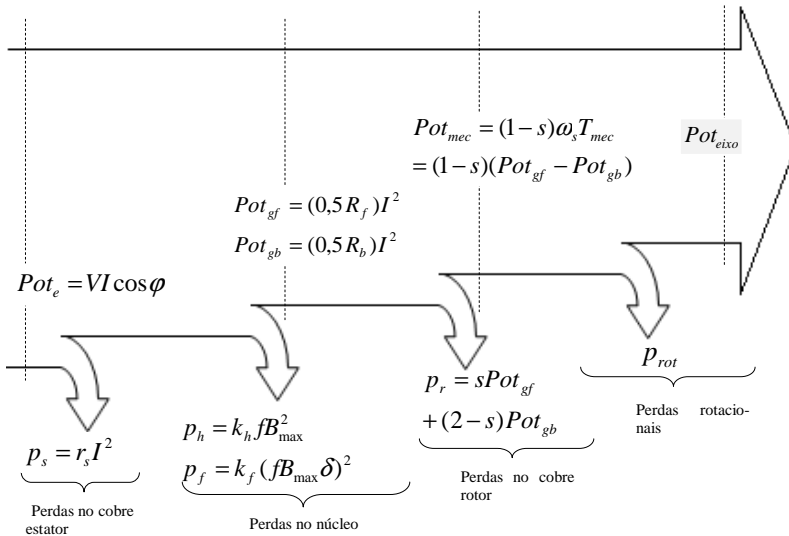


Legenda:

- $b$ : para trás;
- $\hat{E}_f$ : força contra-eletromotriz do campo para frente;
- $\hat{E}_b$ : força contra-eletromotriz do campo para trás;
- $f$ : para frente;
- $\hat{I}$ : corrente estatórica;
- $r_s$ : resistência estatórica;
- $r_r'$ : resistência rotórica refletida ao estator;
- $s$ : escorregamento rotórico;
- $\hat{V}$ : tensão de alimentação de entrada;
- $x_{ls}$ : reatância de dispersão estatórica;
- $x_{m_s}$ : reatância de magnetização;
- $x_{lr}'$ : reatância de dispersão rotórica refletida ao estator;
- $Z_f$ : impedância equivalente do campo para frente;
- $Z_b$ : impedância equivalente do campo para trás.

Figura 26 – Circuito equivalente de regime permanente do motor de indução monofásico (FITZGERALD, KINGSLEY e UMANS, 2008).

O fluxo de potência da rede até o eixo deve ser considerado em função dos campos de sequência positiva e negativa, e está representado esquematicamente na figura 27.



#### Legenda:

$B_{max}$ :	densidade de fluxo;
$f$ :	frequência elétrica da rede;
$k_h$ e $k_f$ :	constantes do ferro;
$R_f$ e $R_b$ :	são originadas de $Z_f$ e $Z_b$ , respectivamente;
$s$ :	escorregamento rotórico;
$T_{mec}$ :	torque eletromagnético;
$\omega_s$ :	frequência rotacional;
$\delta$ :	espessura das chapas do núcleo;

Figura 27 - Fluxo de potência e perdas dos motores de indução monofásicos.

Em linhas gerais, segundo DEL TORO (1999), a potência elétrica de entrada  $Pot_e$  é aplicada ao motor através do enrolamento do estator. Após retirar-se uma pequena parte dessa potência para suprir as perdas no cobre do enrolamento do estator ' $p_s$ ' e as perdas no núcleo ' $p_f$ ' e ' $p_h$ ' (perdas por Foucault e Histerese, respectivamente), o restante é a potência transferida através do entreferro:  $Pot_{gf}$  (potência de entreferro de sequência positiva, para frente) e  $Pot_{gb}$  (potência de entreferro de sequência negativa, para trás). As perdas no núcleo, também conhecidas como perdas no ferro, estão presentes em campos magnéticos girantes, devido à variação de fluxo no ferro da máquina. As perdas no cobre são provocadas pelo efeito Joule nos condutores dos enrolamentos.

Como o rotor gira no mesmo sentido que o campo de sequência

positiva, a potência no entreferro de sequência negativa  $Pot_{gb}$  é quase que inteiramente consumida como perdas no cobre do rotor. Além dessa parcela, o campo de sequência positiva também contribui para as perdas no rotor ' $P_r$ '.

Antes que uma potência útil possa ser entregue à carga  $Pot_{eixo}$ , a potência mecânica desenvolvida pelo campo de sequência positiva  $Pot_{mec}$  deve primeiramente suprir as perdas rotacionais ' $p_{rot}$ ' (perdas de atrito e ventilação).

Além das perdas apresentadas na figura 27, existem ainda as perdas suplementares que se originam na distribuição não uniforme de corrente no cobre e em perdas adicionais no núcleo, produzidas no ferro pela distorção do fluxo magnético pela corrente de carga. São perdas difíceis de serem determinadas com baixa incerteza (FITZGERALD, KINGSLEY e UMANS, 2008).

As equações apresentadas formam a base dos cálculos das perdas nos motores de indução monofásicos, utilizados neste trabalho.

#### 2.4.4 Qualidade de energia elétrica e perdas nos motores

Vários estudos têm sido feitos a respeito da influência da qualidade de energia elétrica nos motores de indução, sobretudo para motores de indução trifásicos, que servem de indicativos para as análises do motor de indução monofásico.

- Efeitos das variações de tensão de longa duração:

Segundo RAMALHETE e SIMONETTI (2009), em motores de indução, se a tensão aplicada é superior à nominal, a corrente de magnetização irá aumentar com, no mínimo, uma proporção quadrática podendo ocasionar uma saturação da máquina. Nessa situação, o conjugado de partida e o conjugado máximo aumentam com o quadrado da tensão, a corrente de plena carga diminui, as perdas rotóricas em geral e as perdas estatóricas diminuem, a rotação aumenta ligeiramente, melhorando as condições de troca de calor.

Por outro lado, operando com uma tensão inferior à nominal, a corrente absorvida aumentará para manter o torque necessário, implicando aumento das perdas por efeito Joule no estator e no rotor. Além disso, o aumento nos valores de corrente do estator sobreaquecerá a máquina o que reduzirá a expectativa de vida útil da mesma.

Como exemplo das perdas e do conseqüente aquecimento gerado pelas variações da amplitude da tensão, foram realizados por PILLAY, HOFMANN e MANYAGE (2002) alguns testes práticos, que resultaram nos fatores de compensação apresentados na figura 28. Esse estudo

mostra, basicamente, que uma diminuição de carga se faz necessária, na condição de desequilíbrio 0%, (através da aplicação de fatores de compensação) quando o motor está submetido a sub tensões (no exemplo: 90% da tensão nominal -  $V_n$ ), a fim de manter a temperatura do motor nas condições nominais de tensão ( $V_n$ ), ou seja, para evitar sobreaquecimentos do motor. Esse comportamento mostra a nocividade de uma sub tensão imposta aos terminais da máquina.

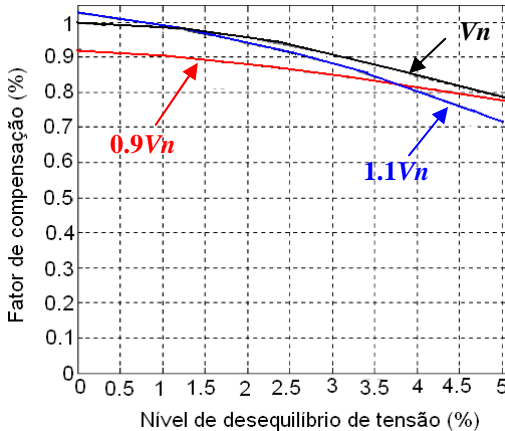


Figura 28 - Coeficiente de compensação de carga em função da variação do desequilíbrio de tensão, modificado de PILLAY, HOFMANN e MANYAGE (2002).

As perdas no núcleo também foram determinadas experimentalmente por PILLAY, HOFMANN e MANYAGE (2002) e a figura 29 mostra que as mesmas aumentam com o aumento da tensão, e diminuem com a redução da tensão (visível para condição de desequilíbrio zero no gráfico).



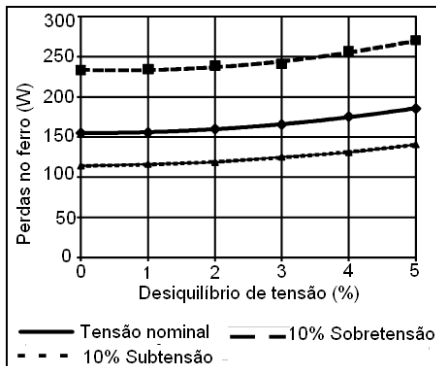


Figura 29 - Perdas no núcleo em função das variações de tensão, modificado de PILLAY, HOFMANN e MANYAGE (2002).

- Efeitos da distorção da forma de onda (Harmônicas):

Quando se trata de qualidade de energia elétrica, tensões distorcidas também provocam perdas nos motores de indução, que devem ser consideradas. Esse acréscimo de perdas é provavelmente o efeito mais sério das harmônicas em motores de indução. A capacidade de uma máquina operar sob efeito das harmônicas dependerá da perda total acrescida pelas harmônicas e dos seus efeitos no aumento da temperatura geral da máquina, e também de sobreaquecimentos locais (geralmente no rotor). Motores de indução “de rotores gaiola” toleram maiores perdas e temperaturas nos rotores, se comparado aos motores de rotores bobinados (ARRIALAGA, BRADLEY e BODGER, 1985).

Assim, em motores de indução, quando o campo é não senoidal, o fluxo magnético variável no tempo conterà também, além do termo fundamental, um conjunto de termos harmônicos, acarretando perdas por histerese e Foucault com componentes fundamental e harmônicas (COSTA, 1999).

O efeito pelicular provocado pelas componentes harmônicas da corrente distorcida nos enrolamentos da máquina também é considerável. Esse efeito provoca o aumento da resistência com o aumento da frequência da corrente, acarretando perdas extras no cobre ( $P_{cu}$ ), conforme equação (2.18):

$$P_{cu} = R_{cc} i_{cc}^2 + R_f i_f^2 + R_{h1} i_{h1}^2 + R_{h2} i_{h2}^2 + R_{h3} i_{h3}^2 + R_{h4} i_{h4}^2 + \dots \quad (2.18)$$

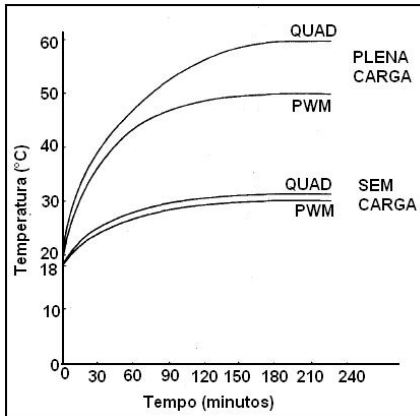
onde:

$R_{cc} i_{cc}^2$  : perda relativa à parcela de tensão contínua do sinal;

$R_f i_f^2$  : perda relativa à componente fundamental do sinal;

$R_h i_h^2$  : perda relativa às componentes harmônicas do sinal.

Segundo YACAMINI (1995), os efeitos das tensões harmônicas de alimentação nos motores estão resumidos na figura 30.



Legenda:

- QUAD: forma de onda quadrada;
- PWM: forma de onda PWM.

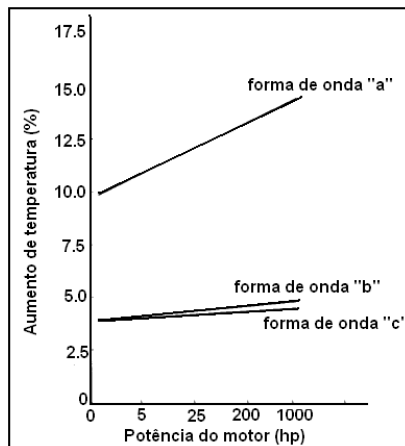
Figura 30 - Aumento da temperatura da carcaça do motor alimentado por formas de onda distorcidas, modificado de YACAMINI (1995).

Essa figura apresenta o aumento de temperatura na carcaça de um motor de indução de 11 kW, 3Φ, alimentado por 2 diferentes fontes de tensão distorcidas: a primeira correspondendo a uma saída em onda quadrada de um inversor de frequência (“Quad”) e outra referente a uma saída PWM do mesmo. Verifica-se que formas de onda diferentes acarretam diferentes efeitos sob os motores, sendo as harmônicas de baixa ordem (presentes, por exemplo, nas ondas quadradas – “Quad”) aquelas mais significativas para os aquecimentos dos motores. Isso se deve ao fato de o fluxo ser inversamente proporcional à frequência.

Esse efeito também pode ser visto na figura 31, onde 3 formas de onda (a, b e c) com o mesmo nível de distorção, mas com diferentes distribuições dos conteúdos harmônicos, apresentam valores de aquecimentos diferentes. O aumento de temperatura para os 5% de distorção da 2ª harmônica (forma de onda “a”) é 3 vezes maior que aquele associado às formas de onda constituídas pela 5ª harmônica somente (forma de onda “b”) ou por diversas harmônicas diferentes (forma de onda “c”). Além disso, YACAMINI (1995) verificou uma tendência de aquecimento proporcional ao quadrado da distorção de tensão.

$f_b$	Formas de onda (% da fundamental)		
	a	b	c
2	5.0	5.0	0.17
3			0.21
4			0.26
5			3.41
6			0.87
7			0.25
8			0.26
9			0.61
10			0.26
11			0.56
12			0.43
13			1.21
17			0.87
19			0.78
THD=	5%	5%	5%

(a)



(b)

Legenda:

$f_h$ : frequência harmônica;

THD: taxa de distorção harmônica de tensão;

Figura 31 – a) Conteúdo harmônico das diferentes formas de onda distorcidas, b) Aumento de temperatura para cada forma de onda, modificada de YACAMINI (1995).

Os motores de indução monofásicos de alto rendimento (com capacitores permanentes) são mais sensíveis às harmônicas que aqueles sem capacitores permanentes, podendo inclusive apresentar rendimento inferior a esses, quando submetidos a tensões harmônicas e condições de ressonâncias. Testes feitos por LIN, BATAN, *et al.* (1996) em 2 motores de indução monofásicos de 2 hp, aplicaram tensão nominal e 10% de cada harmônica individualmente (2<sup>a</sup>, 3<sup>a</sup>, 5<sup>a</sup>, 7<sup>a</sup>, 9<sup>a</sup>, 11<sup>a</sup>, 13<sup>a</sup>). A comparação dos efeitos de cada harmônica sob as perdas e o rendimento do motor está apresentado nas figuras 32 e 33.

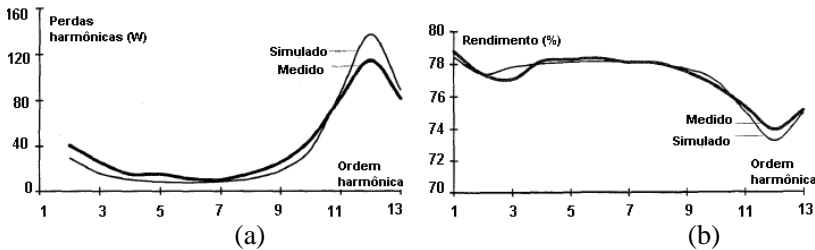


Figura 32- Motor n° 1 com capacitor de 12,5  $\mu$ F, (a) Perdas harmônicas (b) Rendimento .

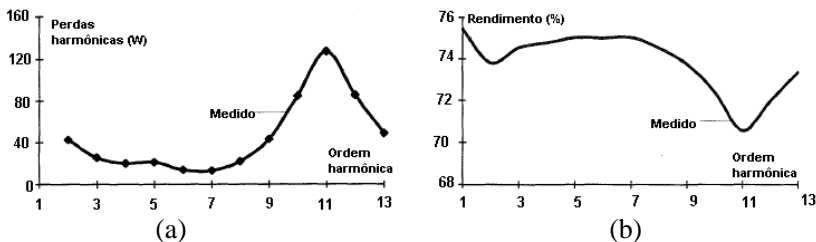


Figura 33 – Motor n° 2 com capacitor de 15  $\mu$ F, (a) Perdas harmônicas (b) Rendimento.

O que se verifica é o aumento considerável de perdas provocadas pela ressonância em torno da 11<sup>a</sup> e 13<sup>a</sup> harmônicas, devido à combinação da reatância indutiva e capacitiva do enrolamento auxiliar do motor, quando submetidos a tais frequências.

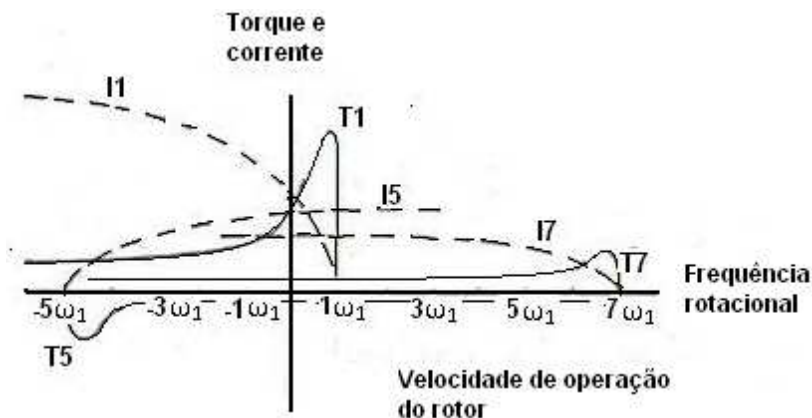
Esses resultados demonstram a necessidade de se conhecer a priori o valor da frequência de ressonância do motor, antes de alimentá-lo com tensões distorcidas, em se tratando de motores com capacitores permanentes.

Para se calcular essa frequência de ressonância é necessário, entretanto, conhecer dados específicos de projeto do motor, conforme LIN, BATAN, *et al.* (1996).

#### 2.4.5 Efeitos mecânicos das tensões distorcidas

De acordo com ARRIALAGA, BRADLEY e BODGER (1985), o circuito equivalente da figura 26 pode ser desenhado para cada harmônica, onde todos os parâmetros correspondem às frequências reais das correntes dos enrolamentos.

Através da figura 34, pode-se ter uma idéia dessa análise, onde curvas de torque versus correntes individuais das harmônicas são traçadas.



Legenda: T1, T5, T7: curvas de torque da fundamental, quinta e sétima harmônicas, respectivamente;  
 I1, I5 e I7: correntes da fundamental, quinta e sétima harmônicas, respectivamente;  
 $\omega$ : frequência rotacional (rad/s)

Figura 34 – Componentes harmônicas de corrente e torque de um motor trifásico, modificado de ARRIALAGA, BRADLEY e BODGER (1985).

Considerando  $k = 0, 1, 2, 3, \dots$ , podem ser observadas as seguintes características nos sinais distorcidos: 1) harmônicas de ordem  $h = 3k + 1$  são de sequência positiva; 2) harmônicas de ordem  $h = 3k + 2$  são de sequência negativa; e 3) harmônicas de ordem  $h = 3k + 3$ , chamadas harmônicas triplas, são de sequência zero. Harmônicas de sequência positiva tendem a aumentar levemente o torque eletromagnético do motor, pois a interação das correntes de sequência positiva no rotor com o campo magnético do estator produz um torque positivo, logo a rotação sofre uma pequena variação positiva, diminuindo o escorregamento; por outro lado, harmônicas de sequência negativa tendem a gerar um torque contrário ao produzido na frequência fundamental, produzindo então uma pequena variação negativa na rotação da máquina, aumentando o escorregamento.

Tais harmônicas geram oscilações em seu torque eletromagnético devido à interação entre as correntes harmônicas induzidas no rotor e o campo magnético no entreferro na frequência fundamental, entretanto, o valor médio das oscilações do torque eletromagnético é praticamente zero para quaisquer taxas de distorção de harmônicas aplicadas ao motor de indução.

Simulações feitas por LEÃO e BRITO (2005), para um motor trifásico de 3 Hp, 220 V, 4 pólos, mostram claramente o exposto acima. O autor deste trabalho ressalta, no entanto, que o modelo adotado nas simulações despreza as perdas no núcleo por histerese e correntes parasitas e não inclui o efeito pelicular e parâmetros construtivos tais como: tipos de rotor (gaiola ou bobinado) e formato de ranhuras.

Nessas simulações, sinais distorcidos compostos por harmônicas individuais, com conteúdos harmônicos crescentes, foram testadas para avaliar suas influências nos torques eletromagnéticos médios e no escorregamento rotórico do motor, cujos resultados estão apresentados através das figuras 35 e 36.

A figura 35 confirma que o valor médio das oscilações do torque eletromagnético pode ser considerado igual a zero para quaisquer taxas de distorção harmônica aplicadas ao motor de indução.

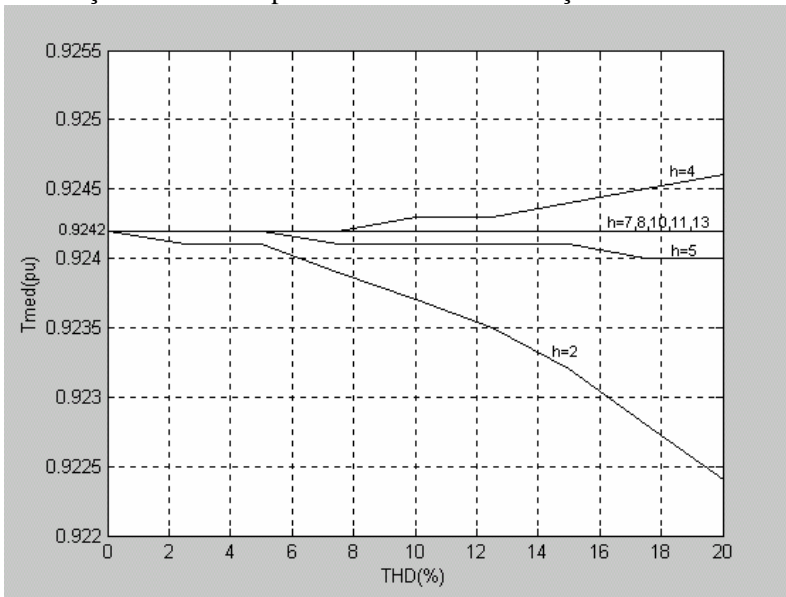


Figura 35 - Torque eletromagnético médio do motor de indução submetido a distorções de tensão.

A figura 36 mostra que o escorregamento sofre uma maior variação para as harmônicas de ordem 2, 4 e 5. No entanto, as harmônicas de ordem 7, 8, 10, 11 e 13 praticamente não afetam o torque médio resultante, sendo, portanto, a variação do escorregamento quase desprezível.

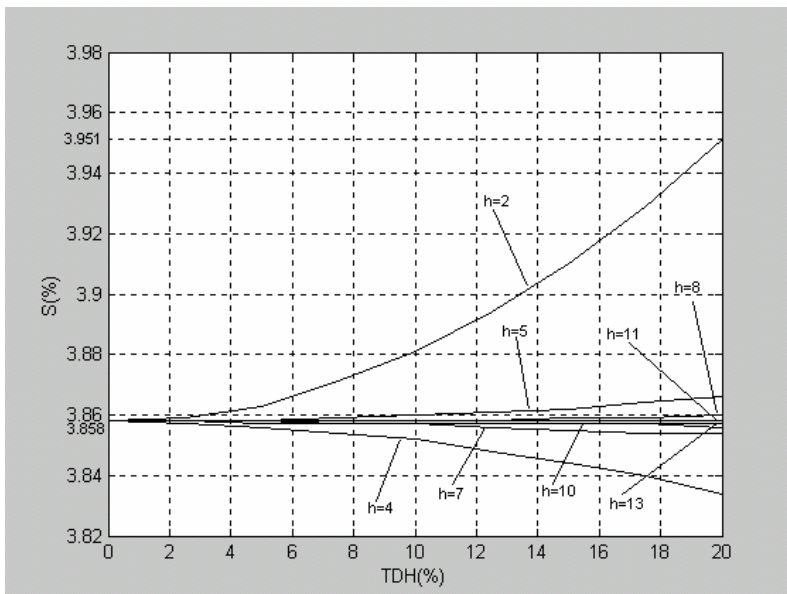


Figura 36 - Escorregamento rotacional em função da THDv para harmônicas pares e ímpares de 2ª à 13ª ordem.

## 2.5 Aspectos metrológicos das grandezas elétricas

O segundo tema principal deste trabalho envolve medições de grandezas elétricas, uma vez que será avaliada a influência da qualidade da energia elétrica fornecida ao compressor, no desempenho do mesmo. Assim, a medição de potência elétrica de consumo do compressor será uma das formas para que se consiga quantificar tal influência. Entretanto, para que os resultados obtidos tenham credibilidade, é necessário que se conheça os equipamentos utilizados, sobretudo no que se refere às incertezas inerentes a sua operação e às formas corretas de avaliá-las. Assim, este item trará alguns tópicos importantes de serem entendidos nesse aspecto.

### 2.5.1 Técnicas de amostragem digital

No campo da metrologia elétrica, técnicas de processamento via amostragem digital têm gradualmente garantido uma posição de destaque e se tornado cada vez mais empregadas. Essa é a tendência da metrologia moderna e a maioria dos instrumentos comerciais vendidos hoje empregam essa técnica (POGLIANO, 2009).

Até algum tempo atrás, o problema da amostragem digital era a exatidão requerida na conversão analógico-digital e a rapidez necessária para o processamento. Entretanto, durante as últimas décadas, a tecnologia envolvida nos conversores analógico-digitais têm avançado rapidamente, eliminando esse problema.

Para medição de potência elétrica baseada em técnicas de processamento digital, por exemplo, podem-se destacar algumas vantagens, tais como a facilidade de calibração e a boa exatidão na multiplicação digital, sem problemas de linearidade, como ocorre em medidores baseados em multiplicação analógica.

Dessa forma, uma vez o sinal adquirido através de um conversor analógico digital, os dados também ficam disponíveis e podem ser trabalhados em um computador com boa capacidade de processamento através de diferentes métodos de cálculo como, por exemplo, a Transformada Discreta de Fourier (DFT) ou o Método de Integração Discreta (DI), que estão detalhados em SVENSSON (1999).

Para medições de sinais distorcidos, por exemplo, essas técnicas apresentam-se bem mais adequadas se comparadas com outras convencionais. Já em meados da década de 80, uma análise das técnicas convencionais foi feita por (STENBAKKEN, 1984) que constatou o seguinte: TDM (*Time-division-multipliers*) e técnicas baseadas em conversores térmicos possuem boa exatidão em baixas frequências (frequência da rede), o que não ocorre para frequências mais elevadas, acima de 1 kHz. Multiplicadores analógicos possuem boa resposta em frequência mas uma exatidão inadequada. Em seu trabalho (STENBAKKEN, 1984) iniciou o desenvolvimento de um watímetro digital para medição de sinais distorcidos com frequência fundamental de até 10 kHz e com harmônicas de até 100 kHz, com uma incerteza máxima 0,1%. Desde então, vários outros trabalhos foram estimulados e hoje pode-se contar com um número cada vez maior de equipamentos desse tipo, com incertezas cada vez menores.

### 2.5.2 Aspectos metrológicos dos multímetros digitais

Erros associados com digitalização estão representados na figura 37, e são formados pelas contribuições dos erros de amplitude (erro de quantização, perda de código, não-linearidade, ruído, largura de banda, incerteza na amplitude, etc) e erros no tempo (“referência zero” da base de tempo, incerteza do trigger, latência do trigger, largura da abertura, tempo de abertura, etc), conforme AGILENT (jun/2000).



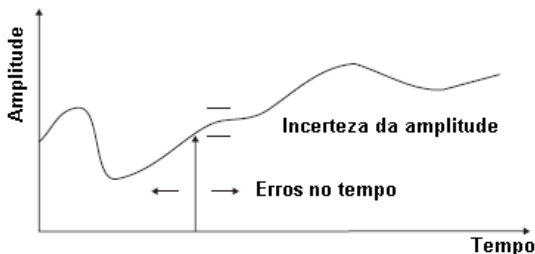


Figura 37 - Erros de amplitude e tempo associados à digitalização, modificado de AGILENT (jun/2000).

Para sinais dinâmicos, erros no tempo resultam em erros de amplitude como, por exemplo, na medição de potência elétrica, onde o sucesso da medição depende principalmente do defasamento entre tensão e corrente.

Entretanto, para uma compreensão metrológica mais universal, sem considerar termos técnicos que muitas vezes são específicos de cada fabricante, os multímetros digitais podem ser analisados através dos conceitos clássicos de repetitividade, linearidade, erro de zero e erro de ganho.

Conforme Coral (2004), multímetros digitais (*Digital Multimeters - DMM*) possuem características de resposta bastante típicas. Basicamente, a resposta de um DMM apresenta variações de ganho, *offset* e linearidade, as quais são atribuídas aos efeitos sistemáticos. Essa constatação indica que DMM repetem muito bem, ficando por vezes o valor da repetitividade abaixo do próprio valor da resolução do seu mostrador. Desse modo não há significativa dispersão de valores entre poucos e muitos ciclos de calibração em um mesmo ponto de controle, situação que pode ser utilizada na simplificação do processo de avaliação desse tipo de equipamento.

O que se verifica em geral é que, basicamente todo sistema de teste foca em 2 pontos principais: precisão e exatidão. Ambos são conceitos qualitativos, sendo que precisão está relacionada à repetitividade, ou seja, à repetição do mesmo resultado em testes diferentes, enquanto que exatidão está relacionada a ambos: repetitividade e erro sistemático, ou seja, à repetição do mesmo resultado e à medição do valor correto, ou mais próximo possível do chamado valor correto convencional. Em geral, os processos de produção são preparados para garantir repetitividade (produzindo equipamentos idênticos uns aos outros). Por outro lado, exatidão se torna um problema, quando comparações são feitas entre resultados de 2 equipamentos diferentes. De uma forma geral, é sempre mais fácil garantir precisão do que exatidão, tornando os erros

sistemáticos muito mais difíceis de serem identificados e corrigidos do que os erros aleatórios (repetitividade), conforme HORN (2000).

A figura 38 mostra um esboço das curvas de resposta do ADC ideal e real, assim como a representação dos erros de *offset*, repetitividade e linearidade. O erro de ganho está representado na figura 39, através da inclinação formada entre a reta paralela ao ajuste dos mínimos quadrados da curva real (corrigida do erro de *offset*), e a reta ideal da resposta do ADC.

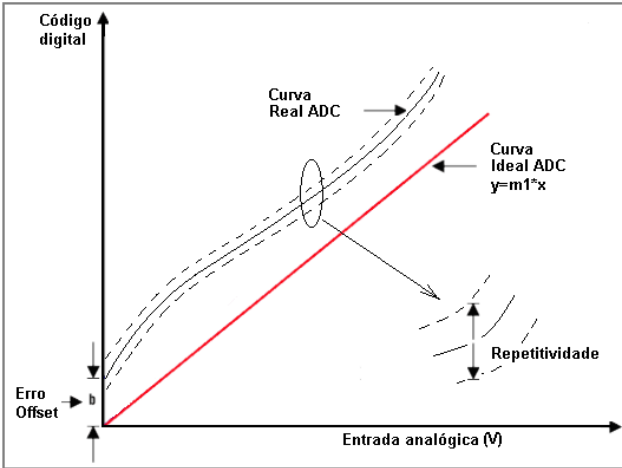


Figura 38 - Curva de resposta e representação dos erros do ADC, modificado de MAXIN (2001).

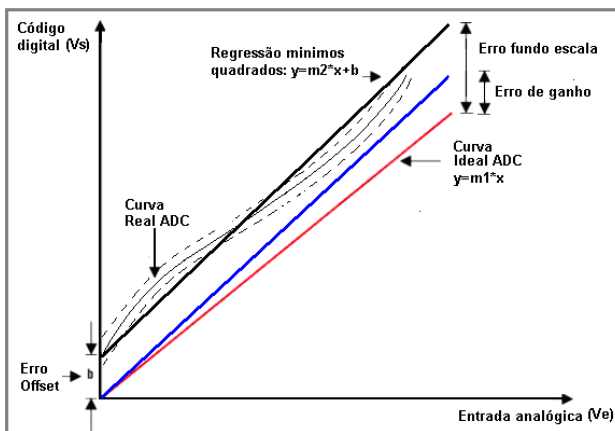


Figura 39 - Curva de resposta e representação erro de ganho do ADC, modificado de MAXIN (2001).

Considerando as boas repetitividade e linearidade observadas nos medidores de grandezas elétricas digitais, algumas aproximações podem ser feitas, ao se efetuar medições diferenciais de pequenas variações de grandezas elétricas, conforme apresentado na figura 40.

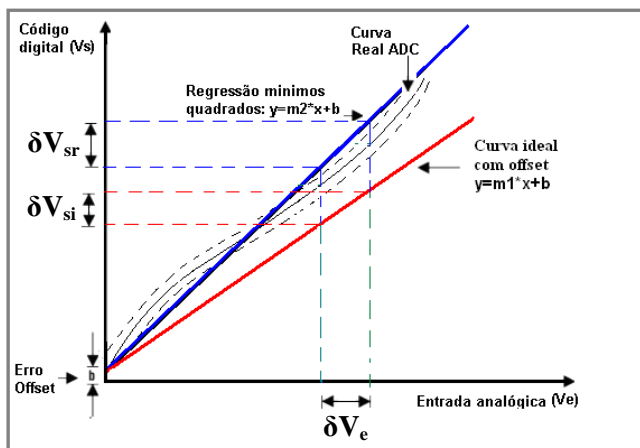


Figura 40 - Curva de resposta e representação de medições diferenciais, modificado de MAXIN (2001).

Essa figura mostra que, considerando que o erro de *offset* se fará presente em ambas as medições (ideal e real) e que seu valor é muito inferior aos valores medidos, a variação relativa  $\delta V_{si}$  (variação do sinal para ADC ideal) será bem próxima à variação relativa  $\delta V_{sr}$  (variação do sinal para ADC real), ou seja:

$$\delta V_e = V_{e2} - V_{e1} \quad (2.19)$$

$$\delta V_{si} = V_{si2} - V_{si1} = (m_1 V_{e2} + b) - (m_1 V_{e1} + b) \quad (2.20)$$

$$\delta V_{sr} = V_{sr2} - V_{sr1} = (m_2 V_{e2} + b) - (m_2 V_{e1} + b) \quad (2.21)$$

$$(m_1 V_{e2} - m_1 V_{e1}) / (m_1 V_{e1} + b) \approx (m_2 V_{e2} - m_2 V_{e1}) / (m_2 V_{e1} + b) \quad (2.22)$$

onde:  $b$  = offset;

$m_1$  = inclinação reta ideal;

$m_2$  = inclinação curva real;

$V_{e1}$  = valor 1 do sinal de entrada;

$V_{e2}$  = valor 2 do sinal de entrada;

$V_{si1}$  = valor 1 do sinal de saída ideal;

$V_{si2}$  = valor 2 do sinal de saída ideal;

$V_{sr1}$  = valor 1 do sinal de saída real;

$V_{sr2}$  = valor 2 do sinal de saída real.

Assim, verifica-se que os erros de ganho e *offset* não influenciam nas medições diferenciais (comparativas), em função da excelente resposta aleatória e da boa linearidade verificada nos equipamentos digitais de medição de grandezas elétricas.

### 2.5.3 Aspectos básicos da medição de sinais distorcidos

Na qualidade de um sinal dinâmico periódico, uma das maiores dificuldades na medição de sinais distorcidos é a especificação de um sistema ou instrumento de medição capaz de registrar o sinal adequadamente. As técnicas usadas para medições de harmônicas diferem daquelas usadas para medições de sinais ordinários, ou seja, totalmente senoidais, do sistema elétrico de potência (IEEE, 1992).

Erros comuns em instrumentos de medição de sinais elétricos causados por harmônicas são: limitação na largura de banda e não linearidades nos transdutores de entrada dos sinais e circuitos de medição propriamente dito do instrumento (SVENSSON, 1999).

Se o instrumento de medição não suportar a faixa de frequências do sinal ou não for bem maior que a faixa de frequências do sinal, pode ocorrer distorção de fase e de amplitude. A resposta em frequência deve apresentar amplitude plana na faixa de passagem, sem oscilações para cada frequência, permitindo que todos os componentes em frequência do sinal sejam amplificados (ou atenuados) da mesma quantidade. A largura de banda de frequência em medições para sinais ordinários limita-se a uma estreita banda de frequências, próxima à frequência central (da rede, por exemplo). Larguras de banda substancialmente mais largas são necessárias (no mínimo até 3 kHz) no estudo de harmônicas no sistema de potência (IEEE, 1992).

Paralelamente à largura de banda de frequência do instrumento, outro ponto importante a ser verificado é a correta frequência de aquisição e o tempo de medição de um determinado sinal harmônico de interesse. De acordo com o teorema de Nyquist, deve-se amostrar um sinal com no mínimo o dobro da frequência do sinal desejado, com o intuito de evitar a perda de informação com o *aliasing*, que é a reconstrução de um sinal amostrado com frequência diferente do sinal original, introduzindo erros de medição, como mostrado na figura 41 (PETROVIC, 2007).

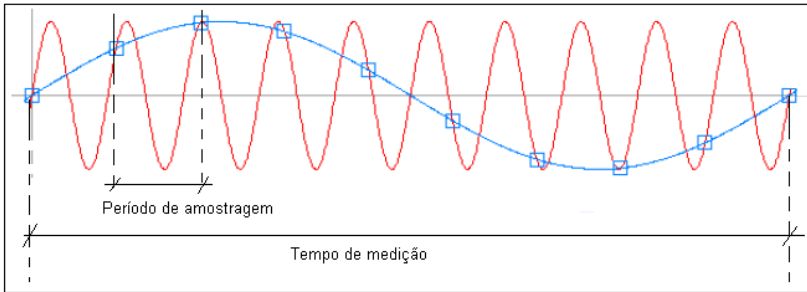


Figura 41 - Erro de amostragem devido ao aliasing, modificado de (PETROVIC, 2007).

Isto significa que é preciso amostrar, converter e adquirir o próximo ponto a uma taxa duas vezes maior que a maior componente de frequência de interesse do sinal. Porém, o teorema de Nyquist garante apenas a resolução da frequência do sinal original, mas não a amplitude, ou seja, uma vez estabelecido o erro máximo admissível na medição de uma determinada frequência harmônica, é possível calcular-se a mínima frequência de aquisição adequada para que se obtenha valores de amplitude com erro admissível naquele nível de frequência harmônica.

Conforme AGILENT (jun/2000), a frequência máxima presente em um sinal distorcido ( $f_{max}$ ), será observável no domínio da frequência, se atendida a seguinte relação da equação (2.23):

$$f_{max} = \frac{N}{2} * \frac{1}{Tempo\ de\ medição} \quad (2.23)$$

onde N é o número de amostras da aquisição.

No caso de um número de amostras fixado pelo algoritmo de transformação FFT, para se variar essa frequência máxima, é necessário diminuir a janela do tempo de amostragem, variando assim a frequência de amostragem automaticamente. Portanto, conclui-se que, para se observar frequências mais elevadas, são necessárias frequências de aquisição maiores.

Outro aspecto de grande importância na utilização das técnicas de amostragem, relacionado ao tempo de medição, é a compreensão do erro de truncamento, originado na amostragem do sinal, quando o período de tempo de medição não é um múltiplo inteiro do período do sinal medido. Esse erro pode originar grandes incertezas na medição (FERRERO e MUSCAS, 1999).

Para melhor ilustrar o erro de truncamento, a figura 42 mostra que a janela de medição  $n\gamma$  não é um múltiplo inteiro do período do sinal ( $2\pi C$ ), gerando o chamado erro de truncamento, como é referenciado no domínio do tempo, ou vazamento (*Leakage*) como é referenciado no domínio da frequência, nos resultados de FFT (STENBAKKEN, 1984).

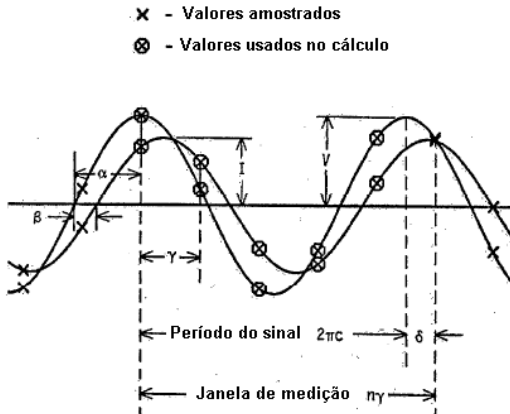


Figura 42 - Erro de truncamento, apresentando vários parâmetros.

Nesse exemplo,  $c=1$ ,  $n=5$ ,  $\alpha=90^\circ$ ,  $\beta=-30^\circ$ ,  $\gamma=80^\circ$ ,  $\delta=-10^\circ$ .  
onde:

- $\alpha$ : ângulo de partida de medição da tensão;
- $\beta$ : ângulo de defasagem entre tensão e corrente;
- $\gamma$ : período de amostragem em graus;
- $\delta$ : diferença entre o final do período do sinal e a amostra consecutiva;
- $I$ : amplitude da corrente e  $V$  é a amplitude da tensão.
- $c$ : número de períodos;

O que se verifica nesses casos é que a energia que deveria estar concentrada somente na frequência do sinal (considerando que o mesmo é um sinal senoidal puro), sofre um “espalhamento” nas frequências laterais, ocasionando erros de medição do sinal amostrado, conforme mostra a figura 43, extraída de SVENSSON (1999).

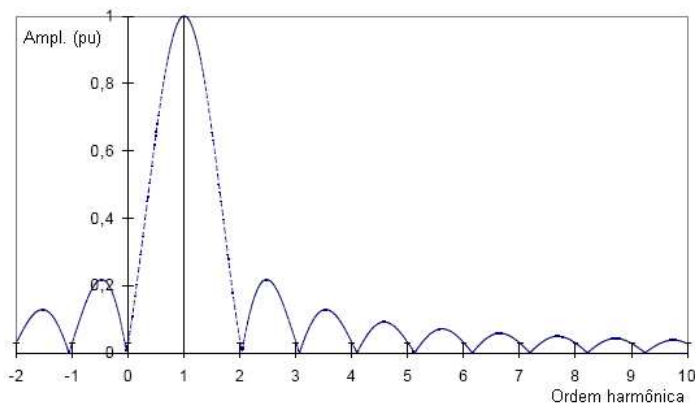


Figura 43 - Medição sinal senoidal, com tempo de medição =  $0.97 \cdot$  Período do sinal e dispersão espectral.

Quanto ao desempenho de transdutores de medição de corrente e tensão elétricas, algumas breves observações são importantes. Conforme BARBOSA (2006), que comparou vários tipos de transdutores, os divisores resistivos (medição de tensão) e os resistores *shunt* (medição de corrente) são as formas mais indicadas para fins de medição de potência elétrica. FILHO, DUARTE e GOLDENBERG (2007) acrescenta ainda que outros transdutores, como os TC magnéticos utilizados para a medição de corrente, possuem resposta em frequência suficientemente plana para não interferir na amplitude dos sinais de frequências bem acima da frequência industrial e, portanto, são adequados para as aplicações em sistemas de potência. Porém, os deslocamentos de fase dos TC magnéticos interferem de forma considerável e não se mostram adequados, mesmo para a frequência industrial. Assim, como o ângulo de fase obtido para cada frequência harmônica é afetado, os fasores resultantes ficam inexatos. Testes em laboratório com sondas de corrente convencionais, que são largamente utilizados na prática por medidores de qualidade de energia, mostraram deslocamentos angulares expressivos medidos para sinais de corrente, mesmo em frequências relativamente baixas (inclusive para a frequência fundamental), conforme apresentado na tabela 4.

Tabela 4 - Teste de resposta temporal e angular de uma sonda de corrente de 10A / 10mV/A (FILHO, DUARTE e GOLDENBERG, 2007).

Ordem harmônica (múltiplos de 60 Hz)	Deslocamento de tempo entre entrada e saída ( $\mu\text{s}$ )	Ângulo de defasagem (graus)
1	200	4,32
3	56	3,63
5	40	4,32
7	40	6,05
9	36	7,00
11	32	8,99
13	26	8,42
15	24	8,87
17	24	9,85
19	20	9,07
21	20	10,80
25	9	9,72
50	32	8,99

De acordo com SVENSSON (1999), para baixas tensões (<600 V), os divisores são geralmente resistivos, com alguma compensação para a indutância dos cabos e resistores. Para tensões mais altas, transformadores de instrumentação devem ser usados. Esses transformadores não são projetados para acima da frequência nominal da rede, sofrendo de um comportamento não linear devido ao material do núcleo, apresentando assim uma resposta em frequência bastante limitada. Um diagrama do circuito equivalente bastante simplificado do transformador pode ser representado como na figura 44.

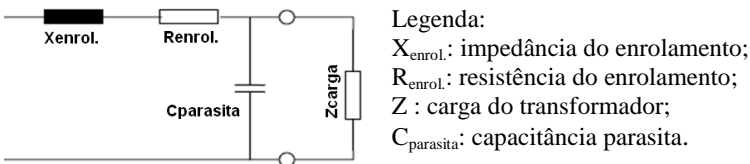


Figura 44- Diagrama do circuito equivalente simplificado transformador de instrumentação.

A capacitância parasita tem seu efeito desprezado na frequência da rede mas não em frequência maiores pois, nesse caso, podem ressonar com as impedâncias do enrolamento e carga. O problema se intensi-



fica em tensões mais altas, onde maiores demandas na isolação acarretam valores de capacitâncias parasitas ainda maiores, o que significa ressonâncias em valores de frequência mais baixos. Dessa forma, transformadores de instrumentação para tais aplicações devem ter projetos especiais.

Embora a resposta em frequência desses transdutores seja ruim, eles podem ser usados para medições de harmônicas se tal resposta é conhecida e compensada no instrumento de medição.

#### 2.5.4 Avaliação de incertezas em sinais distorcidos

Muitos esforços têm sido despendidos pela comunidade científica mundial para definir como a qualidade das medições pode ser avaliada em diferentes casos a fim de atender às prescrições das normas, tais como o ISO GUM (ISO, 1993). Claros exemplos dessas dificuldades são encontrados quando medições não convencionais são realizadas no sistema elétrico, adquirindo e processando formas de onda de tensão e corrente distorcidas. A rastreabilidade das medições das grandezas elétricas sob condições não senoidais é ainda um problema, devido à falta de medidores padrão ou procedimentos de calibração confiáveis (LOCCI, MUSCAS, *et al.*, 2001).

Conforme apresentado por FERRERO e MUSCAS (1999), uma vez que essas medições são geralmente implementadas por meio de instrumentos baseados em processamento digital, as incertezas introduzidas em cada etapa (condicionamento do sinal, conversores AD, algoritmos de medição e outros mais) devem ser consideradas. Entretanto, as especificações clássicas dos equipamentos de medição são, muitas vezes, válidas somente sob condições em regime permanente senoidal. A caracterização no domínio da frequência desses equipamentos permite somente o conhecimento de seu comportamento com formas de onda senoidais, em diferentes frequências, mas não em condições não senoidais, devido ao seu comportamento não linear. Assim, quando sinais distorcidos são trabalhados, torna-se necessário estabelecer novos e mais abrangentes procedimentos de caracterização.

Em meados da década de 80, essa preocupação já se fazia presente, quando STENBAKKEN (1984) publicou um artigo descrevendo o projeto de um watímetro de amostragem digital capaz de medir sinais distorcidos com frequência fundamental de 1 Hz a 10 kHz e harmônicas até 100 kHz. Esse projeto foi encomendado pelo NIST (*National Institute of Standards and Technologies*), a fim de dar suporte às calibrações de instrumentos utilizados em tais aplicações, uma vez entendido que

seria necessário que o equipamento fosse capaz de medir tais sinais distorcidos com incertezas limitadas a 0.1% da faixa de medição.

Vários outros trabalhos foram publicados e wattímetros projetados nas últimas décadas, com objetivo de estabelecer uma técnica de medição que consiga estabelecer incertezas cada vez menores. Essas técnicas focam, sobretudo, reduzir o efeito de vazamento (ou truncamento) causado pela falta de sincronização entre a taxa de amostragem e a frequência do sinal (apresentado em 2.5.3), que causam erros consideráveis na análise harmônica de sinais periódicos. Conforme KYRIAZIS (2005), vários métodos foram propostos para minimizar o vazamento que ocorre nesses casos: algoritmos de interpolação, janelas de amostragem, rearranjo da sequência de dados amostrados e estimação de máxima verossimilhança. Entretanto, muitos esforços têm sido feitos em dois métodos específicos: amostragem síncrona e assíncrona.

Na amostragem síncrona, sincroniza-se a taxa de amostragem com a frequência fundamental do sinal por meio do uso de técnicas de *phase-locked loop* (PLL). Esse método é muito adequado se o sinal analisado é periódico, apresentando distorção harmônica de tal modo que a informação necessária para sincronizar a temporização da amostragem com a frequência do sinal pode ser extraída do próprio sinal. Foi comprovado que a sincronização pode aumentar a exatidão da medição tanto da amplitude quanto do ângulo de fase dos harmônicos de tensão, sem qualquer necessidade de janelas de amostragem. Maiores detalhes ver (SVENSSON, 1999).

Na amostragem assíncrona, não existe o sincronismo entre a frequência de amostragem e a frequência fundamental do sinal medido, mas permite, igualmente, estimar com exatidão os parâmetros dos harmônicos de sinais periódicos arbitrários. Esse método é vantajoso em comparação com o anterior, pois dispensa o uso dos circuitos de sincronização entre o sinal e o DMM (embora apresente a desvantagem de ser mais lento).

A calibração de DMM também tem sido foco de estudos como, por exemplo, FERRERO e MUSCAS (1999) que, utilizando a amostragem síncrona, trabalhou em um método baseado na geração de sinais de teste calibrados com conhecimento prévio do conteúdo harmônico do sinal. Esse método objetivou obter, a partir de um número limitado de testes, informação das incertezas de medição em casos mais gerais. O ponto crítico, entretanto, foi a seleção dos sinais de teste, o que acabou sendo o foco principal do trabalho. A princípio, tentou-se encontrar uma forma de onda que pudesse representar uma situação crítica de distorção presente do sistema elétrico, a fim de limitar a quantidade de testes na

calibração. Entretanto, rapidamente verificou-se a impossibilidade de se encontrar tal forma de onda, devido à infinidade de situações possíveis no sistema elétrico, concluindo-se que um grande número de distorções teria de ser utilizado nos testes. Dessa forma, foram implementadas várias formas de onda arbitrárias geradas com um conteúdo harmônico conhecido, além de formas de onda de formato especial (triangular, dente de serra, quadrada e outras mais). A investigação feita nesse trabalho utilizou simulação numérica nos cálculos das incertezas, onde as contribuições de incertezas de cada etapa do processamento digital (condicionamento do sinal, conversor AD, algoritmo de medição etc) foram consideradas nos cálculos. A principal contribuição desse trabalho foi a conclusão de que harmônicas de ordem mais elevadas são mais significativas no aumento de incertezas do equipamento.

No que tange à amostragem assíncrona, POGLIANO (2004) desenvolveu um método de cálculo no qual as incertezas de medição são avaliadas a partir da incerteza de uma única amostra informada pelo fabricante do equipamento. Baseado nesse método, ele desenvolveu um sistema de medição de potência elétrica com sinais distorcidos, valendo-se de 2 multímetros digitais<sup>2</sup> (AGILENT, jun/2000) idênticos aplicados diretamente para aquisição de tensão e corrente (essa última através de um transformador de corrente e um resistor de 1  $\Omega$ ). Os dois watímetros foram conectados entre si utilizando-se da entrada do trigger, de forma a manter a sincronização na aquisição dos dois sinais. Ambos os canais de tensão e corrente são controlados por meio de um computador com interface IEEE-488 (GPIB).

Em linhas gerais, a avaliação de incertezas a partir desse método se resume na equação (2.24):

$$C_{har} = \left(\frac{1}{N}\right)^2 \cdot A^T \cdot C_s \cdot A \quad (2.24)$$

onde:  $C_{har}$  : matriz de covariância das harmônicas;  
 $N$ : número de amostras da medição;  
 $C_s$ : matriz de covariância das amostras;  
 $A$ : matriz da função da variável medida.

---

<sup>2</sup> Diferentemente de seus predecessores, o DVM HP 3458, além de apresentar estabilidade e resolução elevadas, permite ao usuário selecionar os parâmetros de amostragem mais convenientes para seu processo de medição. É tão grande sua versatilidade que, desde sua introdução há quase duas décadas, até o momento da redação dessa tese continua sendo usado por grande parte dos Institutos Nacionais de Metrologia em seus sistemas avançados de medição (KYRIAZIS, 2005).

No caso de sinais distorcidos, a matriz A se apresenta da seguinte maneira, baseada na equação (2.4):

$$\{A\} = \begin{bmatrix} 1 & \sqrt{2}.\cos(2\pi.f.t1) & \sqrt{2}.\sin(2\pi.f.t1) & \dots & \sqrt{2}.\cos(2\pi.M.f.t1) & \sqrt{2}.\sin(2\pi.M.f.t1) \\ 1 & \sqrt{2}.\cos(2\pi.f.t2) & \sqrt{2}.\sin(2\pi.f.t2) & \dots & \sqrt{2}.\cos(2\pi.M.f.t2) & \sqrt{2}.\sin(2\pi.M.f.t2) \\ 1 & \sqrt{2}.\cos(2\pi.f.t3) & \sqrt{2}.\sin(2\pi.f.t3) & \dots & \sqrt{2}.\cos(2\pi.M.f.t3) & \sqrt{2}.\sin(2\pi.M.f.t3) \\ \dots & \sqrt{2}.\cos(2\pi.f.ti) & \sqrt{2}.\sin(2\pi.f.ti) & \dots & \sqrt{2}.\cos(2\pi.M.f.ti) & \sqrt{2}.\sin(2\pi.M.f.ti) \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 1 & \sqrt{2}.\cos(2\pi.f.tN) & \sqrt{2}.\sin(2\pi.f.tN) & \dots & \sqrt{2}.\cos(2\pi.M.f.tN) & \sqrt{2}.\sin(2\pi.M.f.tN) \end{bmatrix} * \begin{Bmatrix} V0 \\ Vc1 \\ Vs1 \\ Vc2 \\ \dots \\ VcM \\ VsM \end{Bmatrix}$$

Cada linha da matriz é representada pelo sinal senoidal assumido como base da representação da tensão ou corrente no tempo ( $t$ ) de cada amostra. Os coeficientes ( $V0$ ,  $Vc1$ ,  $Vs1$ ,  $Vc2$ ,  $VcM$  e  $VsM$ ) pertencem à função de tensão de cada harmônica até aquela de maior valor:  $M$ . Esses coeficientes são calculados através do melhor ajuste do método dos mínimos quadrados.

O modelo das incertezas informado pelo fabricante é utilizado para montar a matriz de covariância das amostras ( $C_s$ ), considerando as devidas correlações entre as fontes de incertezas (ver simulação feita em APÊNDICE 4).

Uma vez obtida a matriz  $C_{har}$ , esses valores são usados para computar as incertezas de todas as grandezas derivadas das componentes harmônicas (potência, taxa de distorção harmônica e outros), através de suas respectivas equações.

Simulações numéricas, quando corretamente empregadas, também permitem resolver problemas altamente complexos no que se refere às incertezas associadas ao resultado da medição, conforme LOCCI, MUSCAS, *et al.* (2001). No método proposto por eles, os parâmetros estatísticos das variáveis de saída são analisadas por meio de um procedimento utilizando Monte-Carlo, que pode ser resumido em basicamente 3 passos:

- O primeiro passo é a caracterização metrológica de cada componente do sistema de medição. Para cada equipamento, a incerteza do mesmo deve ser encontrada, seja por meio de tratamentos estatísticos (método de avaliação tipo A de incerteza) ou, mais frequentemente, por meio de informação de catálogos de fabricantes (método de avaliação tipo B de incerteza), de acordo com o ISO GUM (ISO, 1993).

- Uma vez feito isso, um grande número de simulações (iterações) podem ser feitas. Em cada teste, diversos dados de entrada são afetados por diferentes contribuições para a incerteza, cujos valores são extraídos dos dados do primeiro passo. Nesse estágio, a relação entre

entrada e saída dos dados deve ser conhecida.

- Por fim, a população de valores representativos da variável de saída é obtida, cujos parâmetros estatísticos (média, desvio padrão e outros) podem ser calculados. A aproximação numérica pode assim ser aplicada a um grande número de situações práticas, mesmo quando envolve um processamento digital pesado.

## 2.6 Conclusão do capítulo

Essa revisão bibliográfica apresentou pontos fundamentais para a realização deste trabalho, cuja importância se revela nos próximos capítulos que tratam dos temas propriamente ditos.



### 3. ANÁLISE DO PROBLEMA

Esse capítulo aborda todas as atividades preliminares que antecederam a parte prática do trabalho, relacionando os conhecimentos obtidos na revisão bibliográfica com o objetivo fim de cada tema.

Simulações e medições foram feitas a fim de nortear o trabalho, cujos resultados estão apresentados nos próximos itens.

#### 3.1 Simulação de motores de indução monofásicos

A simulação do motor de indução é uma ferramenta importante neste trabalho, no que se refere à quantificação aproximada do consumo elétrico frente às variações a serem testadas, bem como ao levantamento das curvas de torque x escorregamento para conhecimento dos limites aproximados suportáveis pela máquina.

A definição dos parâmetros do motor foi feita com base nos ensaios clássicos utilizados para os motores de indução trifásicos: ensaio a vazio, ensaio de rotor bloqueado e medição da resistência CC dos enrolamentos do estator. Diferentemente dos motores de indução trifásicos, a literatura referente a esses ensaios para motores monofásicos é bastante resumida, podendo ser encontrada de forma coerente e clara em Padilha (2008). Esses ensaios foram feitos para ambos os enrolamentos (principal e auxiliar), utilizando a fonte CA HP 6812A (AGILENT, 2004) para medição de correntes, tensões e potências. A relação de reatâncias de dispersão do estator e do rotor ( $x_{ls}/x_{lr}$ ), necessária para os cálculos dos parâmetros, foi obtida junto ao fabricante do motor. O motor utilizado nas simulações teve os seguintes parâmetros levantados nos ensaios, de acordo com a tabela 5:

Tabela 5 - Parâmetros do motor de indução monofásico, 115 V, 60 Hz.

Parâmetros estimados	
$r_s$	5,3 $\Omega$
$r_S$	7,6 $\Omega$
$L_{ls}$	26 mH
$L_{lS}$	22,6 H
$L_{ms}$	574 mH
$L_{mS}$	574 mH
$r_r$	3,5 $\Omega$
$r_R$	3,5 $\Omega$
$L_{lr}$	11,7 mH
$L_{lR}$	12 mH

### Legenda:

$L_{ls}$ : indutância de dispersão do enrolamento principal do estator;

$L_{lS}$ : indutância de dispersão do enrolamento auxiliar do estator;

$L_{ms}$ : indutância de magnetização do enrolamento principal;

$L_{mS}$ : indutância de magnetização do enrolamento auxiliar;

$L_{lr}'$ : indutância rotórica do enrolamento principal refletida ao estator;

$L_{lR}'$ : indutância rotórica do enrolamento auxiliar refletida ao estator.

$r_s$ : resistência do enrolamento principal;

$r_S$ : resistência do enrolamento auxiliar;

$r_r'$ : resistência rotórica do enrolamento principal refletida ao estator;

$r_R'$ : resistência rotórica do enrolamento auxiliar refletida ao estator;

Vale ressaltar, entretanto, que quando o circuito do motor de indução em regime é aplicado, deve-se ter em mente as idealizações em que foi baseado (FITZGERALD, KINGSLEY e UMANS, 2008), como por exemplo: desconsideração de saturações no circuito magnético, das variações das resistências do enrolamento com a temperatura, do efeito pelicular (*Skin*) entre outros mais. Assim, em condições adversas, com tensões e frequências fora da faixa nominal dos ensaios (como no caso deste trabalho), esses parâmetros podem apresentar variações que resultarão em erros na simulação, fazendo com que os resultados da simulação sirvam apenas como base orientativa para as análises necessárias. Uma vez que o objetivo fim deste trabalho não é a simulação de motores de indução monofásicos, e sim a utilização dessa ferramenta para orientar os testes práticos, as aproximações consideradas são toleráveis, conforme comprovado nos resultados que estão apresentados neste documento.

Com base nesses parâmetros e no modelo em regime permanente do motor, simulações foram realizadas utilizando as ferramentas do Matlab. Os resultados e análises dessas simulações estão apresentados no item 3.2 que segue.

### 3.2 Aquecimento de compressores herméticos

O controle da alimentação elétrica para fins de aquecimento acelerado do compressor corresponde a uma tarefa que envolve conhecimento da potência elétrica dissipada no motor de indução, assim como da dinâmica do fluxo de calor no interior do compressor. Isso significa que, para atender aos requisitos da norma expostos no item 2.2.1, é necessário que esse fluxo de calor gerado pela potência elétrica dissipada se homogeneíze por todas as partes do compressor, a fim de que a esta-



bilização da temperatura de todo o conjunto seja a mais rápida possível. A temperatura do corpo do compressor é a variável medida durante os ensaios de desempenho de compressores sendo, portanto, a variável de maior interesse prático.

Uma forma de desenvolver esse trabalho é associar a potência elétrica dissipada no motor ao comportamento térmico do compressor, identificando qual a melhor forma de aumentar as perdas, ou seja, quais as perdas a serem intensificadas, como apresentado no item 2.4.3 (perdas no cobre, perdas no núcleo, rotativa e outras).

As leis que regem a transferência de calor são complexas. A distribuição de temperatura não é conhecida com precisão, os coeficientes de convecção e os valores de absorvidade e emissividade da carcaça e do bloco do motor são desconhecidos ou de difícil determinação, pois normalmente dependem de correlações que podem variar de compressor para compressor (SCUSSEL, 2006).

Dessa forma, este trabalho baseou-se em estudos feitos através de simulações e estimativas da potência elétrica dissipada no motor, em função das variações dos parâmetros elétricos (tensão, frequência e distorção da forma de onda), complementados por uma etapa de experimentação, o que possibilitou obter resultados confiáveis.

### 3.2.1 Variação de tensão e de frequência de alimentação

A fim de quantificar a tendência do aumento ou diminuição da corrente de consumo do motor em função da variação da tensão e/ou frequência de alimentação, foi simulado a resposta da corrente, baseado no modelo elétrico equivalente em regime permanente do motor apresentado na figura 26.

Conforme já enfatizado no item 3.1, os resultados obtidos nessa simulação são meramente orientativos, uma vez que as variações dos parâmetros do motor em função da variação do escorregamento não foram contabilizadas nos cálculos efetuados, entre outras considerações. O objetivo básico é saber se, variando-se a tensão e/ou a frequência de alimentação, ter-se-á um aumento ou diminuição da corrente elétrica e de que forma e grau isso acontece, a fim de evitar que um grande número de testes práticos, bastante demorados, fosse realizado para tirar tais conclusões.

A figura 45 mostra o esboço das curvas estatórica, rotórica para frente e de magnetização para frente em função do escorregamento, para uma situação de torque de carga constante.

Nota-se que, para fins de simplificação das análises, foram traça-

das somente as correntes rotórica e de magnetização de sequência positiva (campo para frente).

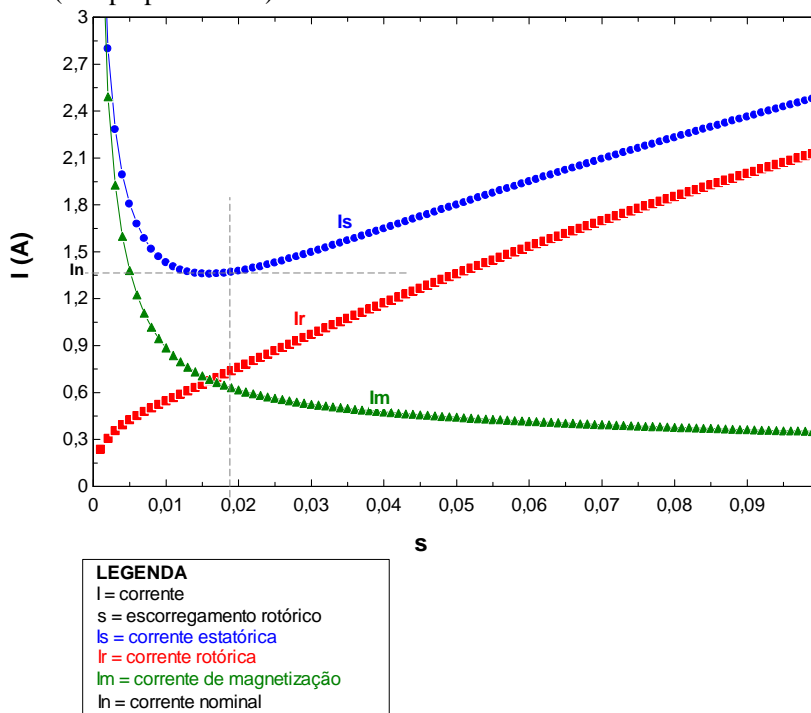


Figura 45 - Esboço das correntes *rms*: estatórica ( $I_s$ ), rotórica pra frente ( $I_r$ ), magnetização pra frente ( $I_m$ ), em função do escorregamento.

Verifica-se que o aumento da corrente estatórica ( $I_s$ ) praticamente ocorre a partir do momento em que não se trabalha nas condições nominais do motor, ou seja, aumentando-se ou diminuindo-se o escorregamento da máquina através das variações de tensão ou a frequência, mantendo-se o torque de carga constante. Entretanto, dependendo do ponto onde se encontra a condição nominal de operação (fator de potência nominal), a corrente nominal pode ficar inalterada durante uma faixa de operação, ou até mesmo sofrer uma breve redução, para então começar a crescer após um aumento maior da variação do escorregamento (como acontece, por exemplo, na figura 45, quando se diminui o escorregamento até o limite de aproximadamente 0,0125). Isso irá depender do fator de potência do motor no ponto de operação nominal (CN).

Com base nas conclusões acima, algumas condições consideradas

propriedades de serem utilizadas foram simuladas, como segue:

- {CN}: condição nominal de operação com 115 V e 60 Hz;
- {1}: tensão de 90 V e frequência de 60 Hz;
- {2}: tensão de 150 V e frequência de 60 Hz;
- {3}: tensão de 115 V e frequência de 40 Hz;
- {4}: tensão de 115 V e frequência de 100 Hz;
- {5}: tensão de 150 V e frequência de 40 Hz;
- {6}: tensão de 150 V e frequência de 100 Hz.

Os valores acima foram escolhidos em função da razoabilidade, garantindo a factibilidade dos testes práticos dentro dos limites de segurança dos equipamentos utilizados nos mesmos: limites de tensão e corrente dos acessórios de partida, limite de frequência para as válvulas de sucção e descarga, tensão de isolamento do enrolamento estatórico, limite de frequência do motor de indução no enfraquecimento de campo etc.

As figuras 46 a 49 mostram os resultados destas simulações.

A figura 46 mostra as curvas de torque em três condições de operação do motor: condição nominal (CN), tensão de 90 V e frequência 60 Hz {1} e tensão de 150 V com frequência de 60 Hz {2}. Foi traçada, também, a curva de corrente que é a mesma para as três condições de torque, visto que a posição de escorregamento máximo (para torque máximo) não se modifica, quando se altera somente o nível de tensão.

A partir da análise das curvas, verifica-se que o ponto de operação na condição nominal (CN) corresponde a uma corrente de aproximadamente 1,36 A, com um escorregamento de 0,018. Conforme previsto, com a diminuição da tensão, ou seja, aumento do escorregamento, a corrente sofre um aumento linear, chegando a aproximadamente 1,53 A no novo ponto de operação. Nesse ponto de operação {1} tem-se um aumento da corrente rotórica, e redução da corrente de magnetização, aumentando o fator de potência final. Por outro lado, o aumento da corrente com o aumento da tensão se dá de forma mais tímida, mas detectável, chegando-se a aproximadamente 1,43 A no novo ponto de operação {2}. Neste caso, o que se verifica é um aumento da corrente de magnetização em detrimento da corrente rotórica e do fator de potência.

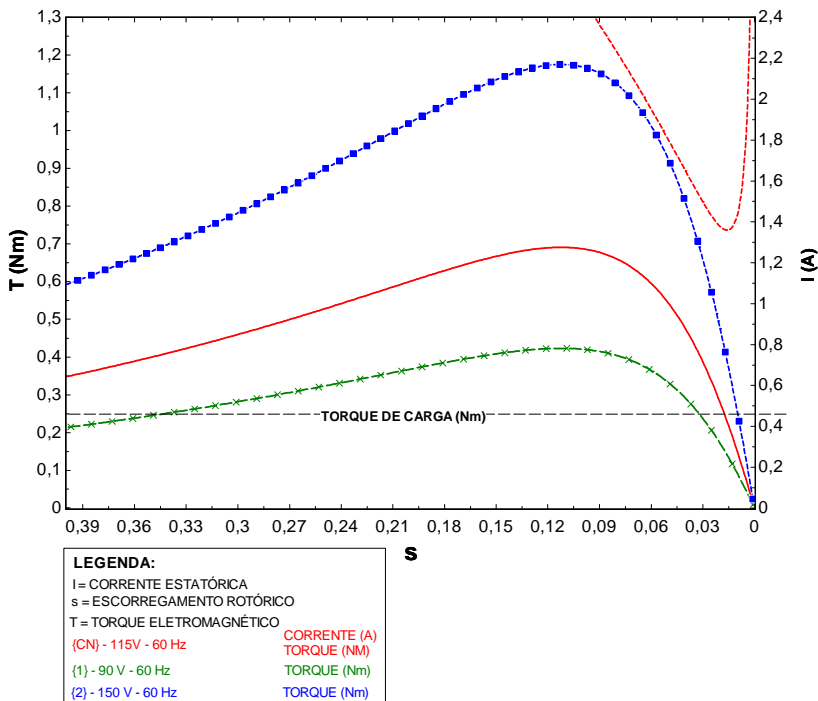


Figura 46 - Curvas de torque e corrente em função do escorregamento, condições: CN, {1} e {2}.

A figura 47 mostra os resultados para as condições {3} e {4}. Essas curvas mostram que a alteração da frequência de alimentação ocorre com o deslocamento vertical e horizontal da curva de torque, isto é, o valor do torque máximo é reduzido com o aumento da frequência (enfraquecendo o campo), e o escorregamento no qual ocorre esse torque máximo também é deslocado para a direita, sofrendo uma redução no seu valor. Esse efeito é refletido nas curvas de corrente. Analisando os resultados obtidos, verifica-se um aumento da corrente em ambas as condições: em {3}, com a redução da frequência (40 Hz), a corrente fica em torno de 1,58 A, e em {4}, com o aumento da frequência para 100 Hz, a corrente passa para um valor bastante superior, ficando em torno de 2 A.

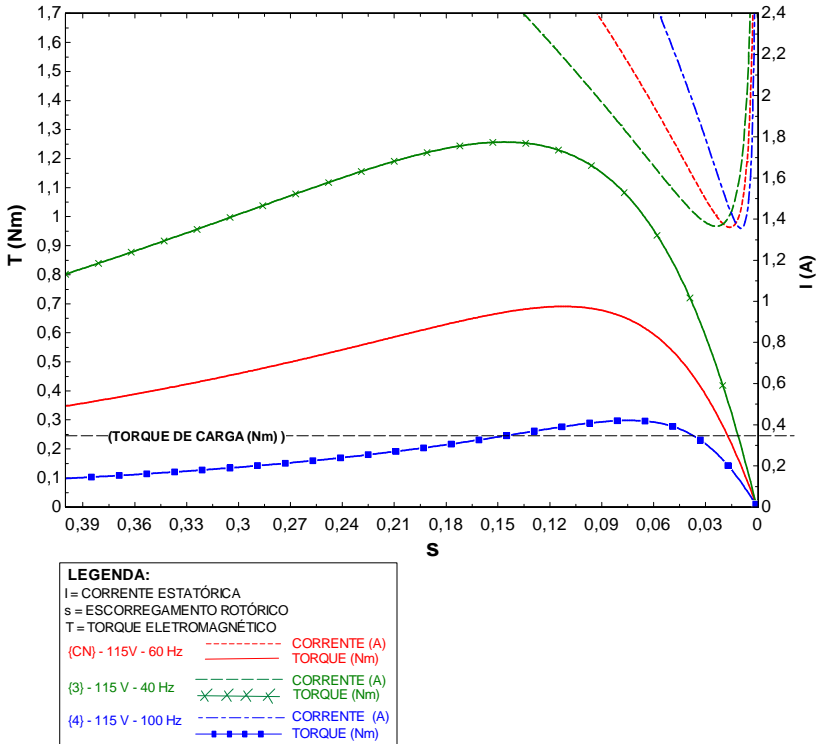


Figura 47 - Curvas de torque e corrente em função do escorregamento, condições: CN, {3} e {4}.

A figura 48 mostra os resultados obtidos na condição {5}, com o aumento da tensão e a redução da frequência.

A condição {5} também apresenta uma situação de corrente mais elevada, chegando a aproximadamente 1,9 A, com redução do fator de potência, visto a predominância da corrente de magnetização.

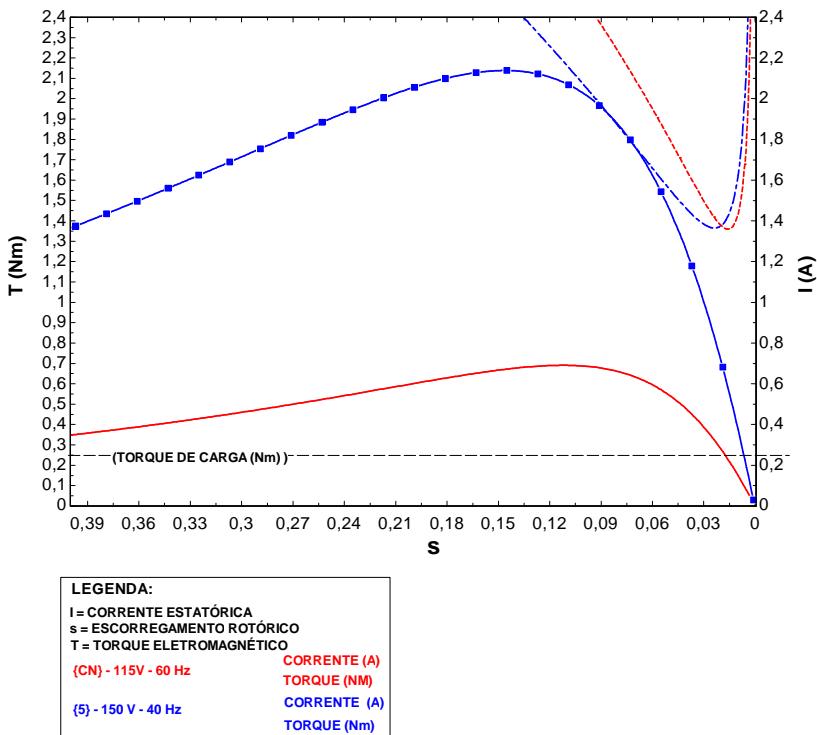


Figura 48 - Curvas de torque e corrente em função do escorregamento, condições: CN, {5}.

A figura 49 apresenta a condição {6}, onde a tensão e a frequência são aumentadas simultaneamente, verificando um aumento pequeno na corrente estatórica, chegando em torno de 1,5 A, com ligeiro aumento da corrente rotórica.

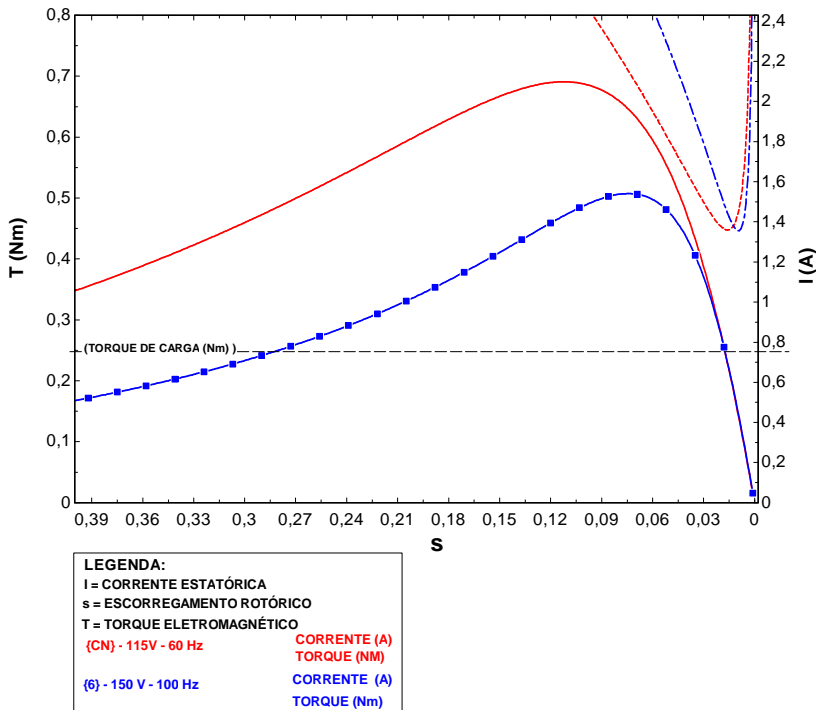


Figura 49 - Curvas de torque e corrente em função do escorregamento, condições: CN, {6}.

Em função dos resultados obtidos nas simulações anteriormente mostradas, testes foram realizados para cada condição e dados levantados para que uma estimativa de perdas fosse feita. Testes com carga nominal e “a vazio” foram feitos para cada condição simulada acima, levantando-se os seguintes dados:

- $P_{vz}$ : potência a vazio (W);
- $I_s$ : corrente de consumo nominal e a vazio (A);
- $s$ : escorregamento nominal;
- $t_{des}$ : tempo de desaceleração do motor após desenergização do mesmo (s).

De posse desses dados, as perdas elétricas e mecânicas puderam ser estimadas conforme apresentado nas equações da figura 27. Especificamente para o cálculo das perdas rotóricas, aproximações foram feitas para o cálculo de  $R_f$  e  $R_b$ , conforme FITZGERALD, KINGSLEY E UMANS (2008), que também é referência para os cálculos das demais

perdas, como segue:

- Perdas rotacionais ( $P_{rot}$ ): fazendo o rotor girar na rotação desejada “a vazio” (em cada condição de funcionamento), desenergiza-se o motor e espera-se até que o mesmo cesse o movimento. Com isso, a equação (3.1) se apresenta como:

$$P_{rot} = -\omega_m j \frac{d\omega_m}{dt_{des}} \quad (3.1)$$

onde:  $\omega_m$ : frequência rotacional do motor (rad/s);  
 $J$ : momento de inércia do motor (kg/m<sup>2</sup>);  
 $dt_{des}$ : tempo de desaceleração (s).

- Perdas do núcleo (ferro): de posse das perdas rotacionais, e desconsiderando a parcela de corrente rotórica (muito pequena quando em funcionamento “a vazio”), tem-se a equação (3.2):

$$P_{fe} = P_{vz} - P_{rot} - I_s^2 r_s \quad (3.2)$$

onde:  $P_{fe}$ : perdas no ferro (W);  
 $P_{vz}$ : potência a vazio (W);  
 $P_{rot}$ : perdas rotacionais (W);  
 $I_s^2 r_s$ : perdas no cobre do estator a vazio (W).

Os resultados destes testes e cálculos estão sintetizados na tabela

6:

Tabela 6- Estimativa de perdas no motor de indução monofásico.

CONDIÇÕES DE TESTE / CORRENTE - PERDAS	{Condição nominal - CN}	{1}	{2}	{3}	{4}	{5}	{6}
	V = 115 V f = 60 Hz	V = 90 V f = 60 Hz	V = 150 V f = 60 Hz	V = 115 V f = 40 Hz	V = 115 V f = 100 Hz	V = 150 V f = 40 Hz	V = 150 V f = 100 Hz
Corrente de consumo medida - Is (A)	1,37	1,6	1,41	1,65	2,2	2,1	1,6
Perdas cobre estator - Pestator (W)	9,9	13,6	10,6	14,5	25,7	23,5	13,6
Perdas cobre rotor - Protor (W)	4,9	7,0	4,4	5,0	14,0	7,0	7,0
Perdas ferro (W)	5,5	3,1	9,8	3,0	10,0	5,5	20
Perdas atrito ventilação - Patr-vent (W)	3,8	3,0	4,4	4,2	5,0	6,0	5,5
Perdas totais - Ptotal (W)	24,1	26,7	29,2	26,6	54,7	42,0	46,1

Verifica-se, na tabela 6, que os valores das correntes medidas, di-



vergem ligeiramente das simuladas, em função das idealizações feitas nas simulações (já explicado anteriormente), ficando, entretanto, dentro do desejado para o objetivo deste trabalho.

Conforme esperado, as condições que apresentaram maiores correntes também resultaram em perdas elétricas e mecânicas mais significativas, itens {4} e {5}. O item {6} apresentou uma maior perda no ferro, mas em contrapartida, menores perdas no cobre.

Dessa forma, tais condições de teste {4}, {5} e {6} foram selecionadas para a análise experimental que está apresentada no Capítulo 4 deste trabalho.

### 3.2.2 Injeção de tensões distorcidas

Conforme abordado no item 2.4.4, tensões de alimentação distorcidas provocam um aumento das perdas elétricas nos motores de indução, sendo ainda mais crítico nos monofásicos com capacitor permanente.

A primeira análise preliminar feita neste trabalho foi um teste prático e rápido, utilizando um compressor sem carga cuja temperatura do enrolamento estatórico foi monitorada a partir de um termopar. Três formas de onda de tensão foram aplicadas ao mesmo, conforme segue:

- 1ª Etapa: Alimentação do compressor com tensão senoidal.
- 2ª Etapa: Alimentação do compressor com tensão distorcida (THDv = 40 %), composta de:
  - . Fundamental (60 Hz): 92,71 % do valor rms;
  - . 3ª harmônica (180 Hz): 30 % da fundamental;
  - . 5ª harmônica (300 Hz): 20 % da fundamental ;
  - . 7ª harmônica (420 Hz): 14 % da fundamental;
  - . 11ª harmônica (660 Hz): 9 % da fundamental;
  - . 13ª harmônica (780 Hz): 7 % da fundamental.
- 3ª Etapa: Alimentação do compressor com tensão distorcida (THDv = 40%), composta de:
  - . Fundamental (60 Hz): 92,84 % do valor rms;
  - . 2ª harmônica (120 Hz): 40 % da fundamental.

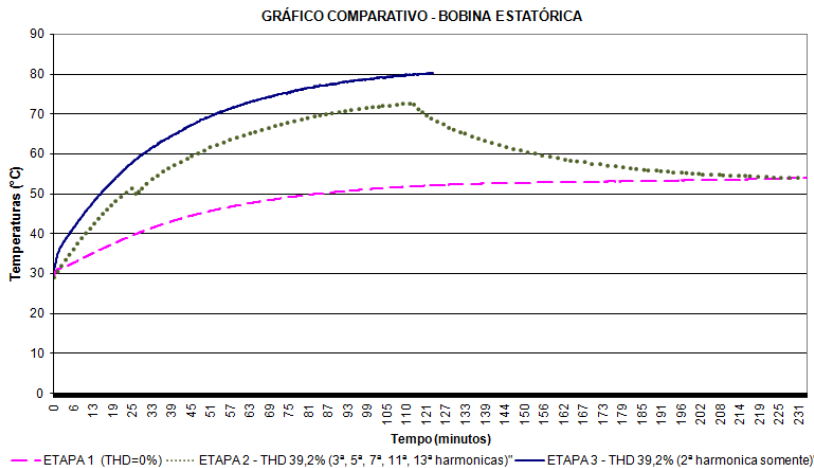


Figura 50 - Teste comparativo do tempo de aquecimento da bobina do estator do compressor sob condições de alimentação adversas.

A figura 50 apresenta que a etapa 3 acarretou um aumento de aproximadamente 6% de temperatura em relação à etapa 2, com injeção da 2ª harmônica apenas, exatamente conforme já apresentado no item 2.4.4 e em PANKAJ e LANDA (1990).

A tabela 7 mostra uma redução significativa nos tempos de estabilização, concluindo-se assim que somente a segunda harmônica já é suficiente para que seja alcançado o aquecimento desejado do enrolamento estatórico do motor.

Tabela 7 - Comparativo dos tempos de estabilização das etapas de teste

Temperatura de regime (°C)	Tempo de estabilização (minutos)		
	Etapa 1	Etapa 2	Etapa 3
52,5	135	27	18

No decorrer deste trabalho, entretanto, foi pesquisado como é o comportamento com carga e se todo o conjunto (motor + compressor) aquece de forma homogênea, com a aplicação de distorção na forma de onda de tensão.

### 3.3 Influência da qualidade de energia da rede elétrica

#### 3.3.1 Tensões de projeto e teste dos compressores

Conforme dados dos fabricantes de motores elétricos para compressores de refrigeração, sabe-se que a tensão de projeto real do motor é 115 V, quando os mesmos são fabricados, por exemplo, para atender aos mercados brasileiro e americano, apresentando na atiqueta do equipamento a faixa de tensão 115-127 V. Segundo o fabricante, a opção por essa tensão mais baixa (115 V) é devido à criticidade em se trabalhar em sub-tensão, o que ocorreria no mercado americano (tensão padrão de 115 V) caso os motores fossem projetados para 127 V. Quando o motor é destinado ao mercado brasileiro, exclusivamente, os mesmos são então projetados para a tensão considerada como oficial no Brasil, ou seja, 127 V.

Entretanto, os compressores são testados para aprovação numa faixa de +/- 10% da faixa de tensão nominal, ou seja, no caso de 115-127 V, aplica-se -10% em 115 V (resultando em 103,5 V) e + 10% em 127 V (resultando em 140 V). Isso significa que a faixa de trabalho passa a ser de 103,5 a 140 V. Essa mesma tratativa se repete para os compressores de faixa nominal 220-240 V. Esse procedimento é padrão, salvo em casos específicos quando faixas de trabalho maiores são necessárias, como, por exemplo, no caso da Índia, já mencionado no item 2.3.2, onde as oscilações de tensão da rede são bastante significativas. Nesses casos, sobre dimensionamentos são necessários.

Essa faixa de trabalho está contida no catálogo de cada modelo de compressor e foi utilizada como referência para os testes realizados. Assim, para a sub-tensão foi testada a condição limite inferior da faixa considerada precária, segundo classificação dos PRODIST, tabela 2 do item 2.3.2. Para a sobre-tensão, foi testada a condição limite superior da faixa, considerada crítica e bastante severa se for considerado a realidade brasileira, mas bastante usual em países como a Índia, por exemplo. Optou-se por essa condição mais severa, pelo fato de a sobre-tensão ser considerada pelos fabricantes menos crítica que a condição de sub-tensão, em se tratando de redução da eficiência energética do conjunto, possibilitando assim a obtenção de resultados mais expressivos.

#### 3.3.2 Dados reais de harmônicas medidas

Embora uma quantidade bastante significativa de registros de medições tenha sido encontrada na literatura e alguns deles apresentados no item 2.3.3, medições foram feitas na rede elétrica do LIAE (Labora-

tório de Instrumentação e Automação de Ensaios Aplicados à Refrigeração) na UFSC, e do laboratório da empresa parceira deste trabalho, a fim de que dados próximos à realidade estudada pudessem ser analisados, mesmo que pontualmente em um determinado momento de operação. Uma breve descrição deste levantamento de dados foi colocada a seguir:

**- Medições no LIAE:**

As medições foram feitas no quadro geral de entrada que alimenta o laboratório, entre as fases dos barramentos R\_S e S\_T (380 V), conforme mostrada na figura 51.

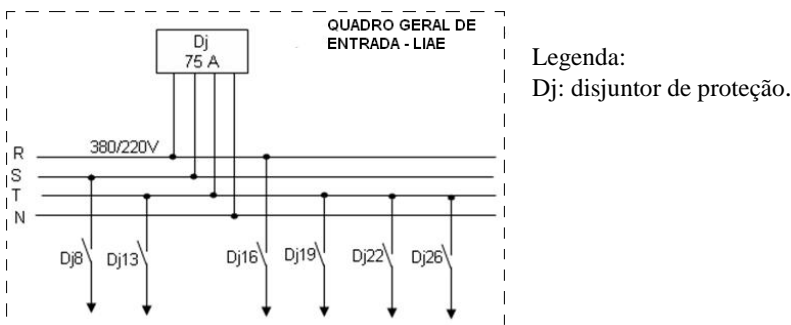


Figura 51- Diagrama elétrico simplificado do quadro geral de entrada do LIAE

Foi utilizado nas medições o osciloscópio digital 54621A da Agilent Technologies (AGILENT, 2002), que embora apresente dados de incertezas bastante elevados, é suficiente para essa aplicação, visto que o que se deseja nessa etapa é somente ter uma idéia da ordem de grandeza do valor da distorção nos locais medidos (em complemento ao já pesquisado na literatura), para utilização nas próximas etapas do trabalho. Os resultados obtidos estão apresentados na tabela 8.

Tabela 8 - Conteúdo harmônico medido no LIAE

MEDIÇÕES DE HARMÔNICAS: QUADRO GERAL DE ENTRADA DO LIAE			
BARRAMENTOS	FREQUÊNCIA DE AQUISIÇÃO (kHz)	TENSÃO (V)	THDv (%)
Dj_Tensão S_T	20	388,6	2,86
Dj_Tensão R_S	20	384,8	2,78

Estes valores de distorção encontrados correspondem bem às ex-

pectativas, baseando-se nos valores apresentados no item 2.3.3.

- Medições na empresa parceira:

As medições foram feitas no barramento de entrada da BEC, onde são feitos os ensaios de desempenho dos compressores. Foram feitas medições nos barramentos de 220 V e 115 V que alimentam a bancada, em ambas as frequências de utilização do mesmo, 50 e 60 Hz, ressaltando que a frequência de 50 Hz é gerada por meio de um gerador próprio que alimenta o laboratório. Foi utilizado nas medições o oscilógrafo digital DL750 da Yokogawa (YOKOGAWA, 2009).

O tratamento FFT do sinal medido e adquirido foi realizado em LABVIEW, resultando nos dados da tabela 9:

Tabela 9 - Conteúdo harmônico medido na empresa parceira.

MEDIÇÕES DE HARMÔNICAS NA BEC									
9 HORAS DA MANHÃ					12 HORAS				
Freq. Rede (Hz)	Freq. aquisição (kHz)	Tensão Nominal (V)	Tensão Medida (V)	THDv (%)	Freq. Rede (Hz)	Freq. aquisição (kHz)	Tensão Nominal (V)	Tensão Medida (V)	THDv (%)
50	50	115	116	1,86	50	50	115	115	1,84
		220	222	1,86				220	1,83
	500	115	116	1,86			220	220	1,83
		220	221	1,85					
60	50	115	115	1,52	60	50	115	116	1,54
		220	220	1,53				220	1,54
	500	115	115	1,52			220	220	1,53
		220	220	1,53					

Para a frequência de 50 Hz, no período matutino, foram feitas medições utilizando duas frequências de aquisição diferentes (50 e 500 kHz), resultando em valores praticamente iguais nas duas situações. Isso se deve ao fato de que as harmônicas do sistema elétrico apresentam uma faixa de frequência bastante limitada (normalmente não se encontra valores relevantes acima de 1500 Hz), de modo que ambas as frequências de aquisição (50 kHz ou 500 kHz) são muito superiores a essa faixa, não apresentando diferenças ao aplicar qualquer uma das duas.

Outro ponto de destaque nesses resultados se refere às diferenças das distorções encontradas nos valores de THDv para alimentação de 50 Hz e 60 Hz. Essa diferença pode ser explicada pela limitação da potência de curto-circuito do gerador, se comparado com a rede da concessionária, elevando assim a queda de tensão devido às correntes harmônicas e, conseqüentemente, a distorção de tensão.

De uma forma geral, pode-se dizer que esses valores também es-

tão dentro do esperado, baseando-se na pesquisa bibliográfica feita no item 2.3.3.

### 3.3.3 Formas de onda propostas para testes em bancada

Com base nas medições e nas pesquisas bibliográficas realizadas, chegou-se a quatro formas de onda de referência para serem utilizadas nos testes.

As duas primeiras correspondem àquelas medidas e apresentadas no item 3.3.2.

Uma vez que não foi encontrada nas pesquisas bibliográficas uma forma de onda detalhada com análise espectral (amplitudes e fases harmônicas) e THD de tensão na ordem de 5 a 10%, optou-se por arbitrar uma terceira forma de onda, considerando valores de amplitude não maiores que os limites dos PRODIST (módulo 8, apresentado no item 2.3.3, tabela 3), com uma THD de tensão limitada a 10%, e as fases idênticas à primeira forma de onda.

A quarta forma de onda considerada foi a quadrada modificada, citada no item 2.3.3, que corresponde ao sinal de saída dos inversores de frequência utilizados nos sistemas de geração de pequeno porte instalados pelo PRODEEM. Entende-se que os ensaios de desempenho, que são o foco deste trabalho, jamais serão submetidos a tensões com tamanhas distorções, entretanto aproveitou-se a oportunidade para testar essa condição limite, uma vez que os resultados poderão servir de guia para futuros trabalhos que objetivem analisar o comportamento do compressor no consumidor final, sob tais condições de funcionamento.

A seguir, um breve detalhamento das formas de onda a serem utilizadas nos testes:

## 1) Forma de onda registrada na BEC.

O espectro do sinal deve ser utilizado conforme a tabela 10 e a forma de onda conforme a figura 52:

Tabela 10 – Espectro harmônico da forma de onda 1.

FORMA DE ONDA 1 MEDIÇÃO BEC (empresa parceira): THDv = 1,86%		
COMPONENTES DO SINAL	CONTEÚDO HARMÔNICO (%)	FASE (°)
1ª - FUNDAMENTAL	99,98	0
3ª	0,47	176
5ª	1,36	-54
6ª	0,08	243
7ª	1,02	89
9ª	0,32	46
11ª	0,31	3
13ª	0,19	179
17ª	0,18	145
19ª	0,18	216
21ª	0,08	71
25ª	0,11	-63
37ª	0,09	267
73ª	0,09	98
THDv (%) =	1,86	

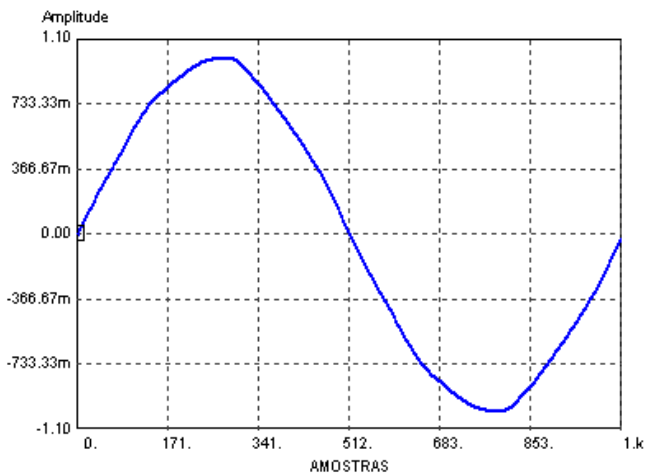


Figura 52 - Forma de onda 1 – THD = 1,86%.

## 2) Forma de onda registrada no LIAE.

O espectro do sinal deve ser utilizado conforme a tabela 11 e a forma de onda conforme a figura 53:

Tabela 11 - Espectro harmônico forma de onda 2.

FORMA DE ONDA 2 MEDIÇÃO LIAE : THD <sub>v</sub> = 2,86%		
COMPONENTES DO SINAL	CONTEÚDO HARMÔNICO (%)	FASE (°)
1ª - FUNDAMENTAL	99,96	0
2ª	0,18	89
3ª	1,03	55
4ª	0,15	187
5ª	2,30	272
7ª	1,26	73
11ª	0,32	17
15ª	0,20	265
19ª	0,15	183
25ª	0,23	208
THD <sub>v</sub> (%) =	2,86	

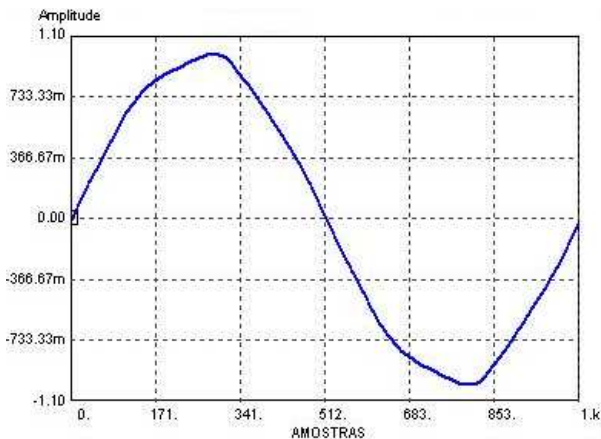


Figura 53 - Forma de onda 2.



3) Forma de onda arbitrada, baseada nos limites dos PRODIST.

O espectro do sinal deve ser utilizado conforme a tabela 12 e a forma de onda conforme a figura 54.

Tabela 12 - Espectro harmônico forma de onda 3.

FORMA DE ONDA 3		
LIMITES PRODIST : THDv = 10%		
COMPONENTES DO SINAL	CONTEÚDO HARMÔNICO (%)	FASE (°)
1ª - FUNDAMENTAL	99,51	0
3ª	4,90	176
5ª	6,30	-53
7ª	4,30	89
9ª	1,30	46
11ª	3,00	3
13ª	2,60	179
THDv (%) =	9,98	

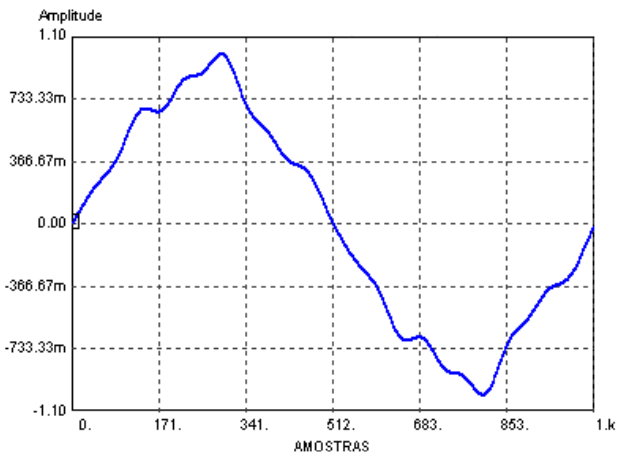


Figura 54 - Forma de onda 3.

- 4) Forma de onda quadrada modificada, baseada nos sinais de saída de inversores de frequência de baixo custo.

O espectro do sinal deve ser utilizado conforme a tabela 13 e a forma de onda conforme a figura 55:

Tabela 13 - Espectro harmônico forma de onda 4.

FORMA DE ONDA 4		
ONDA QUADRADA MODIFICADA: THDv = 31 %		
COMPONENTES DO SINAL	CONTEÚDO HARMÔNICO (%)	FASE (°)
1ª - FUNDAMENTAL	95,51	0
3ª	7,50	-177
5ª	24,00	-170
7ª	7,60	-165
9ª	7,40	24
11ª	10,00	30
13ª	1,50	43
15ª	7,00	-145
17ª	5,00	-140
19ª	2,00	41
21ª	5,00	53
23ª	2,00	65
25ª	3,00	-125
THDv (%) =	31,03	

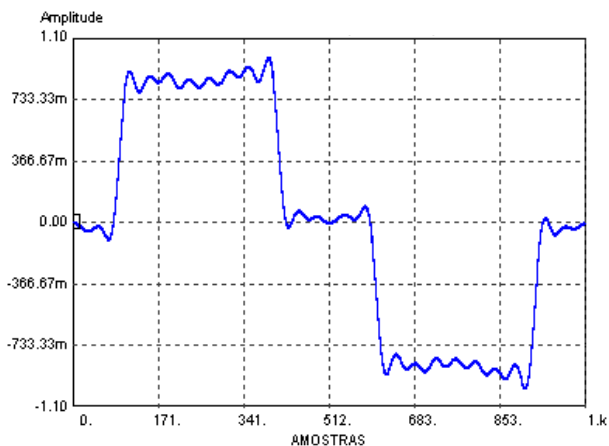


Figura 55 - Forma de onda 4.

### 3.4 Conclusão do capítulo

Este capítulo apresentou os meios para se alcançar os objetivos de cada tema, através dos resultados obtidos nas simulações e nas medições em campo.

Referente ao primeiro tema, alguns métodos de aceleração do aquecimento do compressor foram identificados através das simulações e de um teste preliminar realizado com um compressor a vazio. Esses métodos selecionados foram testados na prática e seus resultados estão apresentados no capítulo que se segue.

Quanto ao segundo tema, os resultados das medições em campo mostraram que uma distorção de tensão na faixa entre 2% e 3% é bastante comum de ser encontrado na maioria dos sistemas elétricos reais. Entretanto, concluiu-se que formas de onda cobrindo uma grande faixa de distorção de tensão deveriam ser testadas, para fins de comparação dos resultados e inspiração para trabalhos futuros. Estas formas de onda foram selecionadas e testadas em uma bancada de ensaios e os resultados práticos estão apresentados no próximo capítulo.



## 4 ANÁLISE EXPERIMENTAL

### 4.1 Planejamento

Ao iniciar a etapa dos trabalhos práticos, um planejamento prévio foi feito, estabelecendo condições de contorno no sentido de definir os materiais necessários, as faixas de trabalho de interesse, locais onde seriam efetuados os testes, disponibilidade de equipamentos, entre outras, as quais estão explanadas neste item.

#### 4.1.1 Aquecimento forçado do compressor

Dentre os pontos levantados para este tema, destacam-se:

##### 4.1.1.1 Local de realização dos testes

O presente trabalho objetiva a solução de problemas relacionados aos ensaios de desempenho de compressores herméticos que, na prática, são feitos nas BEC, conforme apresentado no item 2.2. Entretanto, uma vez que a BEC do LIAE se encontrou indisponível durante todo o período deste trabalho (encontrava-se em manutenção), os testes que comprovaram a funcionalidade do método proposto foram realizados em uma bancada de ensaios de partida e tombamento. Essa bancada se caracteriza por possuir um compressor auxiliar montado em um circuito de refrigeração que controla, através de uma série de válvulas e de um reservatório de fluido refrigerante, as pressões de sucção e descarga do compressor em teste. Nessa bancada levanta-se curvas de comportamento de partida e tombamento de compressores, em diversas condições de carga. Por tombamento entende-se o momento em que o motor entra em sua região de instabilidade na curva de torque versus escorregamento, devido ao aumento excessivo de carga imposto pelas condições de operação do circuito de refrigeração. Dessa forma, não houve prejuízo para as análises deste trabalho, visto que o único pré-requisito para os testes era manter uma carga constante no eixo do motor durante o processo de aquecimento forçado do mesmo.

Entretanto, a fim de validar o método, os testes finais foram realizados na BEC de uma empresa.

##### 4.1.1.2 Preparação dos motores

Estabeleceu-se que seriam testados os três tamanhos mais comuns dos compressores para aplicações residenciais, classificados como: pequeno, médio e grande, a fim de cobrir uma faixa bastante ampla de modelos.

A tabela 14 mostra alguns motores que foram selecionados para os testes preliminares na bancada de partida e tombamento.

Tabela 14 - Compressores de teste - bancada partida e tombamento.

MODELO COMPRESSOR	FREQ. (Hz)	TENSÃO (V)		PARTIDA	CARGA	TAMANHO
		NOMINAL	FAIXA			
A	60	115	98 a 140	RSIR/LST	L/M/HBP	PEQUENO
B	60	220	187 a 242	RSIR/LST	M/HBP	PEQUENO
C	60	115-127	98 a 140	RSIR-CSIR/LST	LBP	MÉDIO
D	60	220	187 a 242	RSIR-CSIR/LST	L/MBP	MÉDIO
E	60	115-127	98 a 140	RSCR/LST	LBP	GRANDE
F	60	115-127	94 a 140	RSCR/LST	LBP	GRANDE
G	60	220-240	198 a 242	RSCR	LBP	GRANDE

Já para os testes finais na BEC, foram selecionados os motores conforme a tabela 15.

Tabela 15 - Compressores utilizados na validação final – BEC da empresa parceira.

MODELO COMPRESSOR	FREQ. (Hz)	TENSÃO (V)		PARTIDA	CARGA	TAMANHO
		NOMINAL	FAIXA			
H	50	220-240	198 a 254	RSCR/LST	L/MBP	MÉDIO
I	50	220-240	187 a 255	RSCR/LST	LBP	GRANDE

A fim de levantar o perfil térmico dos compressores durante os testes de aceleração do aquecimento, foram colocados em vários pontos destes compressores termopares tipo T, que tiveram seus sinais adquiridos por uma unidade de aquisição de sinais dedicada. Esses termopares são fabricados de materiais cobre-constantan e trabalham numa faixa de temperatura de  $-101^{\circ}\text{C}$  a  $+371^{\circ}\text{C}$ , que corresponde largamente à faixa de interesse deste trabalho.

A instrumentação dos compressores se deu nos pontos apresentados na tabela 16:

Tabela 16 - Pontos de instrumentação dos compressores.

TERMOPAR	LOCAL DE CONEÇÃO
1	Cilindro
2	Óleo
3	Bobina Principal
4	Bobina Auxiliar
5	Mancal
6	Saída Muffler
7	Entrada Muffler
8	Ambiente Sucção
9	Ambiente Descarga
10	Tampa da Descarga
11	Passador Sucção
12	Passador Descarga
13	Corpo
14	Ferro (estator)

Ressalta-se, entretanto, que nem todos os compressores tiveram todos esses pontos instrumentados, como será visto no capítulo referente aos resultados das análises experimentais.

#### 4.1.1.3 Condição de carga

Conforme apresentado nas tabelas 14 e 15, os compressores são projetados para trabalharem em condições de carga diferentes, definidas pela pressão de retorno, de forma que as cargas são classificadas em: LBP (Baixa Pressão de Retorno), MBP (Média Pressão de Retorno), HBP (Alta Pressão de Retorno) e uma condição chamada de *check point*, que se caracteriza por uma condição de carga específica, onde a temperatura de evaporação é  $-23,3^{\circ}\text{C}$  e a temperatura de condensação é  $+54,4^{\circ}\text{C}$ .

Este trabalho foca prioritariamente a condição de *check point* (uma vez que essa atende à grande maioria dos compressores). Entretanto, uma breve análise foi feita para a condição HBP, visto que o aumento de carga pressupõe uma maior aproximação do ponto de operação do motor à sua condição limite de estabilidade (tombamento). Além disso, considerando que o método proposto neste trabalho se baseou na alteração das condições de alimentação do motor (variações na frequência e/ou tensão elétrica), dependendo da configuração adotada tem-se a redução do torque eletromagnético disponível no motor (por exemplo, com diminuição da tensão ou aumento da frequência), o que se agrava ainda mais na condição HBP.

#### 4.1.1.4 Característica metrológica do sistema de medição

Em função da grande quantidade de compressores a serem testados (9 no total) e da grande quantidade de pontos de medição em cada um deles, optou-se por instrumentar todos os compressores com termopares do mesmo rolo, calibrando, efetivamente, apenas três pedaços desse rolo, sendo eles: um pedaço do início do rolo, um pedaço do meio e um pedaço do fim do mesmo. Dessa forma, desejou-se obter a curva aproximada do comportamento dos termopares.

Os termopares foram calibrados utilizando o seguinte padrão:

- Termômetro de resistência tipo Pt100, erro máximo (95%) de 0,021°C.
- Indicador Digital “Hart Scientific–1560 Black Stack”, erro máximo (95%) de 0,035°C.

Os pontos calibrados foram: 15, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90, 100, 110 e 125 °C, com 4 leituras em cada ponto, cobrindo assim toda a faixa de temperatura necessária para a realização dos testes. O erro máximo avaliado para os termopares, empregando-se compensação de tendência, foi de 0,13 °C (APÊNDICE 2).

As temperaturas dos termopares foram adquiridas através da cadeia de medição montada de acordo com a figura 56:



Figura 56- Cadeia de medição temperaturas do compressor.

Foram utilizados como unidade de aquisição e tratamento dos sinais os módulos cFP-TC-120 e cFP-TC-125 da *National Instruments*. Ambos são específicos para termopares tipos J,K,R,S,T,N,E e B, de oito canais, com comunicação Ethernet, além de proverem compensação da junta fria por meio de um termistor embarcado no bloco conector, minimizando as incertezas do conjunto. A utilização de dois modelos diferentes justifica-se pela indisponibilidade de 2 módulos de mesmo modelo, na ocasião dos testes.

A incerteza combinada da junta fria de compensação desses módulos é de 0,5 °C (máximo), informada em catálogo, que combinada com a incerteza dos termopares, gera uma incerteza de 0,63 °C (adotou-se o critério conservador de correlação, no pior caso).



#### 4.1.2 Influência da qualidade de energia da rede elétrica

A parte prática referente a esse item foi realizada na BEC da empresa parceira, visto que a bancada de partida e tombamento utilizada para os testes de aceleração do aquecimento do compressor, não possui os recursos necessários para tal fim.

O compressor utilizado nesses testes foi o “H” da tabela 15, cujo tipo de funcionamento é RSCR, ou seja, partida com resistência e funcionamento com capacitor permanente. Entretanto, optou-se por realizar os testes com o capacitor desconectado, a fim de cobrir grande parte dos motores que não funcionam com capacitor permanente, pois do contrário, correria-se o risco de analisar resultados referentes a somente um modelo, sujeito, eventualmente, a uma condição de ressonância em uma frequência específica. Além disso, pelo desconhecimento da frequência de ressonância do circuito do motor, temeu-se que danos pudessem ocorrer ao circuito de teste, invalidando os mesmos, visto que a alimentação do motor se deu através de formas de ondas de tensão distorcidas das mais diversas maneiras (inclusive com distorções na faixa de 32% - onda quadrada). Apesar disso, um teste rápido foi feito com o capacitor permanente conectado, cujos resultados se mostraram importantes para as análises.

O planejamento dos passos e condições referentes a este tema, está descrito nos itens que se seguem:

##### 4.1.2.1 Sequência dos testes

Três sequências de teste foram estudadas, cada qual subdividida em etapas que se diferenciaram pelas condições de alimentação elétrica do motor. O objetivo das sequências dos testes foi:

- garantir condições idênticas de carga, quantidade e temperatura do fluido refrigerante e demais temperaturas da bancada;
- otimizar tempo despendido na realização dos testes;

O desempenho dos ensaios é obtido sob condições de regime permanente da bancada (requisito de norma), ou seja, já com todas as variáveis estabilizadas. Sabe-se também que o resfriamento das variáveis de uma etapa para a seguinte torna-se um problema, visto que a constante de tempo térmica do resfriamento é bem maior do que a do aquecimento. Portanto, a fim de viabilizar os testes, as condições de alimentação entre as etapas variou com um aumento crescente de severidade, de modo a permitir que o conjunto (compressor e bancada) aquecesse progressivamente ao longo das etapas, cada qual atingindo sua estabilização (para registro das medições), no menor tempo possível.

Dessa forma, as sequências foram propostas da seguinte maneira:

- 1ª Sequência: Alimentação com tensão nominal, seguido de alterações graduais no conteúdo harmônico da tensão, em etapas:

- . 220 V com  $THD_v=0\%$ ;
- . 220 V com 1ª forma de onda ( $THD_v = 1,86\%$ );
- . 220 V com 2ª forma de onda ( $THD_v = 2,86\%$ );
- . 220 V com 3ª forma de onda ( $THD_v = 10\%$ );
- . 220 V com 4ª forma de onda ( $THD_v = 31\%$ ).

- 2ª Sequência: Alimentação com tensão nominal, seguido de sobre-tensão e de alterações graduais no conteúdo harmônico da tensão, em etapas:

- . 220 V com  $THD_v=0\%$ ;
- . 254 V com  $THD_v=0\%$ ;
- . 254 V com 2ª forma de onda ( $THD_v = 2,86\%$ );
- . 254 V com 3ª forma de onda ( $THD_v = 10\%$ ).

- 3ª Sequência: Alimentação com tensão nominal, seguido de sub-tensão e de alterações graduais no conteúdo harmônico da tensão, em etapas:

- . 220 V com  $THD_v=0\%$ ;
- . 198 V com  $THD_v=0\%$ ;
- . 198 V com 2ª forma de onda ( $THD_v = 2,86\%$ );
- . 198 V com 3ª forma de onda ( $THD_v = 10\%$ ).

A severidade gradual também objetivou uma redução progressiva do coeficiente de performance do compressor (COP), conforme previsto através dos resultados de simulações obtidos para cada condição de alimentação das etapas (APÊNDICE 3). As simulações foram feitas baseadas no modelamento matemático descrito no item 2.4.2, para o compressor “E”, com o intuito de prever o nível de variação de corrente e frequência rotacional ao longo das etapas, e assim melhor dimensionar o sistema de medição. Os resultados mostraram que o aumento do consumo de corrente em certas condições e a redução da frequência rotacional do compressor, sugerem reduções no COP da máquina.

#### 4.1.2.2 Características metrológicas do sistema de medição

As grandezas mais importantes de serem analisadas no presente trabalho são consumo de potência elétrica e capacidade de refrigeração, uma vez que elas são as grandezas constituintes do coeficiente de performance do compressor (COP).

Na medição do consumo elétrico, os equipamentos disponibilizados para a realização dos testes foram arranjados conforme estrutura mostrada na figura 57, onde uma fonte HP 6812A (AGILENT, 2004) foi utilizada para alimentar o compressor, gerando todas as formas de onda propostas. Apesar de essa fonte possuir dispositivos acoplados capazes de medir grandezas elétricas, a incerteza de medição de potência elétrica é superior ao watímetro da Yokogawa WT230 (YOKOGAWA, 2002), o qual já se encontrava disponível na BEC e foi utilizado nos testes.

Com base nos resultados de simulação (APÊNDICE 3), a figura 109 mostrou que as variações de corrente para as primeiras etapas das sequências (THD<sub>v</sub> = 1,86% e 2,86%) são muito pequenas, variando na ordem de décimos de milésimos de ampères, fazendo com que o WT230, com a configuração utilizada na bancada (resolução na ordem de milésimos de ampères), não fosse suficiente para detectar tais diferenças. Isso justificou a utilização de um segundo equipamento conectado em paralelo com o watímetro.

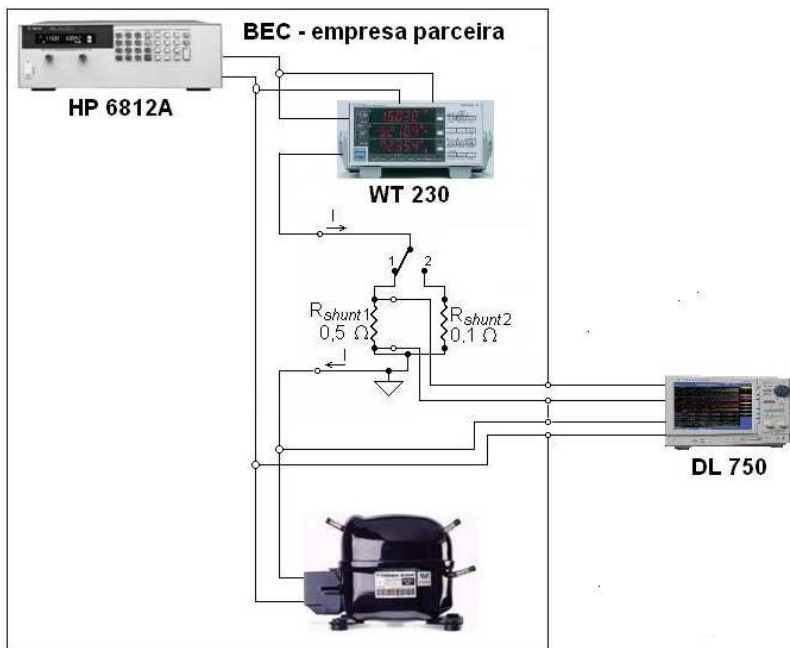


Figura 57 – Sistema de medição da potência de consumo do compressor.

Assim, a figura 57 mostra que, paralelamente ao watímetro, outra

cadeia de medição foi utilizada, formada por um transdutor de corrente (*shunt*) acoplado a um oscilógrafo DL 750 (YOKOGAWA, 2009). Apesar de apresentar incertezas superiores ao watímetro, esse oscilógrafo possui a vantagem de possuir, além da boa resolução, uma enorme capacidade de memória, capaz de armazenar as formas de onda da corrente e da tensão com um número bastante elevado de pontos. Foi utilizado um módulo isolado de alta tensão, frequência de aquisição de 100.000 amostras por segundo e 16 bits de resolução, com dois canais de entrada sincronizados (um para a tensão e outro para a corrente).

Conforme já explanado no item 2.5.4, as incertezas inerentes ao watímetro, obtidas através de informações do fabricante em catálogo, são apresentadas em faixas de frequências, considerando sinais puramente senoidais, não abrangendo sinais distorcidos. Dessa forma, analisando os dados do fabricante do watímetro WT 230, procurou-se estabelecer um critério de avaliação de incerteza mais voltado à segurança, considerando valores de incerteza para a faixa de frequências de 66 Hz a 1000 Hz (que abrange mais de 90 % dos sinais harmônicos registrados) ao invés de valores na faixa de 45 a 66 Hz (onde se encontra, efetivamente, a fundamental do sinal medido). Isso significa a seguinte equação de incerteza da potência, obtida do catálogo do equipamento:

$$uP = 0.002S + 0.002FM + ((\tan(\emptyset)0.002S)/100)P \quad (4.1)$$

onde:  $uP$ : incerteza da potência ativa;  
 $S$ : potência aparente lida;  
 $FM$ : faixa de medição de potência;  
 $\emptyset$ : ângulo entre tensão e corrente;  
 $P$ : potência ativa lida.

Com relação à cadeia de medição formada pelo *shunt* e oscilógrafo DL750 tem-se que a incerteza da corrente é formada pela incerteza relativa do *shunt* combinada com a incerteza relativa do canal de medição de corrente do oscilógrafo, de acordo com a equação (4.2):

$$uI = u_{I(SHUNT)} + u_{I(OSCILOGRAFO)} \quad (4.2)$$

De acordo com BARBOSA (2006), que projetou, especificou e avaliou a incerteza do *shunt* utilizado na BEC, a incerteza de medição da tensão na saída do *shunt* é de 0.06%, relativo ao valor medido, conforme mostrado na figura 58.

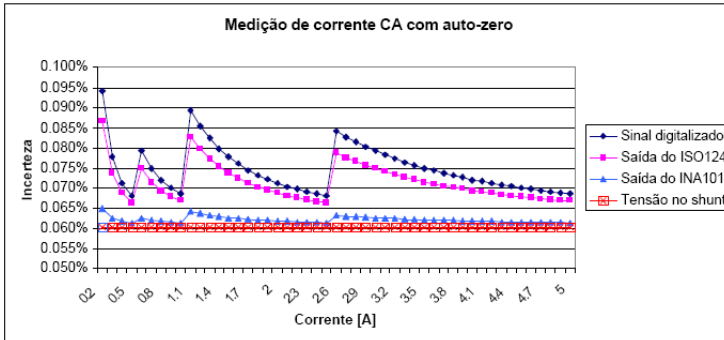


Figura 58 -Incerteza de medição de corrente CA, relativo ao valor medido, modificada de (BARBOSA, 2006)

O oscilógrafo, por sua vez, apresenta em catálogo somente a informação do erro máximo igual a 0,25% da faixa de medição utilizada, para o modo: “medição de forma de onda” (o qual foi utilizado neste trabalho). A faixa de medição do oscilógrafo corresponde às 10 divisões da tela do equipamento.

Dessa forma, a fim de avaliar a incerteza da medição de potência, tendo disponível somente o erro máximo, considerou-se o apresentado em SVENSSON (1999), que sugere a divisão dos erros em duas categorias distintas: erros de amplitude e erros de fase conforme a equação (4.3):

$$P = VI\cos\theta \quad (4.3)$$

a qual pode ser derivada em relação à amplitude e à fase, originando a equação (4.4):

$$\Delta P = I\cos\theta\Delta V + V\cos\theta\Delta I - VIsen\theta\Delta\theta \quad (4.4)$$

Em termos relativos, sabe-se que a equação (4.4) pode ser representada pela equação (4.5):

$$\frac{\Delta P}{P} = \frac{\Delta V}{V} + \frac{\Delta I}{I} - \tan\theta\Delta\theta \quad (4.5)$$

Uma vez que os dois canais utilizados para medição de tensão e corrente são sincronizados e, ainda, considerando a elevada frequência de aquisição deste equipamento, foi considerado desprezível o terceiro

termo da equação (4.5).

Uma cadeia de medição hipotética, baseada no método de POGLIANO (2004) citado no item 2.5.4, formada pelo *shunt* e por dois multímetros digitais HP 3458 (AGILENT, 2000), foi simulada e os resultados dessa simulação foram apresentados no APÊNDICE 4.

Quanto à medição da capacidade de refrigeração, foi considerado o método de fluxo de massa (apresentado no item 2.2.1), já utilizado na BEC, e fruto de vários trabalhos da casa. O modelo do medidor de vazão mássica utilizado funciona com o princípio de *coriolis*, o qual apresenta atualmente as menores incertezas do mercado (0,1% do valor medido), atendendo largamente às exigências das normas. Assim, uma vez tendo o sistema de medição da capacidade de refrigeração já instalado e em funcionamento, o presente trabalho utilizou a informação da incerteza de medição dessa variável avaliada por PETROVIC (2007), cujos valores foram levantados para diferentes condições de carga, conforme mostra a tabela 17.

Tabela 17 - Incertezas de medição da capacidade de refrigeração

Condição de carga	Incerteza da Capacidade de Refrigeração (% valor medido) Método: “Medidor de fluxo de massa”
(-5 e +45) °C	0,39
(-23,3 e +54,4) °C	0,43
(-35 e +65) °C	0,39

No caso deste trabalho, a maioria dos testes foi feita na condição de *check point*, ou seja: (-23,3 e +54,4) °C.

## 4.2 Levantamento de dados e análise de resultados

### 4.2.1 Aquecimento forçado do compressor

A parte experimental desse tema foi dividida em três fases de desenvolvimento.

As primeiras duas fases foram realizadas na bancada de ensaios partida e tombamento e tiveram como foco testar métodos relacionados à variação de tensão e frequência da rede, como meios de aumentar as perdas no motor, em condição de carga *check point*, ou seja, temperatura de evaporação de -23,3 °C e condensação de +54,4 °C.

Já a terceira fase foi realizada na BEC de uma empresa, tendo como foco testar o método escolhido nas fases anteriores, assim como expandi-lo para a condição de carga HBP (carga mais pesada). Além disso, também foi testado nessa fase, o método de injeção de elevado conteúdo harmônico de tensão (2ª harmônica), como meio para acelerar o aquecimento do compressor.

A seguir, têm-se as características de cada uma dessas fases, assim como os respectivos resultados obtidos:

#### 4.2.1.1 Primeira fase: Definição do método

Nessa etapa objetivou-se comprovar a real possibilidade de se obter resultados positivos com relação à redução do tempo de aquecimento do compressor através das variações das condições de alimentação do motor elétrico, como proposto em 3.2.1. As condições {4}, {5} e {6} foram testadas, utilizando o primeiro compressor instrumentado para os testes (modelo E da tabela 14).

O primeiro teste realizado nesse compressor, aplicando condições nominais de alimentação elétrica, resultou nas curvas de perfis térmicos, conforme mostrado na figura 59.

O tempo total de entrada em regime das variáveis medidas foi de aproximadamente 2 horas e 40 minutos, e a corrente nominal medida foi de 1,36 A, com um escorregamento nominal de 1,8%.

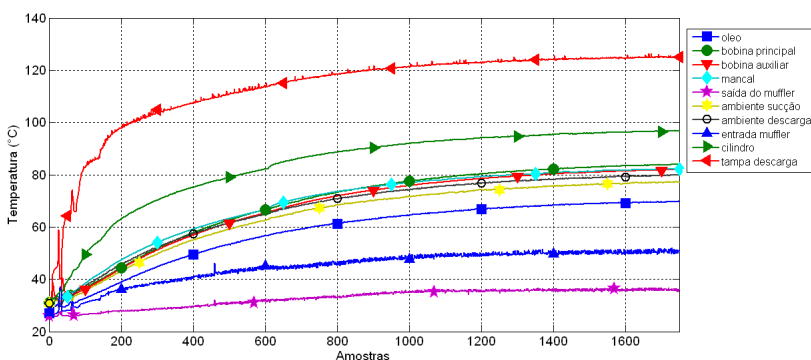


Figura 59- Perfil térmico com compressor “E”, condição nominal de alimentação : 115 V e 60 Hz. Intervalo entre amostras = 5 s.

Nesse ensaio não foi registrado o perfil térmico da temperatura do corpo do compressor (por uma falha na medição), cuja temperatura de regime somente foi conhecida em outro teste e está apresentada na tabe-

la 18, juntamente com as temperaturas de regime dos demais pontos.

Tabela 18 - Temperaturas de regime das variáveis do compressor "E".

<b>PONTOS INSTRUMENTADOS</b>	<b>TEMPERATURAS DE REGIME (°C)</b>
Cilindro	96,5
Óleo	71,6
Bobina principal	83,7
Mancal	81,6
Saída Muffler	36,7
Entrada Muffler	52,7
Ambiente de sucção	77,3
Ambiente de descarga	79,9
Tampa de descarga	125,7
Corpo	66

Essas temperaturas da tabela 18 serviram de referência para limitar a condição de aceleração do aquecimento, ou seja: no processo de aquecimento forçado, a condição nominal de alimentação é reaplicada quando as temperaturas das variáveis se aproximam desses valores. Entretanto, na prática, esses valores não são necessariamente constantes, pois irão depender de outros fatores, como temperatura externa do compressor (refrigeração natural ou forçada), condição de carga, quantidade de óleo do compressor, estrutura mecânica de suporte do compressor na bancada, etc. No caso dos testes feitos na bancada de partida e tombamento, a influência da temperatura da sala é o mais relevante entre tais fatores, visto que o compressor fica exposto ao ambiente, sem nenhum controle. Na BEC, essa influência é diminuída, visto que o compressor fica dentro do “box” com temperatura controlada (32°C), conforme apresentado na figura 4.

Dessa forma, com base nessas temperaturas de regime conhecidas, a condição de teste {5}, citada em 3.2.1, ou seja, 150 V e 40 Hz, foi aplicada. Os resultados estão mostrados na figura 60.



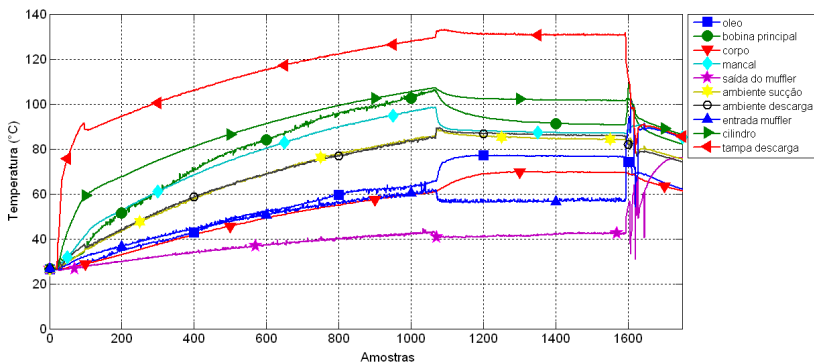


Figura 60 - Perfil térmico compressor "E" com tensão 150 V e frequência 40 Hz. . Intervalo entre amostras = 5 s.

Verifica-se, nessa condição, que a temperatura da bobina aumentou rapidamente em relação às demais variáveis. Dessa forma, decidiu-se retornar à condição nominal de alimentação (115 V, 60 Hz) antes que o corpo atingisse sua temperatura de regime, ou seja, por volta dos 60 °C (aproximadamente 1 hora e 26 minutos após o início do aquecimento), a fim de evitar um aquecimento excessivo e prejudicial, sobretudo à bobina. Entretanto, uma vez que a bobina já havia absorvido uma grande quantidade de energia térmica (atingindo em torno de 105 °C), se distanciando largamente de sua temperatura de regime (83,7 °C), o resfriamento ocorreu de forma bastante lenta, inviabilizando o método. Conclui-se que a constante térmica de resfriamento da bobina é bastante grande, logo, situação como essa deve ser evitada.

Quanto ao corpo, após o retorno à condição nominal, o mesmo aqueceu-se rapidamente em função da alteração da frequência de alimentação de 40 para 60 Hz. Entretanto, esse aquecimento ocorreu além do seu limite de regime, devido ao sobreaquecimento total do conjunto. Em função dessa lentidão na estabilização do conjunto, não se pôde afirmar quanto tempo isso levou, uma vez que o teste foi finalizado antes que isso ocorresse. De qualquer forma, pode-se verificar que o tempo é bastante superior ao desejado.

O comportamento verificado nesse teste era, de certa forma, esperado, uma vez que, conforme a tabela 6 do item 3.2.1, as perdas no cobre são bastante significativas em relação às demais. A corrente medida durante o ensaio foi de 2,2 A (aproximadamente 62% acima da nominal). Além do mais, com uma frequência mais baixa, a circulação do óleo, como agente convectivo no processo de transferência de calor, fica

prejudicada e menos eficiente, retardando o aquecimento do corpo.

Em seguida foi aplicada a condição número {6}, ou seja, 150 V, 100 Hz, cujos resultados estão mostrados na figura 61.

Nesse caso, pode-se verificar um perfil mais moderado, sem sobre sinais relevantes. O tempo total de entrada em regime das variáveis acima foi de aproximadamente 1 hora, e a corrente nominal medida foi de 1,65 A. Ressalta-se ainda que a condição forçada somente foi aplicada após 10 minutos do início dos testes, por problemas na bancada.

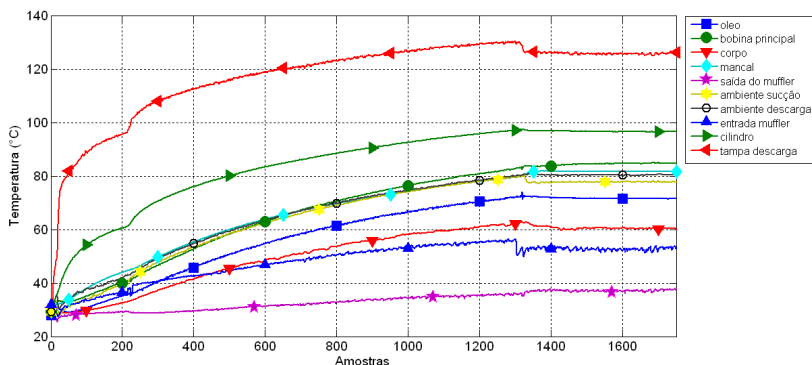


Figura 61 - Perfil térmico compressor “E” com tensão 150 V e frequência 100 Hz. . Intervalo entre amostras = 5 s.

Esse resultado deixa claro que o comportamento térmico do corpo está correlacionado com a frequência rotacional do motor. Além disso, todas as variáveis apresentaram um aquecimento gradual e conjunto, sem que umas se aquecessem excessivamente em relação às outras.

Conforme já mencionado as temperaturas de referência não são constantes pois, como se vê na figura 61, o corpo se estabilizou em aprox. 60 °C, diferentemente dos 66 °C registrado nos primeiros testes.

Por fim, a condição {4} foi testada, ou seja, 115 V e 100 Hz.

Da mesma forma que o teste anterior, a figura 62 mostra um perfil mais moderado, sem sobre sinais relevantes. O tempo total de entrada em regime das variáveis foi de aproximadamente 40 minutos (considerando ainda que a condição forçada somente foi aplicada após 7 minutos do início dos testes, por dificuldades em se regular a carga nominal). A corrente nominal medida foi de 2,45 A, com escorregamento de 5,4%.

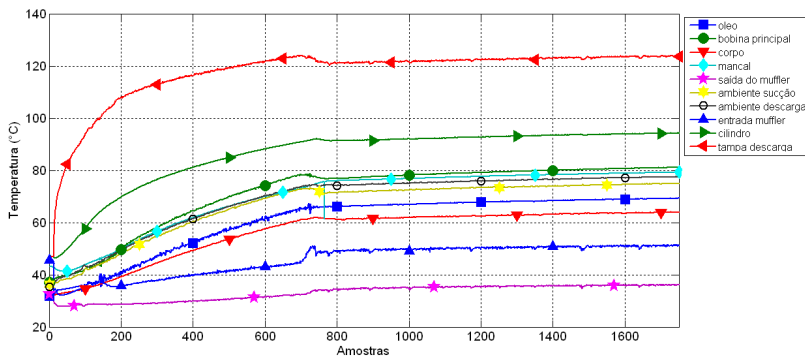


Figura 62 - Perfil térmico compressor "E" com tensão de 115 V e frequência 100 Hz. . Intervalo entre amostras = 5 s.

De uma forma geral, essa condição se apresenta como a melhor dentre todas as outras testadas, conforme já previsto no item 3.2.1, pois, nesse caso, tem-se que as perdas no cobre e no ferro são elevadas, além de se ter um excelente trabalho de convecção do óleo que circula a uma velocidade 66,6 % superior à condição nominal de funcionamento (100 Hz em relação a 60 Hz nominal). Além disso, tem-se também um aumento da rejeição de calor por parte do conjunto, em função do maior número de ciclos de compressão por unidade de tempo.

Uma vez constatada a eficácia do método, quanto ao objetivo final que é o aquecimento acelerado do conjunto, resta saber o quão seguro ele é, uma vez que o torque eletromagnético disponível nessas condições torna-se bastante reduzido, em função do enfraquecimento do campo. A figura 63 mostra uma simulação onde são apresentadas três curvas de torque x escorregamento: uma na situação nominal da máquina, outra na condição proposta para o método (115 V e 100 Hz) e outra que seria a condição limite de funcionamento que, no caso, se mostra como 115 V e 110 Hz. Essa simulação foi feita com os dados do motor testado até então (compressor modelo "E"), e sugere que 100 Hz já seria um valor razoável, a fim de se evitar que o motor entre na zona de instabilidade durante o processo de aquecimento.

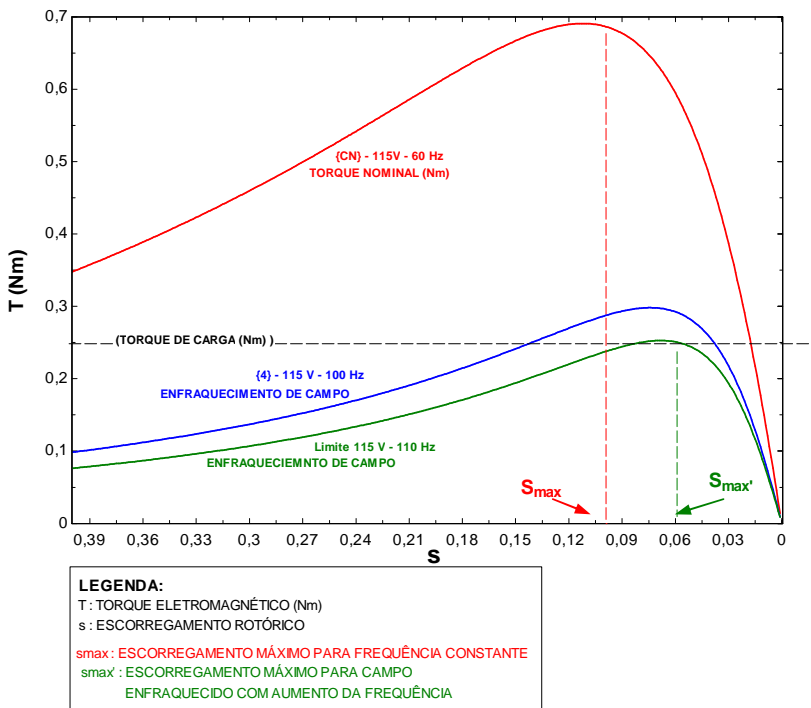


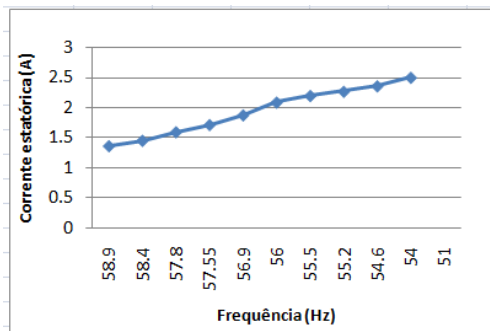
Figura 63 - Curva de torque eletromagnético em função do escorregamento do compressor "E".

Além da simulação, testes práticos foram realizados para levantar os valores de  $S_{max}$  e  $S_{max}'$  da figura 63. Esses resultados estão apresentados nas figuras 64 e 65.

A figura 64 mostra o procedimento adotado para levantamento de  $S_{max}$ , onde a tensão nominal foi reduzida até que o motor tenha atingido o ponto máximo da curva, ou seja, o início da região de instabilidade.

Já a figura 65 apresenta o procedimento utilizado para o levantamento de  $S_{max}'$ , onde a frequência de alimentação é aumentada, enfraquecendo o campo, até o seu limite máximo. As duas últimas linha das tabelas se referem à região próxima a esse ponto, uma vez que o sistema de medição de rotação não permitiu uma detecção exata desse ponto. Esses resultados confirmam aqueles da simulação, indicando que 110 Hz é a frequência máxima de enfraquecimento de campo possível para esse motor.

v (V)	wr (Hz)	s(%)	I(A)
115	58,9	1,83	1,37
100	58,4	2,67	1,46
90	57,8	3,67	1,60
85	57,6	4,08	1,72
80	56,9	5,17	1,88
75	56,0	6,67	2,09
74	55,5	7,50	2,2
73	55,2	8,00	2,27
72	54,6	9,00	2,36
71	54,0	10,00	2,50
70	51,0	15,00	



Legenda:

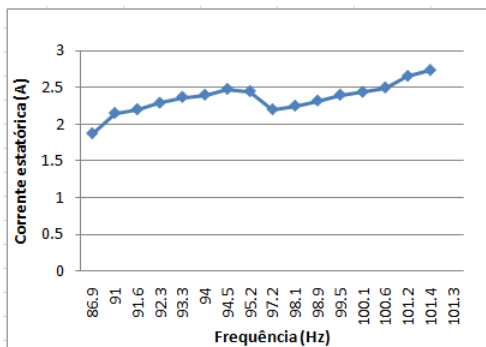
wr: frequência rotacional do motor (Hz);

s: escorregamento (%);

I: corrente estatística (A).

Figura 64 – Tabela e curva dos resultados do teste para detecção de  $S_{max}$  (redução da tensão de alimentação).

f (Hz)	wr (Hz)	s(%)	I(A)
90	86,9	3,44	1,87
95	91	4,21	2,15
96	91,6	4,58	2,2
97	92,3	4,85	2,29
98	93,3	4,80	2,37
99	94	5,05	2,4
100	94,5	5,50	2,48
101	95,2	5,74	2,45
102	97,2	4,71	2,2
103	98,1	4,76	2,25
104	98,9	4,90	2,32
105	99,5	5,24	2,4
106	100,1	5,57	2,44
107	100,6	5,98	2,5
108	101,2	6,30	2,66
109	101,4	6,97	2,74
110	101,3	7,91	



Legenda: f: frequência de alimentação

Figura 65 - Tabela e curva dos resultados do teste para detecção de  $S_{max}$  (aumento da frequência de alimentação da rede).

#### 4.2.1.2 Segunda fase: Consolidação do método

Uma vez terminada a 1ª fase, onde se identificou o método de enfraquecimento de campo como aquele de maior propensão ao objetivo de aquecer de forma forçada o compressor, partiu-se para a validação desse método, testando-o em compressores de outros modelos, faixa de potência e tensão de alimentação nominal diferentes. Vários testes foram realizados apresentando resultados bastante similares, sendo que alguns deles estão mostrados nas figuras que seguem.

O primeiro compressor analisado foi o modelo “A” da tabela 14, sendo um compressor de pequeno porte. Para esse compressor também foram feitas simulações e testes práticos para identificar seus limites de operação segura, visto se tratar de um modelo bem menor que o trabalhado até então.

As figuras 66 e 67 mostram os resultados das simulações.

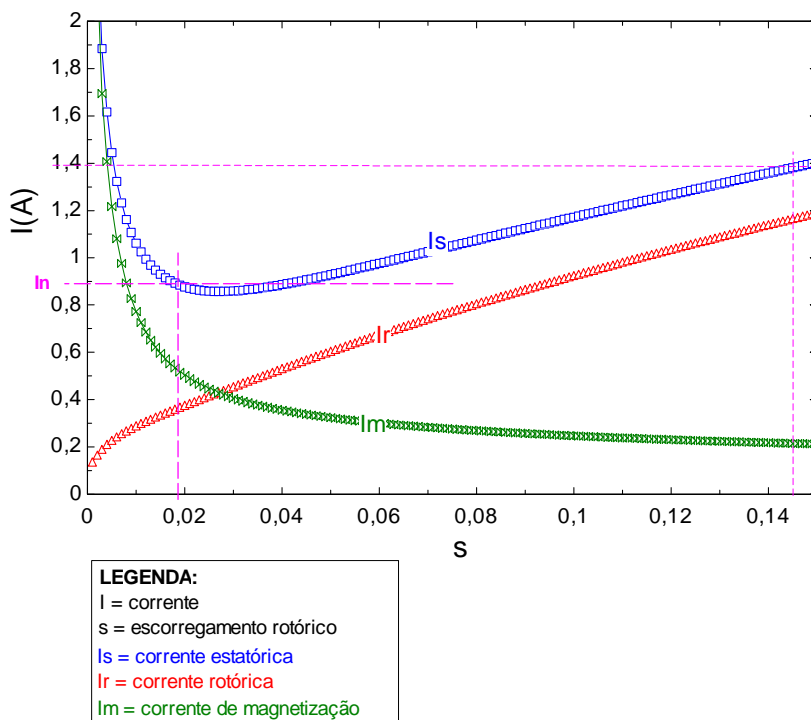


Figura 66 - Curvas de correntes, enrolamento principal, compressor “A”.

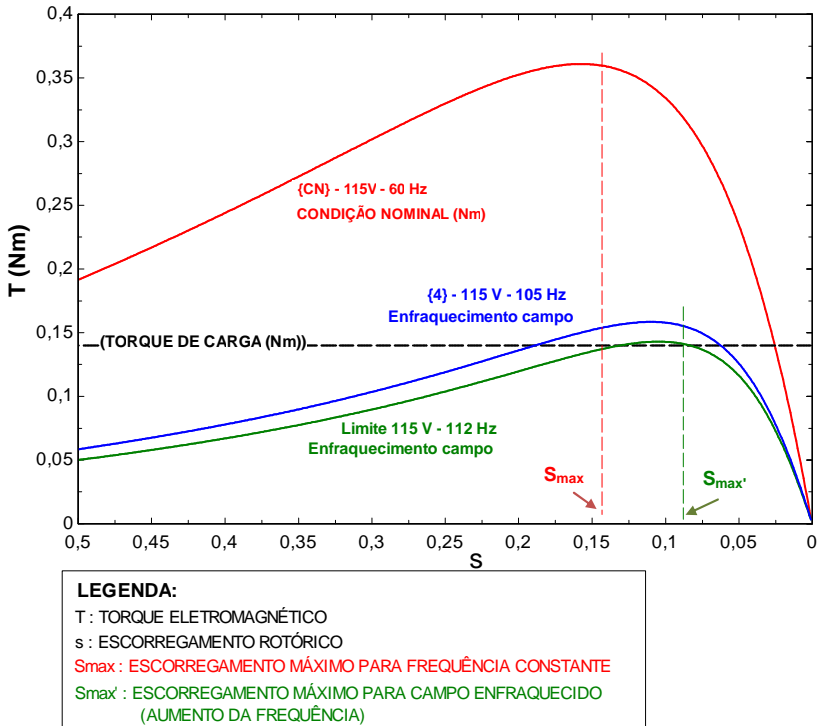


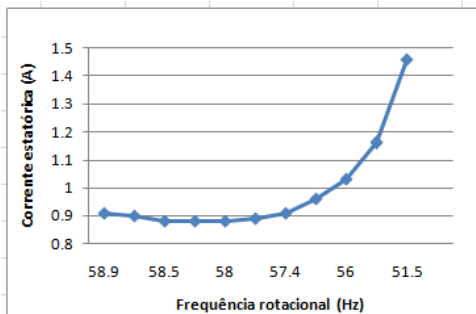
Figura 67 - Curvas de torques eletromagnéticos, compressor "A".

A figura 66 mostra que o esse motor funciona em uma condição mais saturada que o motor analisado anteriormente, com um fator de potência mais baixo ( $FP = 0.6$  medido nas condições nominais de tensão e frequência). Isso justifica o pouco aumento da corrente estatórica com o aumento da frequência, (comparado aos resultados obtidos para o motor anterior).

A partir da figura 67, verificou-se que esse motor suporta uma frequência máxima ligeiramente maior que o motor anterior.

Esses comportamentos foram comprovados pelas figuras 68 e 69 que se seguem, onde foram também levantados os valores de  $S_{max}$  e  $S_{max}'$ .

v (V)	wr (Hz)	s(%)	I(A)
115	58,9	1,83	0,91
110	58,6	2,33	0,9
105	58,5	2,50	0,88
100	58,3	2,83	0,88
95	58	3,33	0,88
90	57,8	3,67	0,89
85	57,4	4,33	0,91
80	56,9	5,17	0,96
75	56	6,67	1,03
70	54,4	9,33	1,16
67,15	51,5	14,17	1,46
66,5	50	16,67	



Legenda:

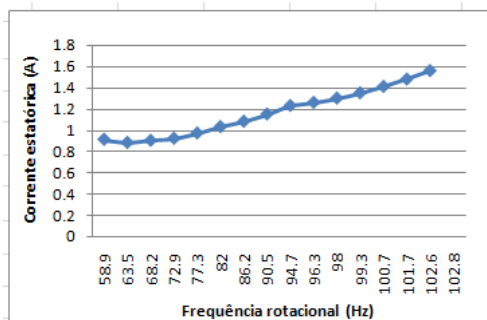
wr: frequência rotacional do motor (Hz);

s(%): escorregamento;

I: corrente estatórica (A).

Figura 68 – Tabela e curva dos resultados do teste prático para detecção de  $S_{max}$  (redução da tensão de alimentação).

f (Hz)	wr (Hz)	s(%)	I(A)
60	58,9	1,83	0,91
65	63,5	2,31	0,88
70	68,2	2,57	0,9
75	72,9	2,80	0,92
80	77,3	3,38	0,97
85	82	3,53	1,03
90	86,2	4,22	1,08
95	90,5	4,74	1,15
100	94,7	5,30	1,23
102	96,3	5,59	1,26
104	98	5,77	1,3
106	99,3	6,32	1,35
108	100,7	6,76	1,41
110	101,7	7,55	1,48
112	102,6	8,39	1,56
113	102,8	9,03	



Legenda: f: frequência de alimentação (Hz)

Figura 69 - Tabela e curva dos resultados do teste prático para detecção de  $S_{max}$  (aumento da frequência de alimentação da rede).

Verifica-se que tanto o  $S_{max}$  quanto o  $S_{max}'$  são maiores que o mo-



tor testado na primeira fase, restando saber se o comportamento térmico será influenciado por essas diferenças.

A figura 70 apresenta os resultados obtidos no teste de perfil térmico desse motor.

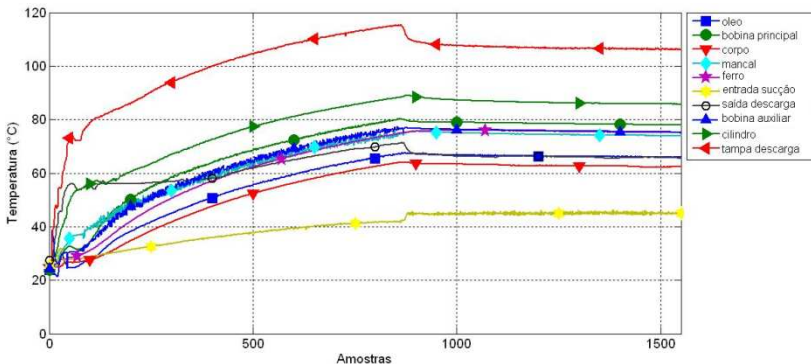


Figura 70 - Perfil térmico compressor "A" com tensão 115 V frequência 105 Hz. . Intervalo entre amostras = 5 s.

O que se pode verificar a partir da figura 70 é um comportamento bastante parecido com o obtido na figura 62, ou seja, um tempo de aquecimento que está na faixa de 30 a 40 minutos.

A figura 71 mostra que para modelo de compressor "B", com tensão nominal de alimentação de 220 V, o método também se apresenta bastante promissor, mantendo o mesmo tempo de aquecimento total do conjunto.

A figura 72, referente ao modelo "D" mostra uma falha no programa da bancada de teste, ocasionando o desligamento do acionamento, que após 3 minutos foi restabelecido. Dessa forma, tem-se que o tempo total de aquecimento durou entre 30 a 40 minutos, conforme já citado para os outros motores.

A figura 73, referente ao modelo "F", mostra que nem todos os termopares tiveram seus sinais adquiridos, por falta de uma das unidades de aquisição CFP no momento do teste, limitando-se a 6 o número de aquisições realizadas. Entretanto, os resultados também se mostraram bastante coerentes com os demais.

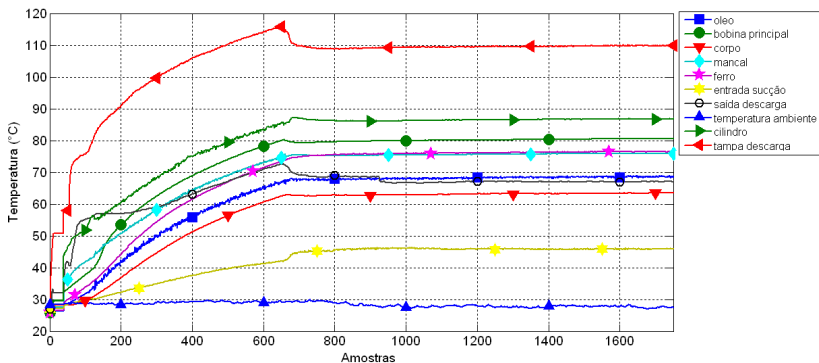


Figura 71- Perfil térmico compressor "B", tensão 220 V e frequência 100 Hz. .  
Intervalo entre amostras = 5 s.

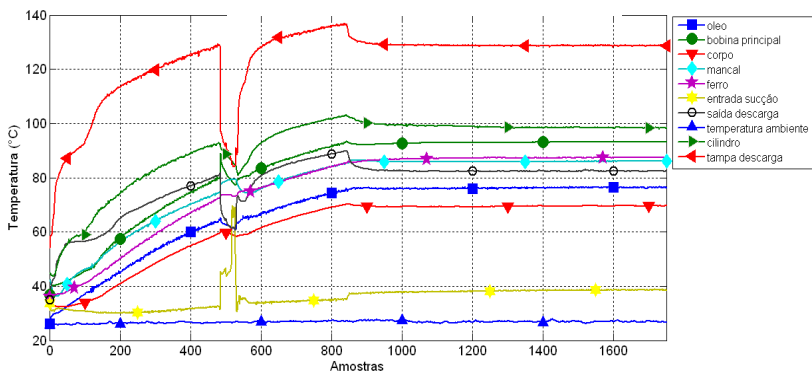


Figura 72 - Perfil térmico compressor "D", tensão 220 V e frequência 100 Hz. .  
Intervalo entre amostras = 5 s.

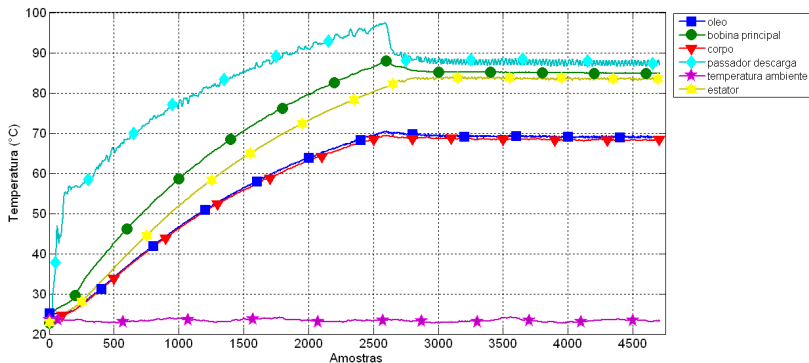


Figura 73 - Perfil térmico compressor "F", tensão 115 V e frequência 100 Hz. .  
Intervalo entre amostras = 1 s.

É importante ressaltar que todos os testes feitos, até então, tiveram seus capacitores permanentes desconectados durante o processo de aquecimento forçado (referindo-se aos modelos que possuem esse componente). Entretanto, para o modelo "F", além do teste apresentado na figura 73 (sem o capacitor permanente), outro teste também foi feito, com o capacitor permanente conectado durante o processo de aquecimento forçado. Entretanto, devido ao fato de a corrente estática ser naturalmente menor nessa situação e, além disso, por estar dividida entre os dois enrolamentos paralelos (principal e auxiliar), o efeito das perdas jaulicas que acarretam aquecimento da bobina não se apresentou tão satisfatório quanto o esperado, visto que esse aquecimento ficou bastante lento, com relação às demais variáveis. Esse retardo aumentou consideravelmente o tempo total de aquecimento, sugerindo que o capacitor seja sempre desconectado durante o aquecimento, e retomado em operação somente após finalizado o mesmo.

#### 4.2.1.3 Terceira fase: Testes em bancada de ensaios

A verificação final do método proposto foi realizada na BEC da empresa onde, conforme já apresentado no item 2.2.1, dois métodos são utilizados para o cálculo da capacidade de refrigeração do compressor: método C – calorímetro a seco e método F – medidor de fluxo de massa na fase líquida.

Uma vez que o método de aquecimento acelerado do compressor, proposto neste trabalho, implica alteração da vazão mássica do fluido refrigerante ao se alterar consideravelmente o valor da frequência rota-

cional do motor, uma atenção especial foi dada em relação ao método C – calorímetro a seco, no que se refere, sobretudo, ao retorno às condições nominais de alimentação elétrica, após o aquecimento forçado. Isso se deve ao fato de que, durante o aquecimento forçado, uma grande quantidade de energia é fornecida pela fonte DC ao evaporador (através da resistência elétrica) em função do aumento desse fluxo de massa. Entretanto, após retornar à frequência nominal da rede (60 ou 50 Hz), um transitório se faz presente até que o controle consiga estabilizar novamente essa energia térmica da resistência, com o novo fluxo de massa. Assim, em função deste transitório, os resultados apresentados a seguir também contemplam o comportamento de duas variáveis que se apresentaram críticas durante os testes: temperatura da saída do trocador de calor e pressão de processo. Tais variáveis são específicas do sistema de refrigeração da BEC, e muito importantes para a realização dos ensaios de desempenho.

Os compressores utilizados nessa fase foram os modelos “H” e “I” da tabela 15, os quais possuem frequência nominal de 50 Hz, diferentemente dos modelos testados até então que eram de 60 Hz. Desta forma, primeiramente foi feito, para ambos os modelos, um teste de frequência máxima para levantamento do  $S_{max}$  desses compressores, que resultou numa frequência máxima de 95 Hz para o modelo “H” e 91 Hz para o modelo “I”, o que significa uma razão de aproximadamente 1.8 vezes a frequência nominal (50 Hz). Essa razão é muito próxima daquela verificada para os compressores testados anteriormente, cuja frequência nominal é 60 Hz (modelo A:  $f_{max}=112$  Hz, e modelo E:  $f_{max}=110$  Hz). Dessa forma, considerando a proporcionalidade dos efeitos, a frequência de teste desses novos compressores foi definida como sendo 82 Hz, ou seja, ligeiramente inferior à relação  $(100/60)*$  frequência nominal.

Uma simulação foi feita para o compressor H demonstrando esta tendência, conforme mostra a figura 74.

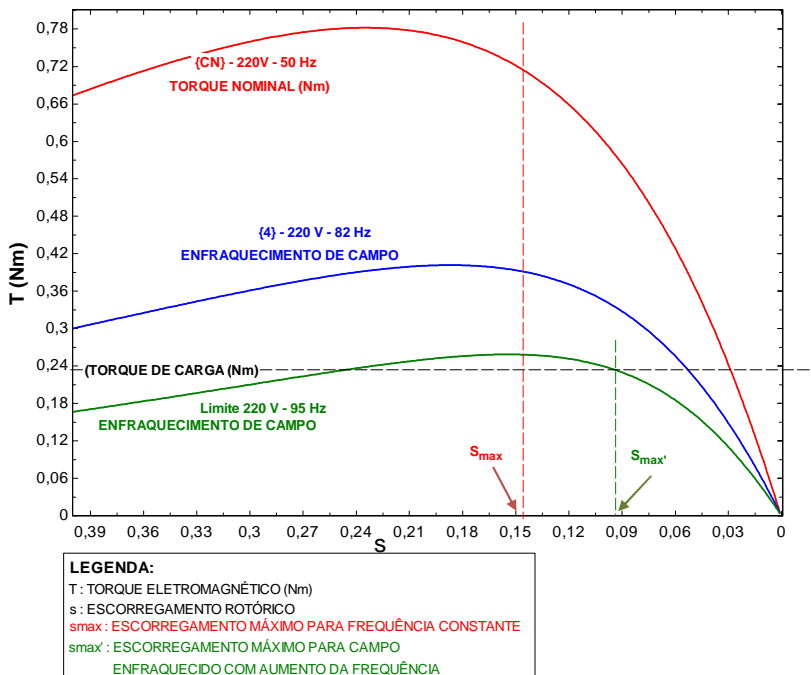


Figura 74 - Motor H: curva de torque versus escorregamento.

O primeiro de três testes realizados para o compressor “T” está mostrado nas figuras 75 e 76. As condições nominais de alimentação do compressor (tensão e frequência nominais) foram mantidas durante todo o teste, a fim de obter informações a respeito do tempo total gasto para entrada em regime, valor da capacidade de refrigeração e do consumo.

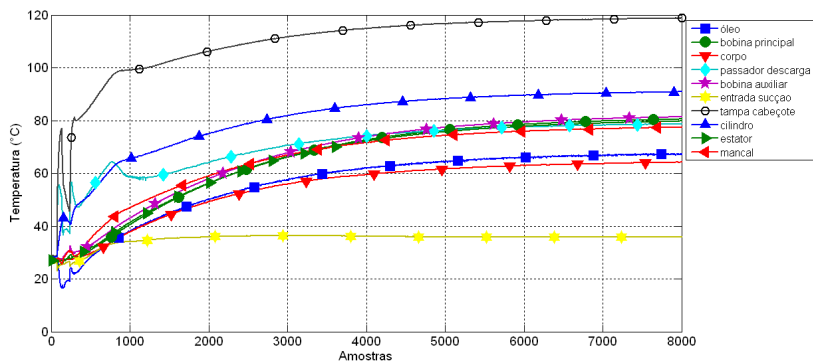


Figura 75 - Perfil térmico para compressor "I" com tensão 220 V e frequência 50 Hz (condições nominais de alimentação). . Intervalo entre amostras = 1 s.

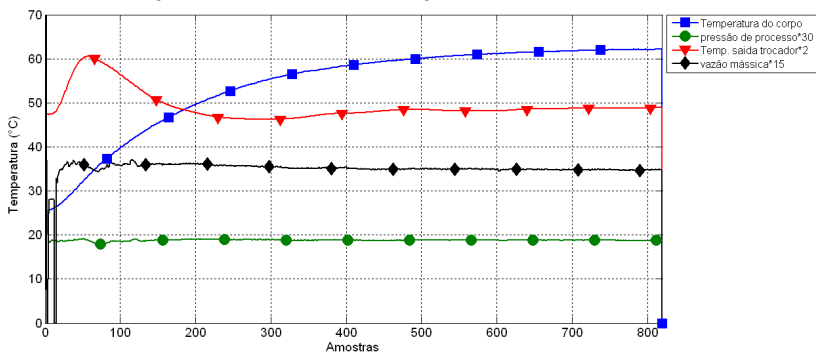


Figura 76 - Temperatura do corpo e demais variáveis de processo compressor "I" (condições nominais de alimentação). Intervalo entre amostras = 10 s.

Os dados obtidos foram os seguintes:

- Tempo total de teste: 2 horas e 17 minutos (incluindo os 45 minutos de estabilização das variáveis);
- Capacidade refrigeração média: 213,5 W;
- Consumo de potência: 116,8 W.

A fim de comparar o desempenho e o impacto do método proposto no sistema, esses dados foram comparados com aqueles obtidos nos testes que se seguiram. As figuras 77 e 78 mostram os resultados do segundo teste, já com as condições forçadas de aquecimento: 220 V, 82 Hz.

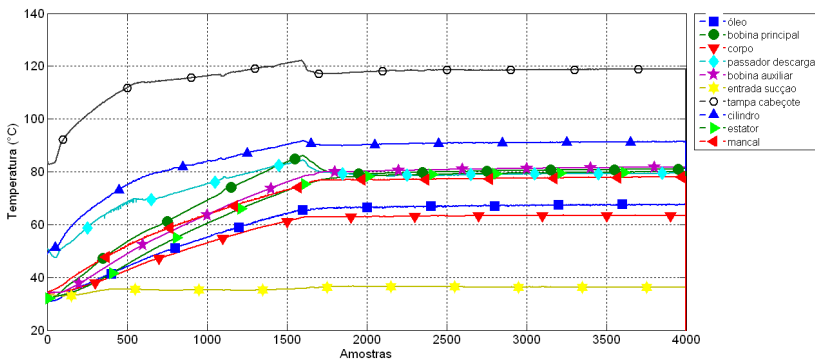


Figura 77 - Perfil térmico para compressor "I" com tensão 220 V e frequência 82 Hz (somente para os primeiros 64 minutos de teste). Intervalo entre amostras = 1 s.

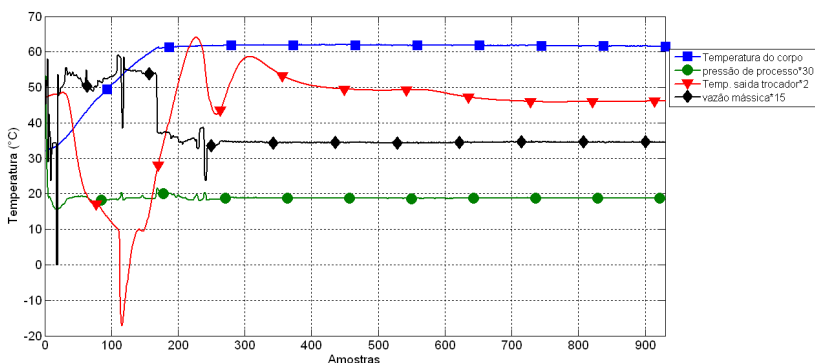


Figura 78 - Temperatura do corpo e demais variáveis de processo do compressor "I". Intervalo entre amostras = 10 s.

Os dados desse segundo teste são os seguintes:

- Tempo total de teste: 2 horas e 36 minutos (incluindo os 45 minutos de estabilização das variáveis)
- Capacidade refrigeração média: 210,3 W
- Consumo de potência: 116,2 W

O objetivo principal do teste foi atingido, ou seja, uma redução considerável no tempo de estabilização do corpo do compressor, conforme figura 77. Essa figura mostra um tempo de aproximadamente 27 minutos, mas como o compressor já iniciou ligeiramente aquecido, pode-se considerar que o mesmo ficou na faixa de 30 a 40 minutos, conforme esperado.

O controle do evaporador, durante todo o período de aceleração e após o retorno aos 50 Hz da rede, foi feito de forma manual, visto que o controle automático ainda não prevê esse tipo de atuação brusca na vazão mássica (por exemplo, passou-se de 82 Hz para 50 Hz em rampa de apenas 32 segundos). Assim, conforme previsto, observou-se um transitório relativamente grande após esse retorno, figura 78, causado pela temperatura de saída do trocador e, portanto, uma grande demora para a estabilização dessa variável. Entretanto, descobriu-se, após finalizado o teste, que faltou fluido refrigerante na bancada (R600), o que dificulta uma avaliação conclusiva referente ao real tempo adicionado devido a esse transitório.

Outro teste foi realizado nas mesmas condições, cujos resultados podem ser vistos na figura 79.

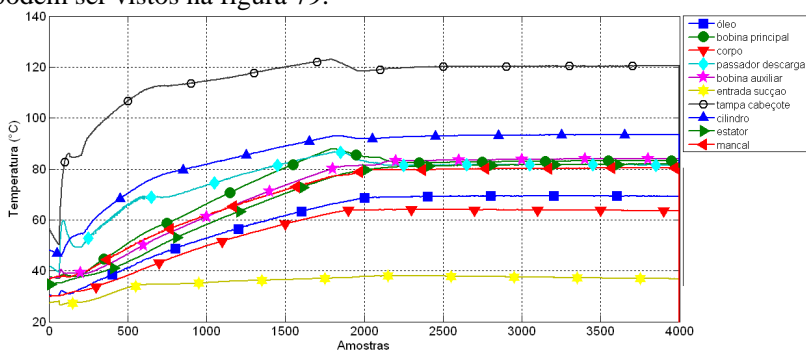


Figura 79 - Perfil térmico para compressor "I" com tensão 220 V e 82 Hz. .  
Intervalo entre amostras = 1 s.

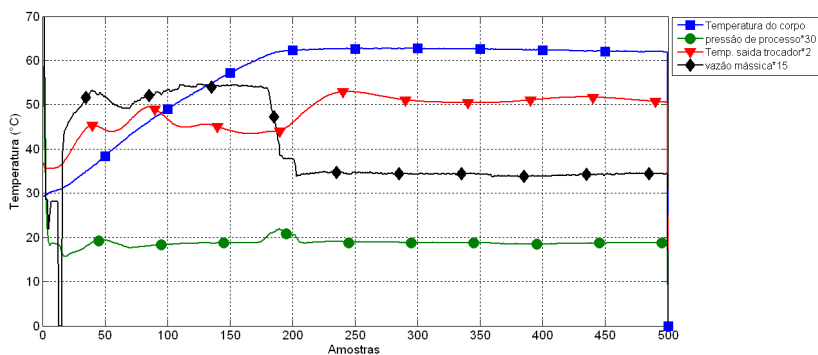


Figura 80 - Temperatura do corpo e demais variáveis de processo compressor "I". Intervalo entre amostras = 10 s.



Os dados desse terceiro teste são os seguintes:

- Tempo total de teste: 1 hora e 23 minutos (incluindo apenas 7 minutos de estabilização das variáveis)
- Capacidade refrigeração média: 212,0 W
- Consumo de potência: 115,876 W

A figura 79 também mostra um bom desempenho do método, com um tempo total de aquecimento do corpo de 31 minutos.

A fim de tentar amenizar o efeito da mudança brusca da vazão mássica, uma rampa de desaceleração de 3 minutos foi aplicada no retorno à frequência de 50 Hz. Entretanto, ainda se verificou, na temperatura de saída do trocador, uma oscilação de baixíssima frequência e amplitude, impossibilitando finalizar o teste com os 45 minutos de estabilização (tendo sido forçado a finalizar com apenas 7 minutos de estabilização).

Para o compressor “H” foram realizados quatro testes, seguindo a mesma orientação dos realizados para o “I”. O primeiro deles foi sob condições nominais de alimentação, conforme apresentado na figura 81.

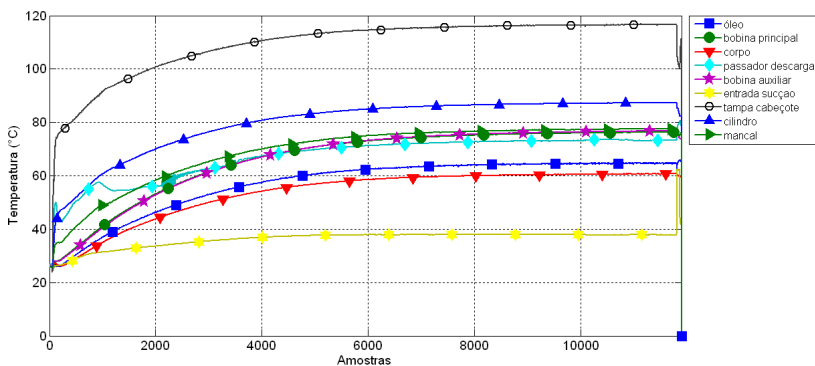


Figura 81 - Perfil térmico compressor "H": tensão 220 V e frequência 50 Hz. .  
Intervalo entre amostras = 1 s.

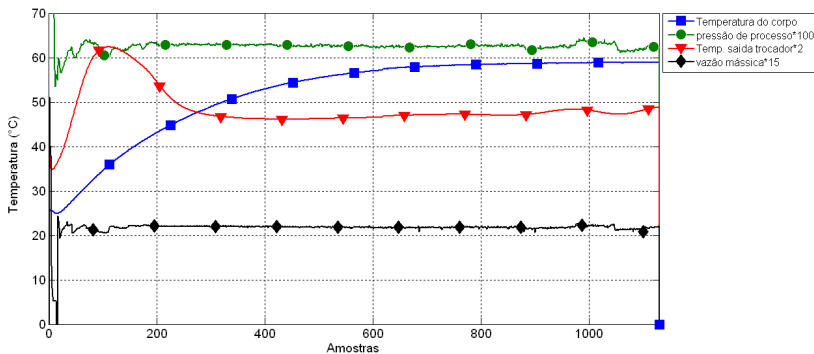


Figura 82 - Temperatura do corpo e demais variáveis de processo compressor "H". . Intervalo entre amostras = 10 s.

Os dados desse primeiro teste são os seguintes:

- Tempo total de teste : 3 horas e 9 minutos (incluindo tempo de estabilização de apenas 5 minutos)
- Capacidade refrigeração média: 134,2 W
- Consumo de potência: 82,5 W

Curiosamente, nesse teste realizado sob condições nominais, também não foi possível estabilizar a bancada dentro de 45 minutos padrão exigidos, visto que a pressão de processo saiu das condições de controle antes que isso ocorresse.

O segundo teste foi realizado, conforme figura 83.

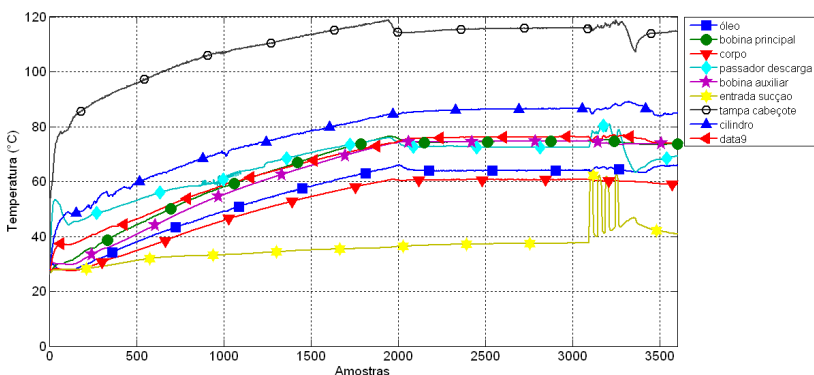


Figura 83 - Perfil térmico para compressor "H" com tensão 220 V e frequência 82 Hz. . Intervalo entre amostras = 1 s.

Esse teste também apresenta o bom desempenho do método de aquecimento forçado, com um tempo real de aquecimento do corpo do compressor de 32 minutos.

Entretanto, por falta de fluido na bancada, o teste foi abortado após aproximadamente 50 minutos de teste e, portanto, não foi possível obter os dados de capacidade e consumo para o mesmo.

O terceiro teste tem seus resultados nas figuras 84 e 85.

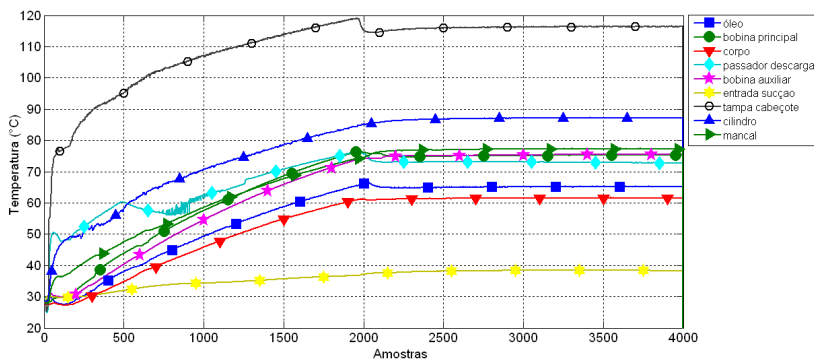


Figura 84 - Perfil térmico para compressor "H" com tensão 220 V e frequência 82 Hz. Intervalo entre amostras = 1 s.

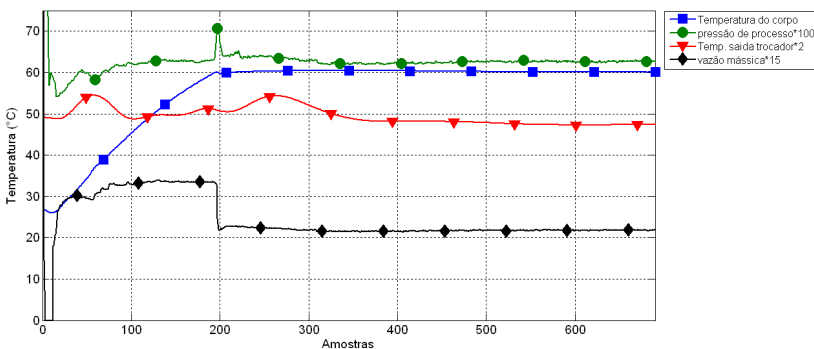


Figura 85 - Temperatura do corpo e variáveis de processo compressor "H". Intervalo entre amostras = 10 s.

Os dados desse terceiro teste são os seguintes:

- Tempo total de teste: 1 hora e 55 minutos (incluindo tempo de estabilização de 45 minutos)
- Capacidade refrigeração média: 133,1 W

- Consumo de potência: 82,4 W

Mais uma vez, o desempenho do método foi comprovado, com um tempo de aquecimento do corpo de 32 minutos.

Nesse teste, a rampa de desaceleração para 50 Hz foi bastante brusca (32 segundos) e, curiosamente, pode-se ver apenas um pequeno transitório para a temperatura da saída do trocador após essa desaceleração. Entretanto, como o controle foi feito de forma manual, não se sabe como seria o comportamento desse transitório com o controle automatizado.

O quarto e último teste foi realizado para esse compressor, conforme figuras 86 e 87.

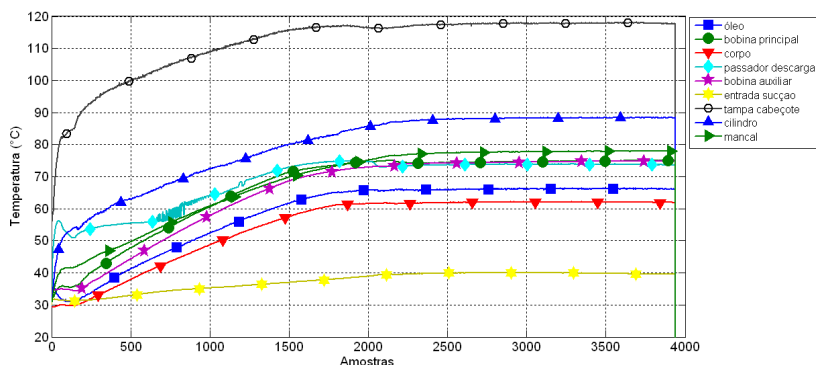


Figura 86 - Perfil térmico para compressor "H" com tensão 220 V e frequência 82 Hz. Intervalo entre amostras = 1 s.

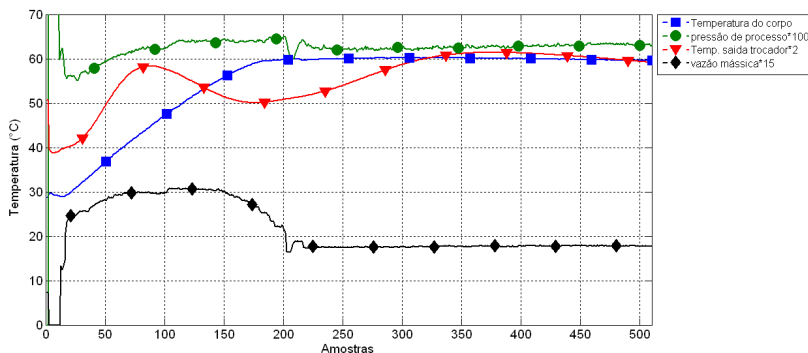


Figura 87 - Temperatura do corpo e variáveis de processo compressor "H". Intervalo entre amostras = 10 s.

Os dados desse quarto teste são os seguintes:

- Tempo total de teste: 1 hora e 25 minutos (incluindo tempo de estabilização de apenas 2 minutos)
- Capacidade refrigeração média: 110,4 W
- Consumo de potência: 83,8 W

Nesse teste, verifica-se que o tempo de aquecimento do corpo do compressor também se apresentou bastante reduzido, ficando em torno de 30 minutos.

Entretanto, apesar da tentativa de se fazer uma rampa bastante lenta de desaceleração (12 minutos), seus efeitos não puderam ser verificados, uma vez que a bancada se encontrava com pouco fluido refrigerante, sendo necessário forçar o término do teste com um tempo de estabilização das variáveis de apenas 2 minutos.

Além dos testes anteriores, ainda foram realizados 2 testes diferentes, sendo eles: um no compressor “H”, correspondendo à aplicação de uma condição de carga mais pesada (condição HBP), e o outro no compressor “I”, referente à injeção de elevado conteúdo harmônico de tensão a fim de acelerar o aquecimento do motor, conforme item 3.2.2.

Os resultados desses testes estão mostrados nas figuras 88 a 91.

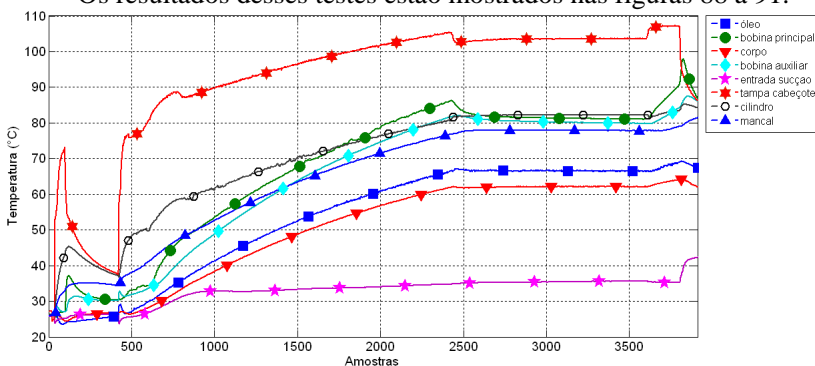


Figura 88 - Perfil térmico para compressor "H" com tensão 220 V e frequência 68 Hz, condição de carga HBP. Intervalo entre amostras = 1 s.

A condição de carga aplicada nesse teste foi de  $-5\text{ }^{\circ}\text{C}$  para a temperatura de evaporação e  $+45\text{ }^{\circ}\text{C}$  para a condensação, o que correspondeu a um aumento de aproximadamente 37% da corrente nominal. Conforme esperado, com uma condição de carga maior, a frequência anteriormente aplicada de 82 Hz para acelerar o aquecimento do conjunto, teve de ser reduzida a fim de evitar a região de instabilidade do motor, com essa nova condição de carga. Nesse sentido, um teste para determi-

nar a máxima frequência aplicável e a corrente a que essa frequência corresponde foi feito, resultando em uma frequência máxima de 71 Hz e uma corrente máxima de 1.5 A. Baseado nesses dados, foi escolhida uma frequência de 68 Hz para viabilizar o aquecimento forçado, acarretando uma corrente de 1.1 A, que ainda assegurou uma operação segura da máquina. O resultado desse teste foi bastante positivo, conforme a figura 88, visto que o aquecimento se deu em aproximadamente 33 minutos (já corrigindo o erro ocorrido na bancada 5 minutos após o início do teste e que durou cerca de 6 minutos). Esse tempo de aquecimento está bastante coerente com os demais testes realizados na condição de *check point*.

Conforme exposto no item 3.2.2, uma opção de aumento de perdas no motor seria através da aplicação de uma distorção de tensão de segunda harmônica, provocando um aumento expressivo da corrente e consequentemente, maiores perdas. A maior vantagem desse método frente ao enfraquecimento de campo (utilizado nos testes anteriores) é o fato de não alterar a vazão mássica do fluido. Entretanto, necessita de uma fonte com recursos suficientes para gerar essa distorção na tensão (como, por exemplo, a fonte HP 6812 utilizada nos testes acima), que geralmente têm custo bastante elevado.

De qualquer forma, diante da dúvida da eficácia do método, um teste foi realizado, alimentando o compressor com uma forma de onda de tensão distorcida - THDv de 57%, o que significa 86,6% do sinal fundamental (50 Hz) adicionado a 50% da 2ª harmônica (100 Hz), conforme figura 89.

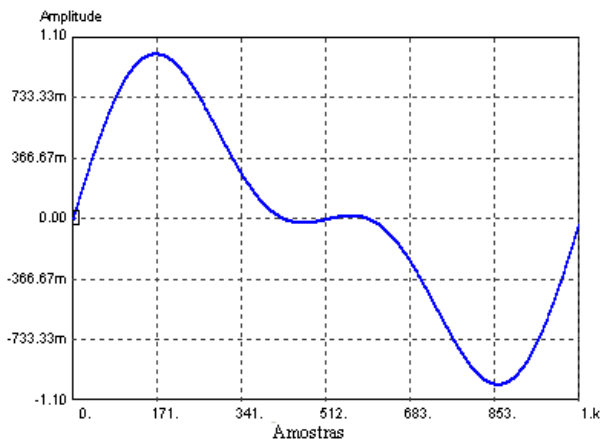


Figura 89 - Forma de onda de tensão distorcida com THDv = 57%, com somente harmônica de segunda ordem.

O que está mostrado na figura 90 é um aquecimento excessivo da bobina em relação a todo o resto, ou seja, uma transferência de calor ruim, se comparada ao método de enfraquecimento de campo, onde a frequência mais elevada facilita a transferência.

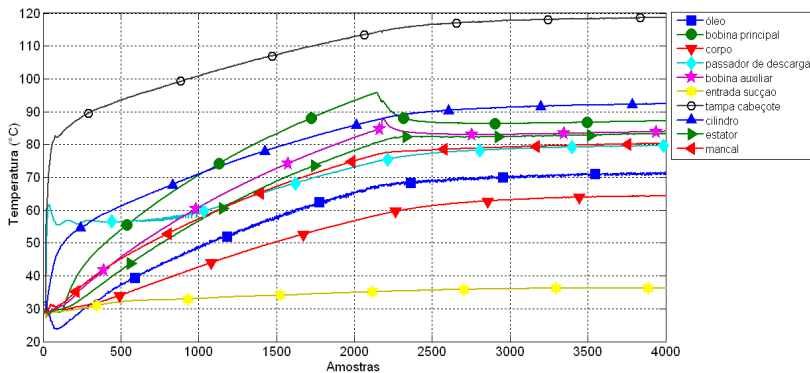


Figura 90 - Perfil térmico para compressor "I" com tensão 220 V, frequência 50 Hz e THDv=57% (somente harmônica de 2ª ordem).  
Intervalo entre amostras = 1 s.

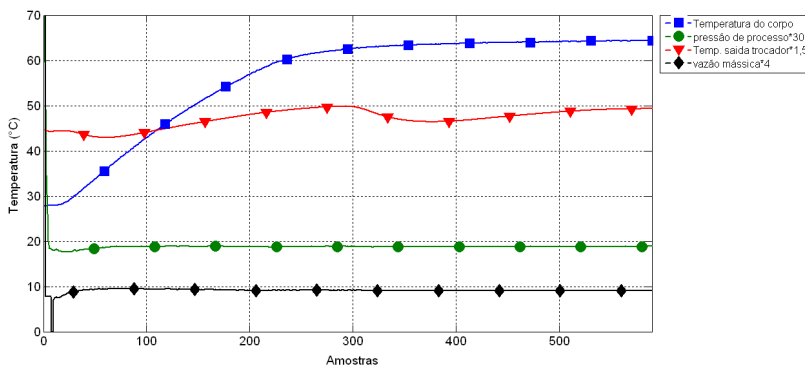


Figura 91 - Temperatura do corpo e demais variáveis de processo, compressor "I". Intervalo entre amostras = 10 s.

Dessa forma, a energia térmica absorvida rapidamente pela bobina acaba fazendo com que o conjunto não se estabilize no tempo esperado, mesmo após a retomada das condições nominais (distorção zero), que se deu 35 minutos após o início do teste. Com relação às variáveis

da bancada (figura 91), verifica-se que tanto a vazão mássica quanto a pressão de processo se comportam bem (conforme esperado), o mesmo não ocorrendo para a temperatura de saída do trocador, que oscila de forma a impedir a finalização do teste, tendo sido o mesmo forçado a terminar com apenas 12 minutos de estabilização das variáveis.

#### 4.2.1.4 Visão geral dos resultados

Para que fosse possível analisar comparativamente todos os resultados obtidos, os mesmos foram agrupados na tabela 19.



Tabela 19 - Resultados dos ensaios.

MODELO COMPRESSOR	TENSÃO NOMINAL (V)	Freq. nominal (Hz)	Freq. "forçada" (Hz)	Corrente nominal (A)	Corrente "forçada" (A)	FATOR POTENCIA nominal	FATOR POTENCIA "forçado"	Escorreg. nominal (%)	Escorreg. "forçado" (%)	Tempo de aquecimento (minutos)
<b>CONDIÇÃO DE "CHECK POINT"</b>										
A	115	60	105	0,9	1,23	0,60	0,83	1,95	6,15	37
B	220	60	100	0,48	0,66	0,61	0,82	1,93	5,6	31
D	220	60	100	0,77	0,98	0,61	0,83	1,9	5,7	36
E	115	60	100	1,36	2,45	0,71	0,87	1,83	5,43	40
F	115	60	100	1,72	2,6	0,69	0,85	1,8	5,32	40
H	220	50	82	0,54	0,86	0,67	0,86	1,86	5,73	32
I	220	50	82	0,77	1,3	0,70	0,85	1,76	5,44	30
<b>CONDIÇÃO "HBP"</b>										
MODELO COMPRESSOR	TENSÃO NOMINAL (V)	Freq. nominal (Hz)	Freq. "Forçada" (Hz)	Corrente nominal (A)	Corrente forçada (A)	FATOR POTENCIA nominal	FATOR POTENCIA forçado	Escorreg. nominal (%)	Escorreg. forçado (%)	Tempo de aquecimento (minutos)
H	220-240	50	68	0,74	1,11			4,87	10,4	33

A tabela 19 apresenta alguns pontos importantes de serem ressaltados, dentre eles:

- Todos os testes obtiveram sucesso no tempo de aquecimento do compressor, ficando dentro de um intervalo de 30 a 40 minutos.

- Motores de pequeno e médio porte apresentam um menor aumento de corrente na condição “forçada”, ou seja, durante o aquecimento forçado mas, no entanto, o perfil térmico é igualmente satisfatório.

- O escorregamento rotórico na condição “forçada” em torno de 5,5% é um valor bastante próximo para todos os motores, não importando a tensão ou frequência nominal de alimentação.

- A condição HBP testada para apenas um compressor se mostrou promissora, bastante similar à condição de *check point*. Nessa condição não foram registrados os fatores de potência.

#### 4.2.1.5 Procedimentos para aplicação prática do método

Os resultados apresentados no item 4.2.1.4, através da tabela 19, sugerem alguns procedimentos práticos a serem adotados para garantir a funcionalidade do método. Esses pontos são os seguintes:





- Enrolamento estatórico auxiliar deve estar sempre desconectado durante o processo de aquecimento, nos modelos de compressores com capacitor permanente, sendo re-conectado imediatamente após o retorno às condições nominais de alimentação.

- Não é necessário desconectar o protetor térmico.

- Necessário conhecer a priori a temperatura de regime do corpo do compressor a ser ensaiado para fazer o retorno às condições nominais de alimentação, após o momento em que a temperatura do corpo atinge esse valor.

- A tabela 20 apresenta os valores de frequências máximas a serem empregadas para enfraquecer o campo.

Tabela 20 - Frequência máxima de enfraquecimento de campo.

CONDIÇÃO DE CARGA			
<i>CHECK POINT</i> (-23,3 °C e +54,4 °C)		HBP (-5 °C e +45 °C) <sup>1</sup>	
Frequência nominal de alimentação (fn):		Frequência nominal de alimentação (fn):	
fn = 60 Hz  FREQ. MÁX.= <b>100 Hz</b>	fn =50 Hz  FREQ. MÁX.= <b>82 Hz</b>	fn = 60 Hz  (Não testada neste trabalho) Sugestão <sup>2</sup> : <b>81 Hz</b>	fn = 50 Hz  FREQ. MÁX.= <b>68 Hz</b>

Notas importantes:

- <sup>1</sup> Para condições de carga mais pesadas que a HBP testada, novos testes são necessários, uma vez que quanto maior a carga, menor é o limite de enfraquecimento de campo possível. Para condições de carga mais leves, não existe essa criticidade.

- <sup>2</sup> A sugestão se baseia na proporção direta com o teste feito para 50 Hz.

#### 4.2.2 Influência da qualidade de energia da rede elétrica

Os resultados obtidos para o compressor “H” estão apresentados neste item de acordo com as seqüências de teste planejadas no item 4.1.2.1. As incertezas de medição avaliadas para cada resultado estão apresentadas no APÊNDICE 4.

##### 4.2.2.1 Resultado da 1ª seqüência

A primeira seqüência, que compreendeu a aplicação da tensão nominal (220 V) e alterações somente nas formas de onda, apresentou alguns resultados conforme figuras 92, 94 e 95:

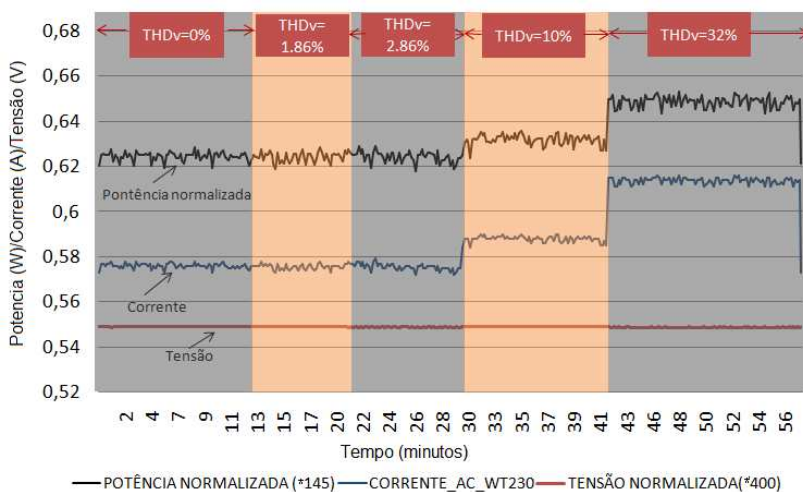


Figura 92 - Resultados normalizados da 1ª seqüência dos testes: potência consumida, corrente AC e tensão de alimentação medidos no WT230.

No que se refere ao consumo do compressor (corrente e potência elétrica), verificou-se que o watímetro WT230 não conseguiu identificar alterações nas três primeiras etapas, ou seja,  $THD_v = 0\%$ ,  $1,86\%$  e  $2,86\%$ , visto a limitada resolução do equipamento utilizada nos testes ( $0,001\text{ A}$  para a corrente e  $0,1\text{ W}$  para a potência). Um detalhamento maior desses valores e dos efeitos das harmônicas foi feito através dos resultados obtidos do oscilógrafo DL 750, cuja resolução para corrente é  $0,00001\text{ A}$  e para potência  $0,01\text{ W}$ . Assim, uma vez obtidas as formas de onda de tensão e corrente de cada etapa, uma análise mais criteriosa foi feita utilizando-se um software desenvolvido em Labview, apresentando

os resultados da tabela 21.

Tabela 21- Resultados das medições das variáveis elétricas 1ª sequência.

CONDIÇÕES DE TESTE		TENSÃO				CORRENTE				
		THDv (%)	Tensão fundamental - Vf (V)		Tensão total rms (V)	THDi (%)	Corrente fundamental - If		Corrente total rms It	
			Valor (V):	$\Delta$ Vf (%)			Valor (A):	$\Delta$ If (%)	Valor (A):	$\Delta$ It (%)
1ª SEQUÊNCIA	220V THDv=0%	0,02	219,60	0,0	219,60	10,0	0,57122	0,00	0,57406	0,00
	220V THDv=1,86%	1,85	219,52	-0,04	219,55	11,1	0,57216	0,16	0,57567	0,28
	220V THDv=2,86%	2,87	219,45	-0,07	219,54	9,4	0,57107	-0,03	0,57357	-0,09
	220V THDv=10%	10,05	218,49	-0,51	219,59	24,4	0,56979	-0,25	0,58645	2,16
	220V THDv=32%	32,50	208,82	-4,91	219,51	39,3	0,57035	-0,15	0,61262	6,72

FATOR DE POTENCIA				POTÊNCIA CONSUMIDA			
Fator de Deslocamento - cos(phi)		Fator de potencia total - FPT		Potência Fundamental - Pf		Potência Total - Pt	
valor	$\Delta$ cosphi (%)	valor	$\Delta$ FPT (%)	Valor (W)	$\Delta$ Pf (%)	Valor (W)	$\Delta$ Pt (%)
0,7213	0,00	0,7177	0,00	90,48	0,00	90,47	0,00
0,7199	-0,19	0,7154	-0,33	90,42	-0,07	90,47	0,00
0,7244	0,43	0,7209	0,45	90,78	0,33	90,84	0,41
0,7246	0,46	0,7004	-2,42	90,21	-0,30	91,25	0,86
0,7541	4,55	0,6674	-7,01	89,81	-0,74	93,93	3,82

A partir dos dados da tabela 21, é possível extrair alguns pontos importantes:

A taxa de distorção de corrente (THDi) não está necessariamente relacionada com a distorção da tensão de alimentação do motor (para pequenos valores de distorção de tensão) visto que, mesmo possuindo conteúdos harmônicos similares, o ângulo de cada harmônica de tensão em relação à sua fundamental, define uma forma de onda de tensão diferente e portanto um fluxo de potencia harmônica distinto entre fonte e carga. Isso é verificado na tabela 21, na etapa de 220 V e THDv=2,86%, onde a THDi é inferior à encontrada para a etapa 220V e THDv = 1,86%, apesar de ter um conteúdo harmônico de tensão superior a essa, conforme figura 93.

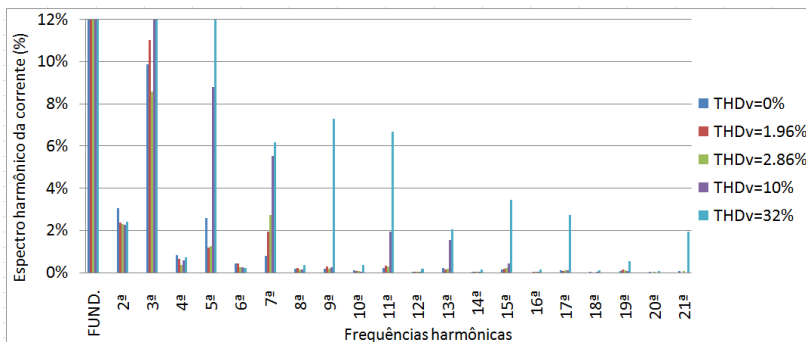


Figura 93 – Zoom do espectro harmônico de corrente para todas as etapas da 1ª sequência.

Na forma de onda da etapa 220 V, THDv=2,86%, foi aplicada uma tensão harmônica de terceira ordem de 1,03%, contra 0,47% da harmônica de terceira ordem da etapa 220V, THDv 1,86%. No entanto, houve uma redução da harmônica de corrente dessa ordem (reduzindo assim a THDi e a corrente total rms), justificando-se pela diferença dos ângulos das harmônicas de terceira ordem das duas formas de onda. Esse tipo de fenômeno se encontra comentado em (GALHARDO e PINHO, 2004).

Outro ponto importante a ser ressaltado é que, quando se trata de taxas de distorções pequenas - como na primeira etapa (1,86%), mesmo havendo um espalhamento da energia entre a frequência fundamental e as harmônicas, a energia contida na fundamental ainda é a mais relevante, e o fator determinante para se definir a potência total. Assim, mesmo possuindo uma pequena parcela de energia contida nas componentes harmônicas, verifica-se que uma pequena alteração na fundamental determina o consumo total, podendo esse, inclusive, não aumentar, como sucedeu na etapa 220V / THDv = 1,86%.

Quanto à capacidade de refrigeração, o resultado está na figura 94.

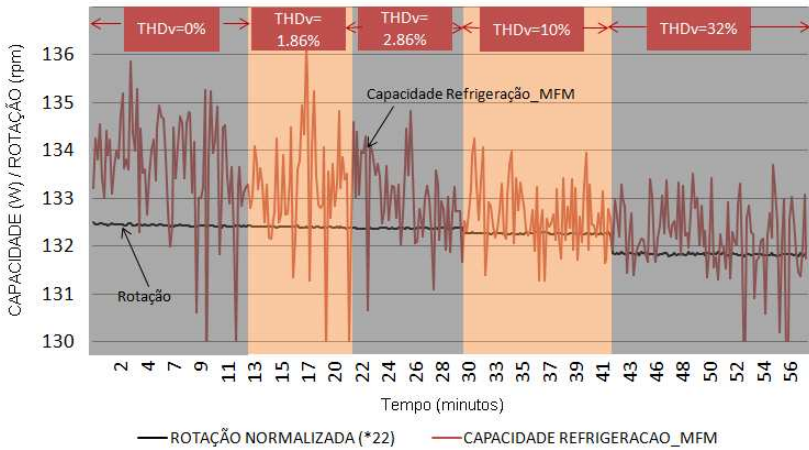


Figura 94 - Resultado da capacidade de refrigeração da 1ª sequência de testes.

O comportamento observado para a rotação do compressor vai ao encontro do simulado no APÊNDICE 3, ou seja, uma redução da mesma em função do aumento do conteúdo harmônico (sobretudo de harmônicas de sequência negativa como a de 5ª ordem, que geralmente é a de maior valor). Assim, a capacidade de refrigeração - proporcional ao fluxo de massa - também sofre uma redução gradual ao longo das etapas.

Por fim, a curva do coeficiente de performance do compressor foi traçada, conforme figura 95.

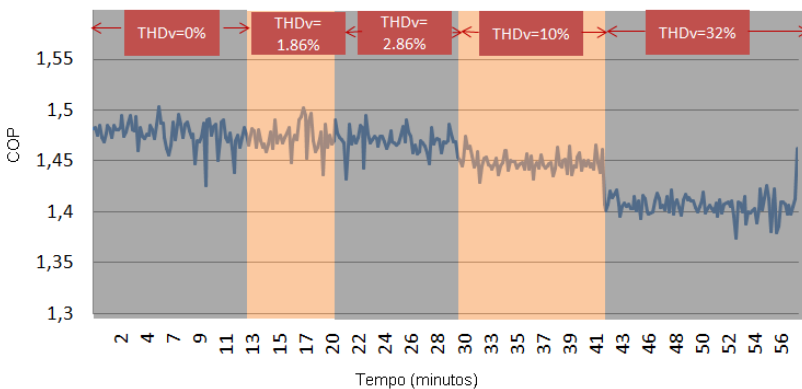


Figura 95 - Resultado do coeficiente de performance para a 1ª sequência de testes.

Valores médios das variáveis foram calculados para cada etapa dessa sequência, a fim de poder comparar os resultados numéricos, conforme apresentado na tabela 22.

Tabela 22- Resultados médios de todas as etapas da 1ª sequência.

1ª SEQUÊNCIA: 220V	ETAPAS	ANÁLISE DOS DADOS MEDIDOS							
		DISTORÇÃO HARMÔNICA		POTÊNCIA WT 230		CAPACIDADE (Fluxo Massa)		COP	
		THDv (%)	THDi (%)	MEDIDO (W)	AUMENTO (%)	MEDIDO (W)	AUMENTO (%)	MEDIDO	AUMENTO (%)
1	0,02	10,00	90,5		133,66		1,476		
2	1,85	11,12	90,5	0,00	133,29	-0,28	1,473	-0,20	
3	2,87	9,39	90,5	0,00	132,99	-0,50	1,469	-0,47	
4	10,05	24,42	91,6	1,22	132,65	-0,76	1,448	-1,90	
5	32,50	39,32	94,1	3,98	132,20	-1,09	1,406	-4,74	

Verifica-se que o coeficiente de performance sofreu reduções ao longo das etapas. Para as primeiras etapas da sequência, onde o consumo não se alterou significativamente, o fator determinante para a redução do COP foi a variação da capacidade de refrigeração.

#### 4.2.2.2 Resultados da 2ª sequência

A segunda sequência, que compreendeu a aplicação da tensão nominal seguida de sobre-tensão (254 V) e alterações nas formas de onda (THDv = 2,86% e THDv = 10%), apresentou os resultados mostrado a seguir. A figura 96 mostra um aumento considerável da corrente e do consumo quando da alteração da tensão nominal para sobre-tensão.

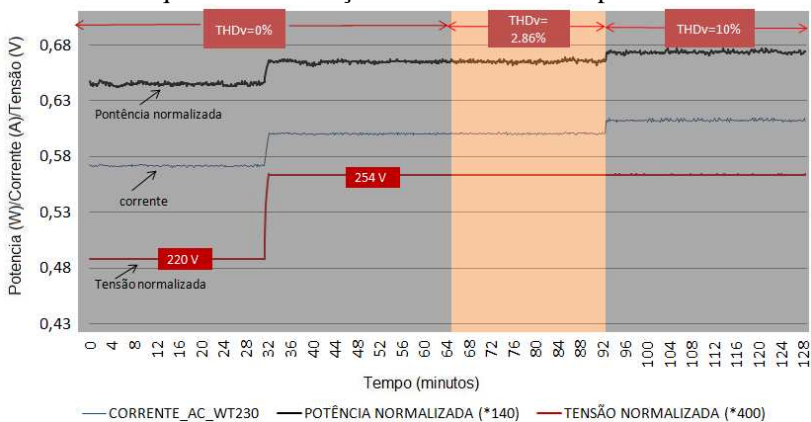


Figura 96 - Resultados normalizados da 2ª sequência dos testes: potência consumida, corrente AC e tensão de alimentação.



Este aumento de corrente pode ser explicado através da figura 97, a qual mostra os resultados da simulação feita para o compressor “H”. As curvas de corrente mostram que o motor trabalha numa condição de saturação tal que o aumento de corrente ocorre tanto com o aumento do escorregamento (sub-tensão) quanto com a diminuição do mesmo (sobre-tensão).

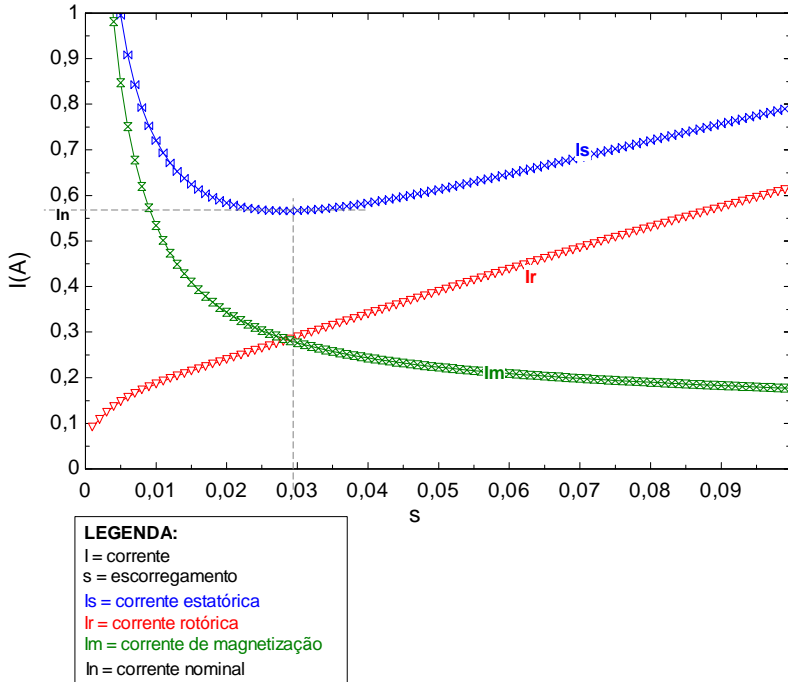


Figura 97 - Motor H: corrente versus escorregamento.

Quanto ao conteúdo harmônico, entretanto, a tabela 23, cujos dados foram calculados com base nas formas de ondas adquiridas através do DL750 (conforme já explicado na 1ª sequência), mostra que houve uma redução na distorção total de corrente (THDi), após esse aumento da tensão, de 9,98% (em 220 V), para 7,7 % (em 254 V).

Tabela 23 - Resultados das medições das variáveis elétricas 2ª sequência

CONDIÇÕES DE TESTE		TENSÃO				CORRENTE				
		THDv (%)	Tensão fundamental - Vf (V)		Tensão total rms (V)	THDi (%)	Corrente fundamental - If		Corrente total rms - It	
			Valor (V):	$\Delta Vf$ (%)			Valor (A):	$\Delta If$ (%)	Valor (A):	$\Delta It$ (%)
2ª SEQUÊNCIA	220V THDv=0%	0,024	219,59	0,00	219,59	9,98	0,57061	0,00	0,57342	0,00
	254V THDv=0%	0,016	253,71	15,54	253,71	7,70	0,59890	4,96	0,60066	4,75
	254V THDv=2,86%	2,860	253,52	15,45	253,63	7,93	0,59889	4,96	0,60076	4,77
	254V THDv=10%	10,050	252,40	14,94	253,66	24,57	0,59504	4,28	0,61266	6,84

FATOR DE POTÊNCIA				POTÊNCIA CONSUMIDA			
Fator de Deslocamento cos(phi)		Fator de potencia total - FPT		Potência Fundamental - Pf		Potência Total - Pt	
valor	$\Delta\cos(\phi)$ (%)	valor	$\Delta FPT$ (%)	Valor (W)	$\Delta Pf$ (%)	Valor (W)	$\Delta Pt$ (%)
0,7206	0,00	0,7170	0,00	90,29	0,00	90,29	0,00
0,6122	-15,04	0,6104	-14,87	93,02	3,02	93,02	3,02
0,6141	-14,78	0,6119	-14,66	93,24	3,26	93,37	3,41
0,6185	-14,17	0,5976	-16,65	92,89	2,88	94,08	4,20

Pode-se ver no gráfico da figura 98 que o efeito de redução de harmônicas ocorreu na condição de sobre-tensão 254 V / THDv= 0%. Verifica-se uma diminuição nas harmônicas de 3ª, 5ª e 7ª ordem com o aumento da tensão.

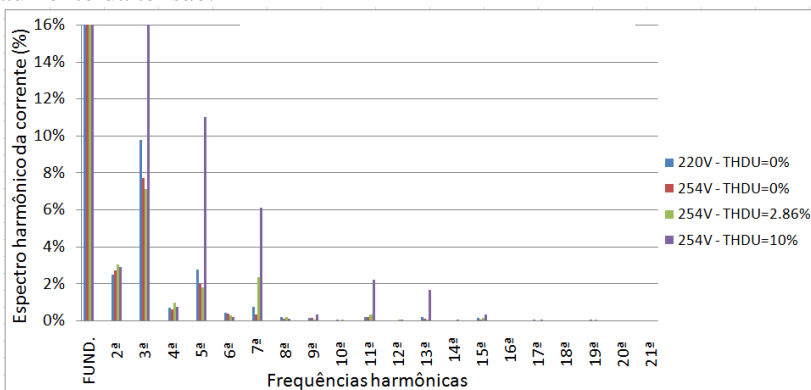


Figura 98 – Zoom do espectro harmônico de corrente para todas as etapas da 2ª sequência.

Na condição de 254 V / THDv=2,86%, a redução do conteúdo

harmônico também ocorreu para a 3ª e a 5ª harmônicas, mas, por outro lado, um aumento significativo ocorreu para a 7ª harmônica, da mesma forma como apresentado na primeira sequência. Entretanto, contrariamente ao verificado na 1ª sequência, a THDi nessa condição de 254V / THDv 2,86% foi superior à condição 254V / THDv=0%, de 7,7 % para 7,93 %.

Isso mostra que o comportamento harmônico da corrente da máquina de indução não é facilmente previsível sem que se tenha um modelo detalhado da máquina a ser trabalhada. Ou seja, não se pode afirmar que haverá um aumento de corrente quando se aumenta a distorção da tensão (conforme tinha sido previsto nas simulações), pois isso, na prática, irá depender da forma de onda da tensão, do valor eficaz dessa e do comportamento mecânico do motor acoplado à carga. Nas simulações feitas, a carga foi considerada constante e nenhuma não-linearidade do sistema foi levada em conta.

Quanto à capacidade de refrigeração, o resultado pode ser visto através da figura 99.

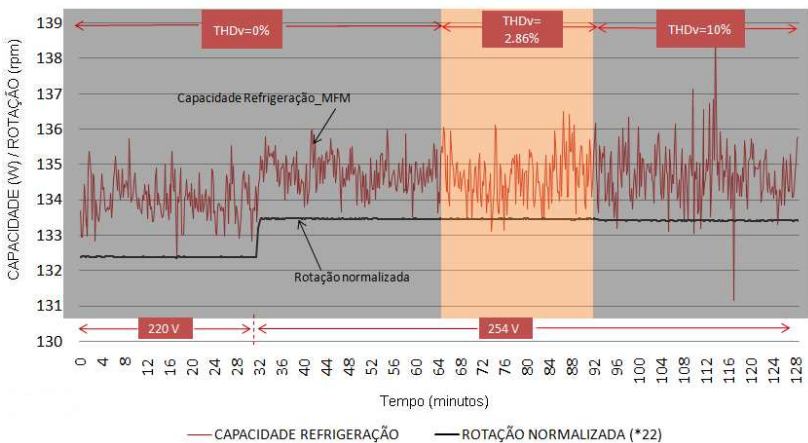


Figura 99- Resultado da capacidade de refrigeração da 2ª sequência de testes.

Um ruído crescente no sinal da capacidade pode ser observado ao longo das duas últimas etapas desta sequência. Tal ruído inexplicável dificulta a análise desta variável para fins das comparações desejadas.

Quanto ao coeficiente de performance, a figura 100 mostra que, apesar do aumento da capacidade de refrigeração quando se aumentou o valor da tensão, visto na figura 99, o coeficiente de performance sofreu

uma queda expressiva com essa elevação da tensão de alimentação da rede, uma vez que o consumo apresentou um aumento significativo de 3,05%. Já com relação às harmônicas, a distorção de tensão de baixo valor (2,86%) também acarretou numa pequena redução do COP, apesar de nenhuma alteração verificada no consumo, e sim uma leve redução da capacidade de refrigeração em função da redução da rotação.

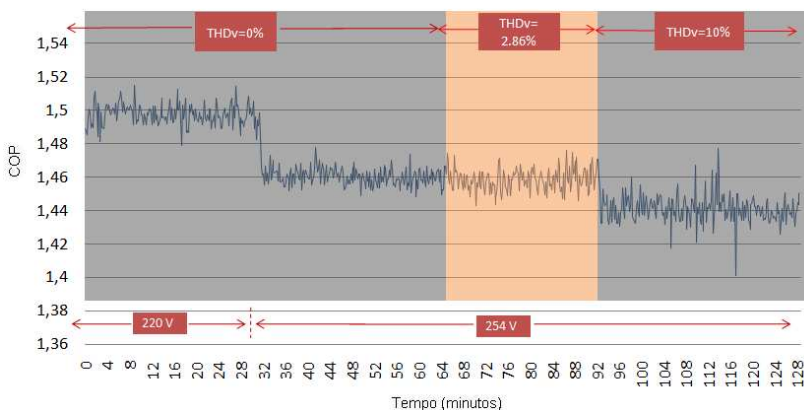


Figura 100 - Resultado do coeficiente de performance para a 2ª sequência de testes.

De uma forma geral, a tabela 24 apresenta os resultados da 2ª sequência para as principais variáveis analisadas, tomando o valor médio de cada etapa.

Tabela 24 - Resultados médios de todas as etapas da 2ª sequência.

2ª SEQUÊNCIA	ETAPAS	TENSÃO (V)	ANÁLISE DOS DADOS MEDIDOS							
			DISTORÇÃO HARMÔNICA		POTÊNCIA – P (WT 230)		CAPACIDADE – CAP (Fluxo Massa)		COP	
			THDv (%)	THDi (%)	VALOR (W)	Δ P (%)	VALOR (W)	Δ CAP (%)	VALOR	Δ (%)
1	220	0,02	9,980	90,3		134,20		1,497		
2	254	0,02	7,700	93,1	3,10	134,76	0,42	1,461	-2,40	
3	254	2,86	7,930	93,1	3,10	134,65	0,34	1,458	-2,61	
4	254	10,05	24,570	94,3	4,43	134,72	0,39	1,441	-3,74	

#### 4.2.2.3 Resultado da 3ª sequência

A 3ª sequência, que compreendeu a aplicação da tensão nominal, seguido de sub-tensão (198 V) e alterações nas formas de onda (THDv = 2,86% e THDv = 10%), apresentou os resultados a seguir.

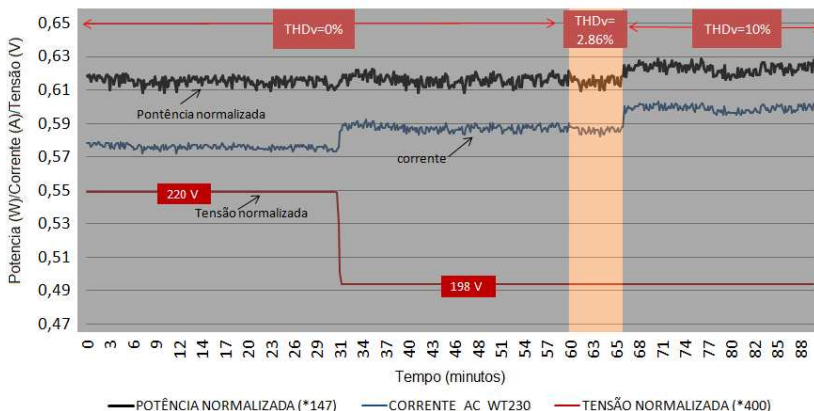


Figura 101 - Resultados normalizados da 3ª sequência dos testes: potência consumida, corrente AC e tensão de alimentação.

Verifica-se na figura 101, que ocorreu um aumento da corrente elétrica (2,14 %) em decorrência da sub-tensão, conforme esperado. Já o consumo de potência não acompanhou a corrente, uma vez que a tensão foi reduzida em 10%. Ainda assim, uma vez que o fator de deslocamento ( $\cos(\phi)$ ) também aumentou significativamente, a potência apresentou, na média, um leve aumento.

A tabela 25 mostra ainda uma piora na taxa de distorção harmônica do motor (THDi) com a redução da tensão (contrariamente ao que ocorreu na sobre-tensão).

Tabela 25 - Resultados das medições das variáveis elétricas 3ª seqüência.

CONDIÇÕES DE TESTE		TENSÃO				CORRENTE				
		THDv (%)	Tensão fundamental - Vf (V)		Tensão total rms (V)	THDi (%)	Corrente fundamental - If		Corrente total rms - It	
			Valor (V):	$\Delta Vf$ (%)			Valor (A):	$\Delta If$ (%)	Valor (A):	$\Delta It$ (%)
3ª SEQUÊNCIA	220V THDv=0%	0,024	219,59	0,00	219,59	9,999	0,56934	0,00	0,57216	0,00
	198V THDv=0%	0,032	197,57	-10,03	197,57	11,00	0,58155	2,14	0,58505	2,25
	198V THDv=2,86%	2,860	197,48	-10,07	197,56	10,03	0,58217	2,25	0,58507	2,26
	198V THDv=10%	10,050	196,59	-10,47	197,57	23,02	0,58355	2,50	0,59872	4,64

FATOR DE POTÊNCIA				POTÊNCIA CONSUMIDA			
Fator de Deslocamento cos(phi)		Fator de potencia total - FPT		Potência Fundamental - Pf		Potência Total - Pt	
valor	$\Delta cos(phi)$ (%)	valor	$\Delta FPT$ (%)	Valor (W)	$\Delta Pf$ (%)	Valor (W)	$\Delta Pt$ (%)
0,7176	0,00	0,714	0,00	89,72	0,00	89,72	0,00
0,7833	9,16	0,779	9,10	90,00	0,31	90,00	0,31
0,7860	9,53	0,782	9,52	90,36	0,71	90,38	0,74
0,7918	10,34	0,768	7,56	90,84	1,25	91,77	2,28

A piora na THDi pode ser melhor entendida através do espectro de corrente da figura 102:

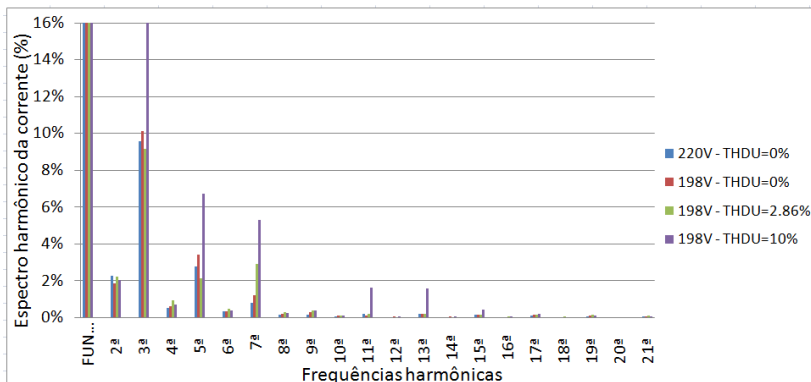


Figura 102 – Zoom do espectro harmônico de corrente para todas as etapas da 3ª seqüência.

Verifica-se que a diminuição da tensão acarreta em visível aumento da 3ª, 5ª e 7ª harmônicas, aumentando-se consequentemente a distorção da corrente.

Quanto à capacidade de refrigeração, o resultado pode ser visto através da figura 103.

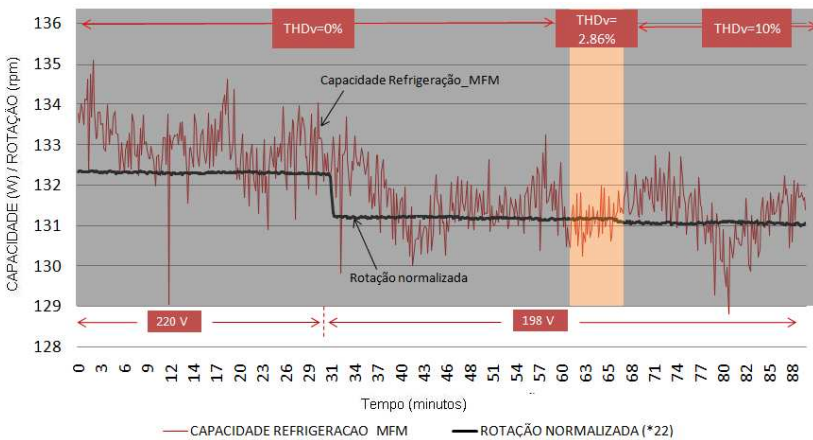


Figura 103 - Resultado da capacidade de refrigeração da 3ª sequência de testes.

Pode-se verificar que uma oscilação de baixa frequência no sinal da capacidade de refrigeração, presente ao longo do teste dificultou uma avaliação mais precisa do comportamento dessa variável.

O coeficiente de performance por sua vez está mostrado na figura 104.

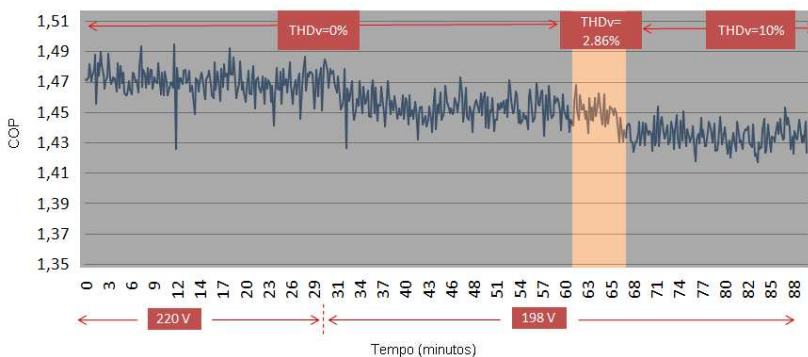


Figura 104 - Resultado do coeficiente de performance para a 3ª sequência de testes.

A tabela 26 apresenta os resultados da sequência para as principais variáveis analisadas.

Tabela 26 - Resultados médios de todas as etapas da 3ª sequência.

3ª SEQUÊNCIA	ETAPAS	TENSÃO (V)	ANÁLISE DOS DADOS MEDIDOS							
			DISTORÇÃO HARMÔNICA		POTÊNCIA - P (WT 230)		CAPACIDADE - CAP (Fluxo Massa)		COP	
			THDv (%)	THDi (%)	VALOR (W)	Δ P (%)	VALOR (W)	Δ CAP (%)	VALOR	Δ (%)
1	220	0.02	9.999	90.4		132.97		1.470		
2	198	0.03	11.000	90.6	0.22	131.63	-1.01	1.454	-1.09	
3	198	2,86	10.030	90.5	0.11	131.14	-1.38	1.450	-1.36	
4	198	10.05	23.020	91.5	1.22	131.30	-1.26	1.435	-2.38	

Também para essa sequência foram verificadas reduções graduais do coeficiente de performance, em decorrência das alterações, comprovando que a qualidade de energia da rede elétrica está diretamente ligado aos resultados finais dos ensaios de desempenho.

#### 4.2.2.4 Resultados com capacitor permanente conectado

Apesar de se ter optado pela realização dos testes com o capacitor permanente desconectado, uma aquisição de tensão e corrente foi feita no oscilógrafo a fim de se ter o perfil de consumo elétrico do compressor submetido a três formas de onda distintas, conforme tabela 27.

Tabela 27 - Resultados das medições das variáveis elétricas, sequência com capacitor permanente conectado.

CONDIÇÕES DE TESTE		TENSÃO				CORRENTE				
		THDv (%)	Tensão fundamental - Vf (V)		Tensão total rms (V)	THDi (%)	Corrente fundamental If (A)		Corrente total rms It (A)	
			Valor (V):	Δ Vf (%)			Valor (A):	Δ If (%)	Valor (A):	Δ It (%)
TENSÃO NOMINAL C/ CAPACITOR	220V THDU=0%	0,021	219,64	0,00	219,64	9,690	0,37808	0,00	0,37984	0,00
	220V TH- DU=1,86%	1,850	219,65	0,005	219,68	11,89	0,37813	0,01	0,38078	0,25
	220V TH- DU=2,86%	2,850	219,58	-0,03	219,67	22,26	0,37624	-0,49	0,38540	1,46

FATOR DE POTÊNCIA				POTÊNCIA CONSUMIDA			
Fator de Deslocamento cos(phi)		Fator de potencia total - FPT		Potência Funda- mental - Pf		Potência Total - Pt	
valor	Δ cos(phi) (%)	valor	Δ FPT (%)	Valor (W)	Δ Pf (%)	Valor (W)	Δ Pt (%)
0,9937	0,00	0,989	0,00	82,52	0,00	82,52	0,00
0,9939	0,02	0,987	-0,20	82,55	0,04	82,59	0,08
0,9935	-0,02	0,969	-2,02	82,08	-0,53	82,45	-0,08



Essa tabela mostra que a distorção de corrente para a forma de onda de tensão 220 V / THD<sub>v</sub>=2,86% aumentou de forma exagerada se comparada com a distorção de corrente da 1ª sequência, onde a mesma condição foi imposta, porém sem conectar o capacitor permanente.

O espectro harmônico da corrente, apresentado na figura 105, mostra que esse aumento da THD<sub>i</sub> ocorreu devido a um grande aumento da 3ª, 5ª e 7ª harmônicas de corrente, sugerindo a ocorrência de uma ressonância localizada próxima a essa faixa de frequência (150 a 350 Hz).

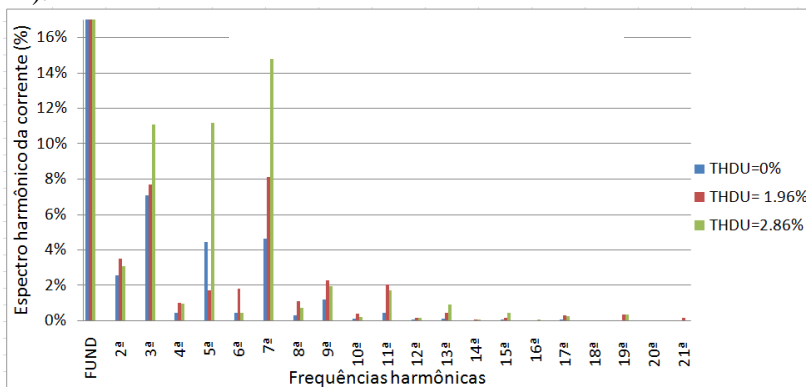


Figura 105 – Zoom do espectro harmônico de corrente para todas as etapas da sequência com capacitor permanente conectado.

Porém, apesar do aumento da corrente eficaz total, verifica-se uma redução na corrente fundamental que pode ter ocorrido, eventualmente, pela ação da sétima harmônica. Essa harmônica tende a reduzir o escorregamento rotórico da máquina pela sua ação positiva, o que provoca a redução da corrente fundamental e diminuição do fator de deslocamento, conforme verificado. Essa é uma possibilidade baseada no alto valor da corrente da sétima harmônica registrada e, conseqüentemente, de seu torque harmônico. De qualquer forma, um estudo mais aprofundado se faz necessário para explicar tais comportamentos.

O fato é que essa diminuição da componente fundamental certamente compensou o aumento de potência devido às componentes harmônicas, uma vez que não houve qualquer aumento no consumo final do motor. De qualquer forma, as componentes harmônicas de potência não foram muito elevadas, mesmo porque as tensões harmônicas mantiveram seus baixos valores (impostas pela fonte), o que pode ser entendido pela equação (2.6).

### 4.3 Conclusão do capítulo

Este capítulo apresentou todos os procedimentos adotados para a realização da parte prática (equipamentos utilizados, limites estabelecidos, análise metrológica das cadeias de medição entre outros). Apresentou também os resultados obtidos nos testes, com uma análise crítica dos mesmos. Os resultados demonstram a viabilidade do método proposto para a redução do tempo de estabilização das variáveis dos ensaios de desempenho, ainda que alguns pontos não tenham sido totalmente testados. Quanto à influência da qualidade de energia elétrica nestes ensaios, vê-se que é possível mensurar o impacto das formas de onda distorcidas no desempenho dos compressores, mesmo para pequenas taxas de distorção de tensão.

No próximo capítulo, conclusões e sugestões de trabalhos futuros serão apresentadas.

## 5 CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS

### 5.1 Conclusões

Neste item estão apresentadas as conclusões, focando os resultados obtidos, a respeito dos dois temas de estudo propostos neste trabalho: aquecimento forçado e influência da qualidade de energia elétrica nos resultados dos ensaios de desempenho de compressores.

#### 5.1.1 Aquecimento forçado do compressor

Com base no que foi proposto como solução técnica para esse tema, pode-se dizer que o objetivo foi alcançado.

A tabela 28 mostra o tempo de aquecimento do compressor em condição natural, ou seja, nas condições nominais de tensão e frequência elétrica da rede, e o tempo para a condição forçada de aquecimento através do método de enfraquecimento de campo. Os modelos dos compressores foram apresentados na tabela 15.

Tabela 28 - Comparativo dos tempos de aquecimento do compressor

<b>MODELO DO COMPRESSOR</b>	<b>Tempo de aquecimento natural</b>	<b>Tempo de aquecimento forçado</b>
<b>H</b>	1 hora e 53 minutos	32 minutos
<b>I</b>	1 hora e 43 minutos	31 minutos

Vale ainda ressaltar que os ensaios foram feitos numa bancada de ensaios de compressores que representa o estado da arte (na qual muitas melhorias já foram implantadas) e o tempo de aquecimento natural foi reduzido consideravelmente, ficando em torno de 1 hora e 45 minutos, e não mais 3 horas, como citado no item 1.1. De qualquer forma, o ganho obtido com o proposto neste trabalho é bastante relevante, sendo de aproximadamente 1 hora 15 minutos na média.

Do ponto de vista econômico, pode-se dizer que a solução encontrada atende perfeitamente às expectativas do trabalho, uma vez que o modelo de fonte requerido para essa aplicação é relativamente simples, sendo necessário apenas que ela possibilite a variação de frequência elétrica. No mercado existem fontes desse tipo, de baixo custo, o que possibilita a aplicação das mesmas. De qualquer forma, a necessidade de utilização dessa fonte não significa acréscimo considerável de custo à BEC, visto que a estrutura do mesmo já contempla uma fonte AC que alimenta o compressor a fim de minimizar os efeitos de distúrbios de

tensão da rede elétrica da concessionária nos resultados dos ensaios (assunto, inclusive, do segundo tema tratado neste trabalho).

Entretanto, os resultados mostraram que, em função da variação da vazão mássica do fluido refrigerante, devido ao valor elevado da frequência, a solução proposta pode provocar um grande distúrbio na estabilização de outras variáveis do sistema, tornando o método “C” (calorímetro a seco) de medição de capacidade de refrigeração mais difícil de ser utilizado. Esse problema não se verifica, por outro lado, para o método “F” (com a utilização do medidor de vazão mássica). Contudo, é importante ressaltar que vários foram os problemas encontrados durante a realização dos testes, em função de a bancada estar em fase de ajuste, conforme item 4.2.1.3, o que coloca em dúvida o real impacto da variação de frequência sobre a estabilidade dos ensaios. Houve ensaios onde mesmo sem acelerar o aquecimento (alimentação nas condições nominais de tensão e frequência) as variáveis não se estabilizaram. Houve também ensaios em que o “transitório” provocado pela variação de frequência foi bastante grande, sendo que em outros foi muito pequeno. Uma rampa de desaceleração lenta não foi efetivamente testada, sendo possível que com isso se reduza consideravelmente esse “transitório”.

Outro método testado neste trabalho, para forçar as perdas elétricas do motor via parâmetros da alimentação elétrica, foi através da injeção de harmônicas, o que não se mostrou viável nesse primeiro momento em função do super aquecimento da bobina em relação aos demais pontos do compressor. Entretanto, esse método poderá ser utilizado caso um sistema de controle adequado seja aplicado para limitar a temperatura da bobina em um patamar bem acima do seu regime permanente durante um certo intervalo de tempo, forçando um aquecimento acelerado dos demais pontos do compressor. Esse controle, desejavelmente inteligente, também deveria fazer a retirada da componente harmônica um certo tempo antes de serem atingidas as temperaturas de regime dos demais pontos, a fim de possibilitar que a temperatura da bobina seja reduzida a ponto de que todo o conjunto se estabilize ao mesmo tempo. Esse sistema de controle está hoje sendo aplicado por outro trabalho de mestrado, que estuda o aquecimento via injeção de componente DC, e que também enfrenta o mesmo problema de superaquecimento da bobina. Tal trabalho ainda se encontra em andamento, mas já apresenta excelentes resultados com a aplicação desse controle. A grande vantagem desse método em relação à variação da frequência (enfraquecimento de campo) é que a sua influência na frequência rotacional do motor é mínima, não apresentando problemas de “transitórios” após o aquecimen-

to. O que se verifica é um aumento pequeno no escorregamento, em função da segunda harmônica ser de sequência negativa.

Apesar dessa possibilidade de utilização da injeção de harmônicas com ajuda do controle, essa solução não se apresenta, em princípio, viável economicamente, uma vez que seria necessária uma fonte especial, como a utilizada nos testes realizados neste trabalho (HP 6812, por exemplo) com recursos suficientes para a geração de formas de onda não senoidal. Essas fontes possuem um custo mais elevado, o que poderia inviabilizar a sua utilização. Outra solução seria projetar e fabricar um hardware próprio de baixo custo, eventualmente em um trabalho futuro, capaz de sintetizar uma forma de onda com a componente fundamental e a segunda harmônica apenas. Um estudo de viabilidade técnico-econômica se faria necessário, nesse caso.

Embora problemas tenham sido detectados, advindos do fato de a bancada ainda não estar operando em condições ótimas, os objetivos traçados foram alcançados. Foi possível comprovar que é viável obter uma significativa redução no tempo demandado por ensaio através do método de enfraquecimento de campo.

### 5.1.2 Influência da qualidade de energia da rede

A partir deste trabalho, pôde-se concluir que uma determinada distorção na forma de onda de tensão não necessariamente provocará um aumento no consumo da potência do motor, sobretudo para valores pequenos de distorção, como nos casos testados, abaixo de 3% de THDv. Mesmo em situações de ressonância, em casos onde estão conectados no enrolamento auxiliar os capacitores permanentes do motor de indução, um aumento considerável na corrente não significa automaticamente um aumento proporcional na potência consumida.

Entretanto, em se tratando de coeficiente de performance do compressor, a redução de seu valor é visível, quando o mesmo se encontra submetido a uma alimentação não senoidal. A principal razão para esse fato está na redução da capacidade de refrigeração devido ao aumento do escorregamento em função da ação frenante de harmônicas de sequência negativa. Na grande maioria dos casos, o sistema elétrico industrial tem a 5ª harmônica como aquela de maior valor entre as demais, à qual pode ser imputada a responsabilidade dessa frenagem de torque e conseqüente aumento do escorregamento.

Conforme esperado, para casos de variação de níveis de tensão, os resultados mostraram que o coeficiente de performance também sofreu reduções em ambos os casos: sobre e sub-tensão. No caso da sub-

tensão, se verifica aumento do consumo de potência e redução da capacidade de refrigeração, reduzindo consideravelmente o desempenho do compressor. Já no caso da sobre-tensão, o aumento da capacidade de refrigeração nem sempre compensa o aumento do consumo, acarretando também piora do desempenho do compressor, como no caso testado neste trabalho. Conclui-se que o aumento da quantidade de potência consumida irá variar de compressor para compressor, visto que isso irá depender do projeto do motor (estado de saturação nas condições nominais), o que irá definir aumento ou redução de corrente sob condições de sobre ou sub-tensão. No caso tratado neste trabalho, coincidentemente o fator de potência do motor “H” testado era de praticamente 0,71 (o que representa o vértice da curva em “V” de corrente da figura 97), significando que tanto o aumento quanto a redução da tensão acarretaram aumentos imediatos da corrente.

No caso de motores menores, que geralmente trabalham mais próximos da região de saturação, uma sobre-tensão pode significar um aumento excessivo do consumo de potência, prejudicando o seu desempenho. Para motores trabalhando com fatores de potência mais elevados, a sobre-tensão passa a não ser uma preocupação efetiva, sobretudo devido ao aumento certo da capacidade de refrigeração. Já com relação à sub-tensão, a situação se inverte, mas com o agravante de ter necessariamente uma redução certa da capacidade de refrigeração, o que torna esse distúrbio mais preocupante do que a sobre-tensão, ratificando o que já havia sido alertado pela empresa parceira no início dos trabalhos.

Com base no descrito, e considerando que o objetivo das bancadas de ensaio de compressores é, sobretudo, avaliar o desempenho dos mesmos, representado pelo coeficiente de performance, conclui-se que a utilização de fontes de alimentação é importante para garantir um maior valor de desempenho dos compressores (considerando que a rede elétrica sempre apresentará um certo nível de distorção de tensão) e, sobretudo, manter a padronização dos resultados, evitando variações desse coeficiente em função das oscilações da rede.

## 5.2 Propostas para trabalhos futuros

### 5.2.1 Aquecimento forçado do compressor

O método proposto não foi testado na bancada de ensaios de compressores da empresa parceira para compressores de pequeno porte, e para compressores em suas diversas condições de carga HBP e em cujos compressores a frequência nominal é 60 Hz, como pode ser visto

no item 4.2.1.3. Portanto, sugere-se que esses testes sejam realizados. Para os compressores de pequeno porte, provavelmente não haverá surpresas nos resultados, se comparados aos outros já realizados, para motores de médio e grande porte. Já para as diversas condições de carga, um problema é crucial no que se refere à quantidade de testes que isso geraria, e de frequências máximas a serem definidas, em função da enorme quantidade de cargas diferentes nas quais os compressores são ensaiados.

Pensando nesse aspecto, foi sugerido, no decorrer deste trabalho, o desenvolvimento de um método de detecção automática da condição de operação ideal de enfraquecimento de campo para cada motor, através da simulação da máquina de indução monofásica a partir de seus parâmetros elétricos que deveriam ser previamente conhecidos e estarem disponíveis em um banco de dados acessível pela bancada de ensaios. Assim, antes de cada ensaio, seria rodado um programa que simularia o motor e automaticamente daria a frequência máxima a ser aplicada no mesmo, garantindo eficácia e segurança na operação. Entretanto essa solução não pode ser implementada pela inexistência desse banco de dados, e pela dificuldade em se criá-lo, conforme informações colhidas junto à empresa líder mundial do mercado de compressores. Dessa forma, sugere-se, por exemplo, que seja desenvolvido um sistema onde, com apenas um “pré-teste” rápido no motor (no momento imediatamente anterior ao início de seu ensaio), se levante os pontos de operação “chaves” do mesmo, como condições de corrente e escorregamento nas condições nominais de alimentação, assim como corrente e escorregamento máximo suportado pelo motor para condições de enfraquecimento de campo ( $S_{max}$ ), na condição de carga em que o mesmo será testado. Com essas informações torna-se possível definir a maior frequência possível de ser aplicada no motor durante o aquecimento forçado, mantendo uma faixa de segurança que impeça que ele atinja sua região de instabilidade.

Através de um procedimento como esse, cada motor seria ensaiado em suas condições ideais de operação com o campo enfraquecido e o tempo de aquecimento poderia inclusive ser menor do que o já conseguido neste trabalho.

Outro aspecto que se destaca é com relação à detecção da temperatura de regime do corpo do compressor na qual a condição forçada deixa de ser aplicada no motor, retomando as condições nominais de alimentação. A forma como foram feitos os testes deste trabalho foi baseada no conhecimento prévio dessa temperatura, uma vez que esse valor é conhecido e disponível em banco de dados acessível da bancada.

Os resultados foram muito bons, não se verificando praticamente nenhum sobre sinal de temperatura do corpo na região de transição entre condição forçada e condição de regime. Entretanto, ensaios de motores novos, ou melhor, motores que ainda não tiveram modelos similares ensaiados, tal informação não está disponível no banco de dados, tornando necessário que um teste anterior seja realizado para o levantamento dessa temperatura. Como esse procedimento não se parece muito interessante do ponto de vista de redução de tempo de realização dos ensaios, visto que um ensaio completo pode durar aproximadamente três horas, sugere-se que seja desenvolvido um método de detecção automática dessa temperatura de regime no próprio ensaio já com as condições forçadas aplicadas no mesmo.

### 5.2.2 Influência da qualidade de energia da rede

Caso se tenha interesse em um aprofundamento nesse tema, como proposta para trabalhos futuros, sugere-se que uma quantidade maior de ensaios seja realizada, com outras formas de onda, de distorções diversas, visto que foram utilizadas, neste trabalho, apenas 2 formas de onda realmente representativas do sistema elétrico industrial, com taxa de distorção dentro do encontrado na média mundial (1,86 e 2,86 %). As distorções de 10% e 32% não representam a realidade das bancadas de ensaio de compressores. Um trabalho de levantamento de dados de distorções pode ser feito diretamente no barramento dessas bancadas, através de medições de formas de onda de tensão em horários e dias diferentes. De posse dessa base de dados, outros testes poderiam ser efetuados e um valor médio de redução do desempenho dos motores poderia ser definido em função do nível de distorção de tensão.

Com relação à variação do nível de tensão (sobre e sub tensões), também sugere-se testes com níveis menos agressivos, sobretudo no caso da sobre-tensão. Pode-se utilizar no caso de 220 V uma tensão de 231 V, por exemplo, que segundo Módulo 8 dos PRODIST – Qualidade da Energia Elétrica (ANEEL, 2008), ainda é considerada adequada para fornecimento. Para efeito de comparação, seria interessante utilizar três compressores com níveis de saturação diferentes: um com fator de potência abaixo de 0,7, outro com fator de potência igual e outro maior que 0,7, em decorrência do explicado no item 3.2.1.

No aspecto metrológico, apesar de comparativamente os resultados apresentados para as medições das grandezas elétricas serem aceitáveis, seria bastante interessante se fossem utilizados equipamentos com incertezas menores para toda a faixa de medição de sinais distorcidos,



valendo-se de um método de avaliação de incertezas mais apropriado, conforme sugerido no apêndice 4, através do método de Pogliano (POGLIANO, 2004), por exemplo.

Como extensão deste trabalho, sugere-se ainda que esses mesmos estudos sejam feitos em câmaras de aplicação ou até mesmo nas próprias bancadas de ensaio de desempenho, mas sob condições de operação normais de um compressor inserido em um refrigerador, ou seja, sem que sejam controladas as pressões de sucção e descarga do mesmo. O objetivo dessas análises seria quantificar os efeitos da qualidade de energia da rede elétrica no desempenho dos compressores no consumidor final, onde os mesmos estão sujeitos a todo tipo de distúrbios. Esse trabalho seria de grande utilidade no sentido de se poder quantificar o desperdício de energia em função da não qualidade da energia elétrica, podendo inclusive gerar uma análise econômica dessas perdas para o consumidor e para a sociedade em geral, considerando a grande demanda de energia elétrica para alimentação de cargas de refrigeração no Brasil e no mundo. Em função dos resultados encontrados, ações poderiam ser propostas para mitigar esses efeitos.



## REFERÊNCIAS

A.FERRERO; MUSCAS, C. **On the Selection of the “Best” Test Waveform for Calibrating Electrical Instruments under Nonsinusoidal Conditions.**, IEEE TRANSACTIONS ON INSTRUMENTATION AND MEASUREMENTS , Milano-Italy, set. 1999.

AGILENT, **The Fundamentals of Signal Analysis. Application Note 243**, 4.ed. USA: Agilent Technologies, Inc., jun/2000.

AGILENT, **3458A Multimeter - User Guide**, 4.ed, USA: Agilent Technologies, Inc., 2000.

AGILENT, **User Guide - Agilent 54621A/22A/24A/41A/42A Oscilloscopes and Agilent 54621D/22D/41D/42D Mixed-Signal Oscilloscopes**. Colorado-USA: Agilent, 2002.

AGILENT, **User’s Guide - AC Power Solutions Agilent Models 6811B, 6812B, and 6813B**. 4. ed. Malaysia: Agilent Technologies, Inc., 2004.

ANEEL, **Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no Sistema Elétrico Nacional – PRODIST – Módulo 8 Qualidade de energia**. 1 ed. Brasília: Ministério de Minas e Energia, 2008. 53 p.

ARRIALAGA, J.; BRADLEY, D. A.; BODGER, P. S. **Power System Harmonics**. New Delhi: John Wiley & Sons, 1985.

ASHRAE. **Methods of testing for rating positive displacement refrigerant compressors and condensing units**. ANSI/ASHRAE 23, 1993. Atlanta, 1993, 12 p.

ATAÍDE, E. J. L. D. S.; COSTA, M. S. **Análise Experimental de compressão de refrigeração**, 2005. 81 F. Projeto de graduação - Universidade de Brasília. Brasília, 2005.

BARBOSA, F. Q. **Redução das incertezas nas medições de grandezas elétricas em uma bancada de ensaios de desempenho de compressores**. 2006. 190 p. Dissertação (Mestrado em Metrologia

Científica e Industrial)- Labmetro, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, Outubro 2006.

CEFET-SC, **Ciclo de refrigeração por compressão**, Disponível em: < [http://wiki.sj.cefetsc.edu.br/wiki/images/2/2e/Ciclo\\_refrigera%c3%a7%c3%a3o2.swf](http://wiki.sj.cefetsc.edu.br/wiki/images/2/2e/Ciclo_refrigera%c3%a7%c3%a3o2.swf) >., 2008, WIKI CEFET, Florianópolis. Acesso em: 20 Abril 2010.

CORAL, R. **Diretrizes para estabelecimento de um método de avaliação da conformidade de equipamentos de medição de grandezas elétricas**, 2004. 104 p. Dissertação (Metrado em Metrologia Científica e Industrial)- Labmetro, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, Outubro 2004.

COSTA, M. S. et al. **Análise Comparativa dos Distúrbios na Energia Elétrica Causados por Consumidores Residenciais, Comerciais e Industriais**. In: VII CBQEE - CONFERÊNCIA BRASILEIRA SOBRE QUALIDADE DE ENERGIA ELÉTRICA, São Paulo/SP, 2007.

COSTA, P. M. A. **Grandezas periódicas não sinusoidais**. Disponível em: < [www.estv.ipv.pt/PaginasPessoais/vasco/harmonicos.ppt](http://www.estv.ipv.pt/PaginasPessoais/vasco/harmonicos.ppt) > , 1999, Escola Superior de Tecnologia de Viseu, Viseu, Acesso em: 30/03/2009

DEL TORO, V. **Fundamentos de Máquinas Elétricas**. 1999. ed. [S.l.]:

EMBRACO. **Soluções para refrigeração - Linha de Produtos**. 3 ed. Joinville: Embraco, março 2008.

FITZGERALD, A. E.; KINGSLEY, C. J.; UMANS, S. D. **Máquinas Elétricas Com Introdução à Eletrônica de potência**. Porto Alegre: Artmed, 2008.

FUCHS, E. F. et al. **Measurements of Harmonic Losses of Pole Transformers and Single Phase Induction Motors**. IEEE TRANSACTION ON INDUSTRY APPLICATION, Denver, v. 0-7803, out.1994.

GALHARDO, M. A. B, PINHO J. T., **Avaliação da qualidade de energia fornecida por sistemas renováveis isolados de pequeno porte**. AGRENER GD 2004 - 5º ENCONTRO DE ENERGIA NO MEIO RURAL E GERAÇÃO DISTRIBUÍDA, Campinas: Unicamp,

2004.

GALHARDO, M. A. B, **Estudo da influência mútua de harmônicos e cargas não-lineares em sistemas de energia elétrica**, 2002. 121 p. Dissertação de Mestrado submetida à Universidade Federal do Pará – UFPA, Belém, 2002.

GOVERNMENT OF INDIA, M. O. P. C. E. **The Indian Electricity Rules, 1956 (as amended up to 25 th NOV., 2000)**. Disponível em <[http://www.powermin.nic.in/acts\\_notification/pdf/ier1956.pdf](http://www.powermin.nic.in/acts_notification/pdf/ier1956.pdf)>, New Delhi, 1956. Acesso em 13 Outubro 2009

GRANDI, A. L. Z.; CARNEIRO, J. R. V. **Caracterização das Distorções Harmônicas de Tensão em Circuitos Secundários de Baixa Tensão**, In: VIII CBQEE - CONFERÊNCIA BRASILEIRA SOBRE QUALIDADE DE ENERGIA ELÉTRICA, Blumenau/SC, 2009.

IEC 61000-3-4 - **Electromagnetic Compatibility (EMC) Part 3-4 Limits - Limitation of emission of harmonic currents in low voltage power supply systems in for equipment with rated current greter than 16 A**. 1ª. ed. Geneva: IEC, 1998.

IEC 61000-3-2 - **Electromagnetic Compatibility - EMC Part 3-2 Limits: Limits for harmonic current emissions (equipment input current smaller than 16 A per phase)**. 2.1. ed. Geneva: IEC, 2001.

IEEE 519 - **Recommended practices and requirements for harmonic control in electrical power systems.**, New York – USA: IEEE, 1992.

ISO. **Testing of refrigerant compressors**. ISO 917 2.ed. Geneve, 1989.

ISO. **Guia para a expressão da incerteza de medição - GUM**. 3.ed., 1993.

HORN, J. **Offset Error & Gain Error Correlation Issues with ATS 4000**. Lynium L.L.C., Disponível em: <[www.lynium.com/ats4k04b.pdf](http://www.lynium.com/ats4k04b.pdf)>, 2000, Lynium L.L.C., Tucson, Acesso em Julho/2009.

JANNUZZI, G. M.; CARMEIS, D. W. **Os efeitos das diversidades de tensões de distribuição no setor residencial brasileiro. Estudo do refrigerador doméstico.** Disponível em: <<http://www.fem.unicamp.br/~jannuzzi/documents/Cobemrefri.pdf>> , 2005, Faculdade de Engenharia Elétrica da UNICAMP, Campinas. Acesso em 21 Setembro 2009.

JOFFILY, L. D. A. L.; PIMENTA, J. M. D. Avaliação de desempenho e simulação de compressores de refrigeração por meio de um ciclo superaquecido alternativo. In: - SIMPÓSIO DE POS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA. **16º POSMEC Universidade Federal de Uberlândia.** Uberlândia: FEMEC/UFU, 2006.

KASSICKI, E. V. **Harmônicas em sistemas industriais de baixa tensão.** Florianópolis: UFSC, 2008.

KRAUSE, P. C.; WASYNCZUK, O.; SUDHOFF, S. D. **Analisis of Electric Machinery and Drive Systems.** Piscataway: IEEE PRESS POWER ENGINEERING SERIES, 2002.

KYRIAZIS, G. A. **Estimação Bayesiana de Componentes Harmônicas usando voltímetros digitais com amostragem assíncrona.** 2005. 265 p. Tese de Doutorado submetida à Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 1999.

LEÃO, R. P. S.; BRITO, C. M. C. **Desempenho de um Motor de Indução Trifásico Submetido a Distorções Harmônicas na Tensão de Alimentação** In: SIMPÓSIO BRASILEIRO DE SISTEMAS ELÉTRICOS-SBSE, 2006, Campina Grande, julho, 2006.

LIN, D. et al. **Harmonic Losses of Single-Phase Induction Motors under Nonsinusoidal Voltages.** IEEE TRANSACTIONS ON ENERGY CONVERSION, v. 11, Portland, June 1996.

LOCCIA, N. et al. **A Numerical Approach to the Evaluation of Uncertainty in Nonconventional Measurements on Power Systems.** IEEE INSTRUMENTATION AND MEASUREMENT, TECHNOLOGY CONFERENCE, Budapest, May 2001.

MARQUES, G. **Máquinas de indução monofásicas,** Disponível em: <[http://www.estv.ipv.pt/PaginasPessoais/vasco/textos/SEE\\_-](http://www.estv.ipv.pt/PaginasPessoais/vasco/textos/SEE_-)

\_Maquinas\_de\_inducao\_monofasicas.pdf >, 2005, Escola Superior de Tecnologia de Viseu, Viseu, Acesso em 20/04/2009

MAXIM, I. P. **The ABCs of ADCs: Understanding How ADC Errors Affect System Performance. Application Note 748** - Maxim Integrated Products, April 2001. Disponível em: <<http://pdfserv.maxim-ic.com/en/an/AN748.pdf>>, Acesso em 03/05/2009.

PABLA, A. S. **Electric Power Distribution**. 5. ed. New Delhi: McGraw-Hill, 2004.

PACHECO, A. L. S. **Desenvolvimento de sistema para medir resistência de enrolamento em motores de compressores energizados**, 2007. 180 p. Dissertação (Mestrado em Metrologia Científica e Industrial)- Labmetro, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2007.

PADILHA, R. V. **Servocontrole de velocidade aplicado a motores de indução monofásicos sem sensores mecânicos**. 2008. 115 p. Dissertação de mestrado submetida à Universidade Federal de Santa Maria, Santa Maria/RS, 2008.

PANKAJ, K. S.; LANDA, A. H. **Derating of Induction Motors Due to Waveform Distortion**. IEEE TRANSACTIONS ON INDUSTRY APPLICATIONS, San Diego, v. 26, n<sup>o</sup>6, nov. 1990.

PETROVIC, S. A. B. **Proposta de arquitetura do sistema de automação aplicado a ensaios de desempenho compressores herméticos de refrigeração**, 2007, 115 P. Dissertação (Mestrado em Metrologia Científica e Industrial)- Labmetro, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, Abril 2007.

PILLAY, P.; HOFMANN, . P.; MANYAGE, M. **Derating of Induction Motors Operating With a Combination of Unbalanced Voltages and Over or Undervoltages**. IEEE TRANSACTIONS ON ENERGY CONVERSION, NY/USA, v. 17, mar. 2002

PIRES, I. A. **Caracterização de harmônicos causados por equipamentos eletro-eletrônicos residenciais e comerciais no sistema de distribuição de energia elétrica**, 2006. 173 p. Dissertação de mestrado submetida à PPGEE - UFMG, Universidade Federal de Minas

Gerais, Belo Horizonte, 2006.

POGLIANO, U. **Evaluation of the Uncertainty in the Measurement of Distorted Power by means of the IEN Sampling System.** In: INSTRUMENTATION AND MEASUREMENT TECHNOLOGY CONFERENCE (IMTC), 2004, Como, Italy. IEEE, 2004.

POGLIANO, U. **Traceability of electrical quantities obtained by sampling.**, Torino/Italy, ELSEVIER LTD., August 2009.

POLETO, E. L. **Aprimoramento de uma bancada de ensaios de desempenho de compressores herméticos visando reduzir incertezas de medição**, 2006. 107 p. Dissertação (Mestrado em Metrologia Científica e Industrial)- Labmetro, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2006.

PORKHIAL, S.; KHASTOO, B.; MODARRES RAZAVI, M.R.; **Transient characteristic of reciprocating compressors**, In: Elsevier Science Ltd, Applied Thermal Engineering 22 (2002) 1391–1402, Iran, 2002.

PRAYAS, **Electricity supply monitoring initiative (ESMI), Prayas (Energy Group) Pune, India.** Disponível em <[http://www.prayas-pune.org/peg/publications/about\\_electricity\\_supply\\_monitoring\\_initiative\\_088A01.pdf](http://www.prayas-pune.org/peg/publications/about_electricity_supply_monitoring_initiative_088A01.pdf)>. PRAYAS, 2007. Acesso em: 09 Março 2010.

RAMALHETE, M. P.; SIMONETTI, D. S. L. **Aspectos de Qualidade de Energia Elétrica e Eficiência Energética em Motores de Indução Trifásicos.** In: VIII CBQEE - CONFERÊNCIA BRASILEIRA SOBRE QUALIDADE DE ENERGIA ELÉTRICA, Blumenau/SC, 2009.

RÉGIO GOMES, A. **Análise comparativa de mecanismos de compressão para aplicação em refrigeração doméstica**, 2006. 136 f. Dissertação submetida ao departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis, 2006.

ROCHA, S. S. **ELE046 Qualidade da energia elétrica.** Notas de aula disponível em: <<http://www.cpdee.ufmg.br/~selenios/qualidadeg.htm>>, Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG), Belo Horizonte, Agosto 2009. Acesso em: 20 Outubro 2009.



SCUSSEL, J. N. **Propostas de ações para reduzir o tempo demandado por ensaio de desempenho de compressores herméticos**, 2006. 152 p. Dissertação (Metrado em Metrologia Científica e Industrial)- Labmetro, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2006.

SARAIVA FILHO, . F. D. C.; DUARTE, . S. X.; GOLDENBERG, C. **Desenvolvimento de Transdutor de Corrente : Espelho de Corrente**. In: VII CBQEE - CONFERÊNCIA BRASILEIRA SOBRE QUALIDADE DE ENERGIA ELÉTRICA, São Paulo/SP, 2007

STENBAKKEN, G. N. **A Wideband sampling wattmeter**. IEEE TRANSACTION ON POWER APPARATUS AND SYSTEMS, Washington, v. PAS-103, October, 1984..

STOECKER, W. F.; SAIZ JABARDO, J. M. **Refrigeração industrial**. 2. ed. São Paulo: Edgard Blücher Ltda, 2002.

SVENSSON, S. **Power measurement techniques for non-sinusoidal conditions**, 1999. 159 p. Tese de Doutorado submetida ao Chalmers University of Technology, Göteborg ((Sweden), 1999.

YACAMINI, R. **Power system harmonics - Part 3, Problems caused by distorted supplies**. POWER ENGINEERING JOURNAL , Department of Engineering University of Aberdeen, King's College Aberdeen, UK: IEE, October 1995.

YOKOGAWA, E. C. **WT210/WT230 Digital Power Meter User's Manual**. 1. ed. Yokogawa, 2002.

YOKOGAWA, E. C. **User Manual - DL750/DL750P - ScopeCorder**. 4.ed. Yokogawa, 2009.



## APÊNDICES

### APÊNDICE 1 – EQUAÇÕES DO MOTOR DO COMPRESSOR

$$\begin{bmatrix} V_{qs}^s \\ V_{ds}^s \\ V_{qr}^s \\ V_{dr}^s \\ T_L \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} rs & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & rs & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{N_s \omega_r}{N_s \omega_b} xm_s & r_r' & \frac{N_s \omega_r}{N_s \omega_b} x_R & 0 \\ \frac{N_s \omega_r}{N_s \omega_b} xm_s & 0 & \frac{N_s \omega_r}{N_s \omega_b} x_r' & r_r' & 0 \\ P \frac{N_s}{N_s} \frac{xm_s}{2\omega_b} id_r & 0 & -P \frac{N_s}{N_s} \frac{xm_s}{2\omega_b} id_s & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{qs} \\ i_{ds} \\ i_{qr} \\ i_{dr} \\ \omega_r \end{bmatrix} +$$

$$\begin{bmatrix} \frac{x_s}{\omega_b} & 0 & \frac{xm_s}{\omega_b} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{x_s}{\omega_b} & 0 & \frac{xm_s}{\omega_b} & 0 \\ \frac{xm_s}{\omega_b} & 0 & \frac{x_r'}{\omega_b} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{xm_s}{\omega_b} & 0 & \frac{x_R'}{\omega_b} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{-2J}{P} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{i}_{qs} \\ \dot{i}_{ds} \\ \dot{i}_{qr} \\ \dot{i}_{dr} \\ \dot{\omega}_r \end{bmatrix}$$

onde:

- $V_{qs}^s$ ,  $V_{ds}^s$  : tensões do estator dos eixos de quadratura e direto, respectivamente, no sistema de referência estacionário;
- $i_{qs}^s$  e  $i_{ds}^s$  : correntes do estator dos eixos de quadratura e direto, respectivamente, no sistema de referência estacionário;
- $V_{qr}^s$ ,  $V_{dr}^s$ , tensões do rotor dos eixos de quadratura e direto, respectivamente, no sistema de referência estacionário, refletidas para o estator;
- $i_{qr}^s$  e  $i_{dr}^s$  correntes do rotor dos eixos de quadratura e direto, respectivamente, no sistema de referência estacionário, refletidas para o estator;
- $x_s$  : soma das reatâncias de dispersão e magnetização do enrolamento principal e auxiliar do estator, respectivamente (conforme equação (2.12));
- $x_s$  : soma das reatâncias de dispersão e magnetização do enrolamento auxiliar do estator (conforme equação (2.12));
- $xm_s$  e  $xm_s$  são as reatâncias de magnetização do enrolamento

principal e auxiliar respectivamente;

-  $x_r'$ : soma das reatâncias de dispersão e magnetização do enrolamento principal do rotor, respectivamente (conforme equação (2.13)), refletidas para o estator;

-  $x_R'$ : soma das reatâncias de dispersão e magnetização do enrolamento auxiliar do rotor (conforme equação (2.13)), refletidas para o estator;

-  $\omega_b$ : frequência elétrica rotacional (rad/s).

## APÊNDICE 2 – DADOS DE CALIBRAÇÃO DOS TERMOPARES

A tabela 29 apresenta os resultados das medições feitas na calibração dos termopares tipo T dos compressores utilizados no trabalho.

Tabela 29 - Pontos medidos na calibração dos termopares tipo T

TEMP. MEDIDAS (°C)	TERMOPAR INÍCIO (mV)		TERMOPAR DO MEIO ( mV)		TERMOPAR DO FIM (mV)		MÉDIAS E DISPERSÃO	
	Tensão	D.Padrao	Tensão	D.Padrao	Tensão	D.Padrao	Média termopares	D.padrão termopares
15	0,5873	0,0001	0,5874	0,0003	0,5862	0,0003	0,5873	0,0007
20	0,7900	0,0003	0,7886	0,0005	0,7870	0,0005	0,7886	0,0015
30	1,1928	0,0004	1,1949	0,0003	1,1939	0,0003	1,1939	0,0010
40	1,6064	0,0001	1,6071	0,0002	1,6055	0,0002	1,6064	0,0008
50	2,0290	0,0002	2,0303	0,0002	2,0283	0,0002	2,0290	0,0010
60	2,4641	0,0017	2,4682	0,0003	2,4630	0,0003	2,4641	0,0027
70	2,9071	0,0005	2,9082	0,0006	2,9023	0,0006	2,9071	0,0031
80	3,3566	0,0002	3,3591	0,0009	3,3491	0,0009	3,3566	0,0052
90	3,8252	0,0015	3,8259	0,0017	3,8249	0,0017	3,8252	0,0005
100	4,2828	0,0020	4,2797	0,0018	4,2821	0,0018	4,2821	0,0016
110	4,7384	0,0016	4,7347	0,0009	4,7338	0,0009	4,7347	0,0025
125	5,4689	0,0014	5,4661	0,0012	5,4691	0,0012	5,4689	0,0017
<b>Maximo (mV) =</b>		0,0020		0,0018		0,0018		

Os dados de tensão apresentados para cada termopar corresponde à média dos 4 ciclos medidos para cada ponto.

Verifica-se que a dispersão entre os termopares é bastante pequena, justificando a utilização de apenas uma curva de resposta representando o conjunto, conforme figura 106. Entretanto, dentre todos os valores medidos, a maior dispersão de tensão obtida foi para o termopar do início do rolo, para a temperatura de 100 °C (0.0020). Esse valor foi, portanto, usado para representar o desvio padrão do conjunto, por se tratar do pior caso.

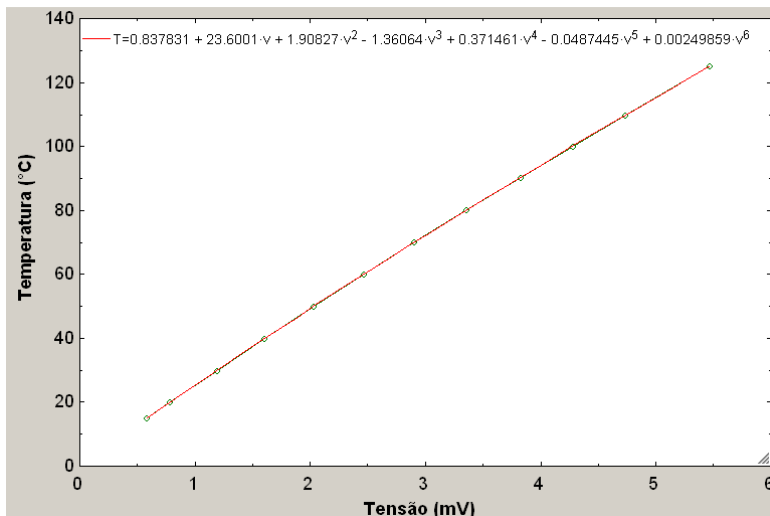


Figura 106 – Característica de resposta inversa dos termopares tipo T

Através de um ajuste polinomial, chegou-se à equação (1), onde  $T$  corresponde aos valores das temperaturas em °C e “ $V$ ” aos valores da tensão em mV. Através dessa equação pode-se calcular a incerteza padrão da temperatura em °C, utilizando derivadas parciais e assim obtendo o coeficiente de sensibilidade do polinômio (equações (2) e (3)), como segue:

$$T(V) = 0.00249859V^6 - 0.0487445V^5 + 0.371461V^4 - 1.36064V^3 + 1.90827V^2 + 23.6001V^1 + 0.837831 \quad (1)$$

$$u(T) = \frac{dT}{dV} * u(V) \quad (2)$$

$$u(T) = (0.0149915V^5 \pm 0.2437225V^4 + 1.485844V^3 - 4.08192V^2 + 3.81654V^1 + 23.6001) * u(V) \quad (3)$$

A partir da equação (3) extraiu-se o valor da incerteza padrão do termômetro, considerando os valores correspondem ao ponto de maior dispersão da tabela 29 (100 °C no termopar do início). O valor encontrado foi de 0,042 °C.

A tabela 30 apresenta o balanço final de calibração do termopar, considerando todas as demais fontes de incertezas conhecidas, chegando

a um valor total de incerteza expandida de 0,1317 °C (0.13 °C) para os termopares.

Tabela 30 - Balanço de incertezas - Calibração dos termopares

BALANÇO DE INCERTEZAS CALIBRAÇÃO TERMOPARES						
Processo de medição:	Calibração do Termopares tipo T				Unidade:	°C
fontes de incertezas		efeitos sistemáticos	efeitos aleatórios			
símbolo	descrição	correção	distribuição	u	v	
Re	Repetitividade natural		normal	0,0422	3	
$u_{te}$	Incerteza Termômetro Padrão		retangular	0,0011	$\infty$	
$u_{ind}$	Incerteza Indicador Digital Padrão		retangular	0,0175	$\infty$	
$Res_{ind}$	Resolução Indicador Digital Padrão		retangular	0,0002	$\infty$	
uc	incerteza combinada		normal	0,0610		
U	incerteza expandida		normal	<b>0,1317</b>		
<b>t-Student (95%):</b>	2,16					
<b>Grau de liberdade efetivo:</b>	13,02					

### APÊNDICE 3 – SIMULAÇÕES DO MOTOR DO COMPRESSOR

Foram feitas simulações de 5 segundos para todas as sequências:

1ª SEQUÊNCIA: Tensão nominal e distorção de tensão

Essa sequência foi composta das etapas apresentadas na tabela 31, cujos resultados estão apresentados nas figuras 107 a 111.

Tabela 31 - 1ª sequência de testes - tensão nominal + distorções

ETAPAS DE ALIMENTAÇÃO - TENSÃO NOMINAL	TEMPO (s)
220 V senoidal	0 a 2
220 V senoidal + 1ª forma de onda (THD <sub>v</sub> =1,86%)	2 a 3
220 V senoidal + 2ª forma de onda (THD <sub>v</sub> =2,86%)	3 a 4
220 V senoidal + 3ª forma de onda (THD <sub>v</sub> =10%)	4 a 4.5
220 V senoidal + 4ª forma de onda (THD <sub>v</sub> =31%)	4.5 a 5

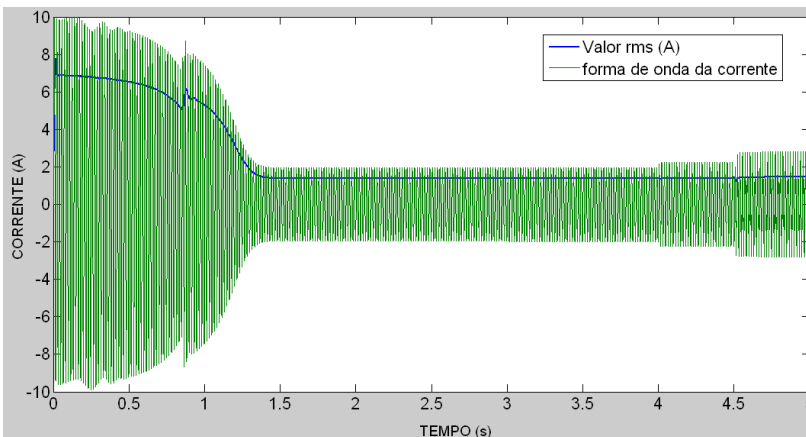


Figura 107 - Corrente estática enrolamento principal da primeira sequência de testes.



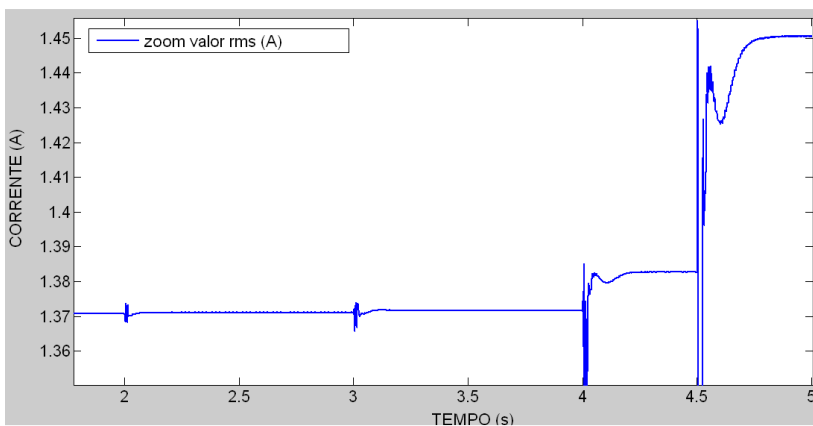


Figura 108 - Zoom do valor *rms* da corrente estatórica do enrolamento principal da primeira sequência de testes.

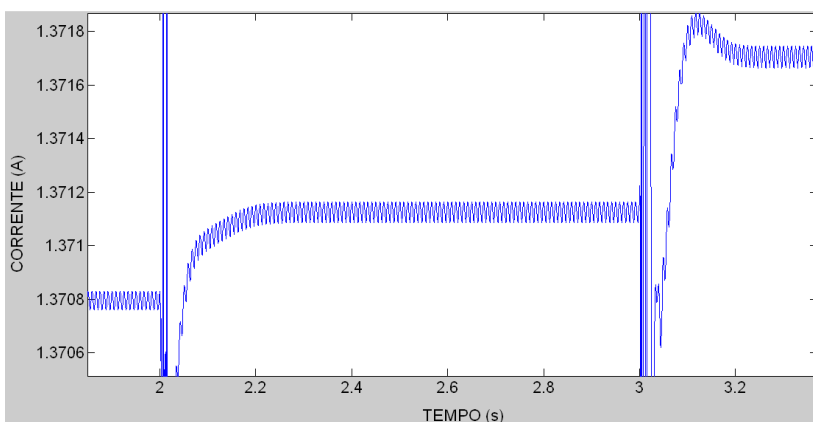


Figura 109 - Zoom do valor *rms* da corrente estatórica do enrolamento principal, para as duas primeiras etapas da primeira sequência de testes.

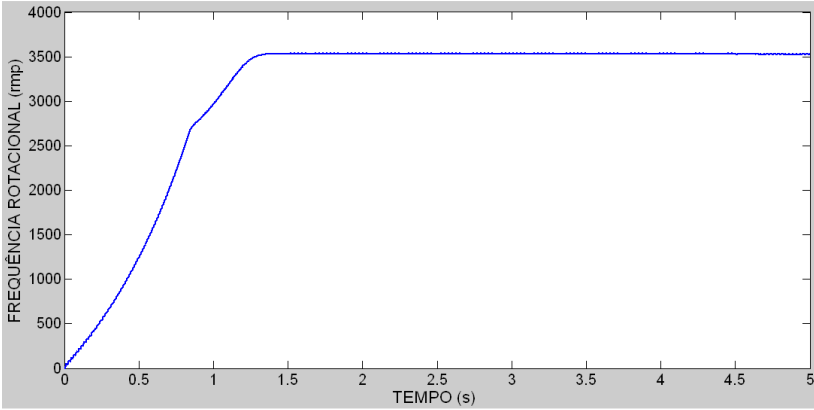


Figura 110 - Frequência rotacional do motor da primeira sequência de testes.

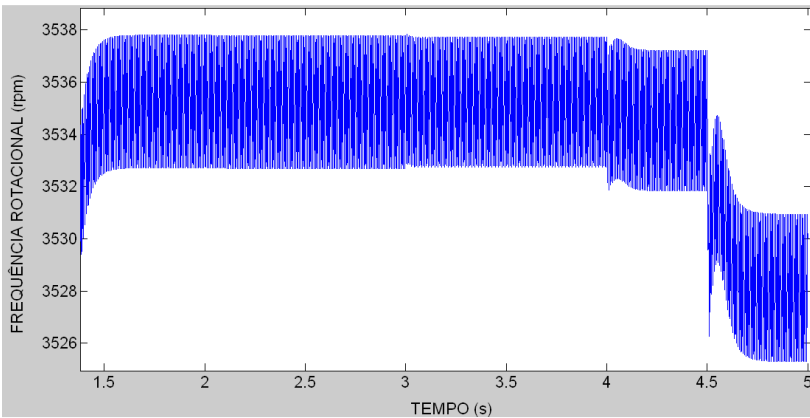


Figura 111 – Zoom da frequência rotacional do motor da primeira sequência de testes.

## 2ª SEQUÊNCIA: Sobre-tensão e distorção de tensão

Essa sequência foi composta nas etapas apresentadas na tabela 32, cujos resultados estão apresentados nas figuras 112 a 114.

Tabela 32 - 2ª sequência de testes - Sobre-tensão + distorções

ETAPAS DE ALIMENTAÇÃO – SOBRE-TENSÃO	TEMPO (s)
220 V senoidal	0 a 2
254 V senoidal	2 a 3
254 V senoidal + 2ª forma de onda (THD <sub>v</sub> =2,86%)	3 a 4
254 V senoidal + 3ª forma de onda (THD <sub>v</sub> =10%)	4 a 5

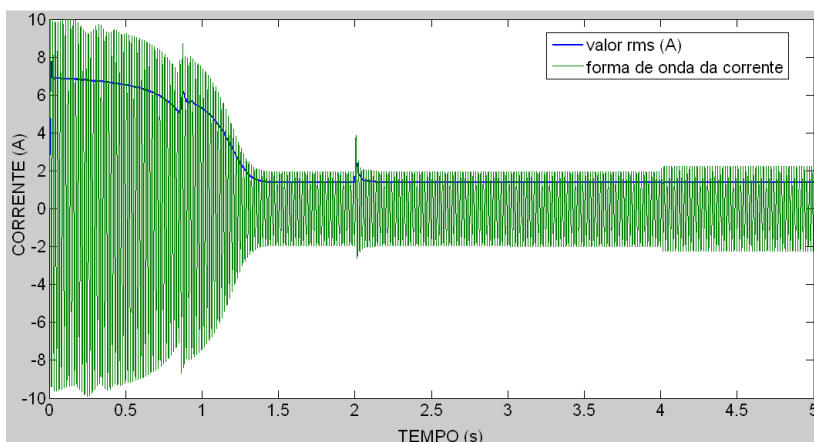


Figura 112 - Corrente estática do enrolamento da segunda sequência de testes.

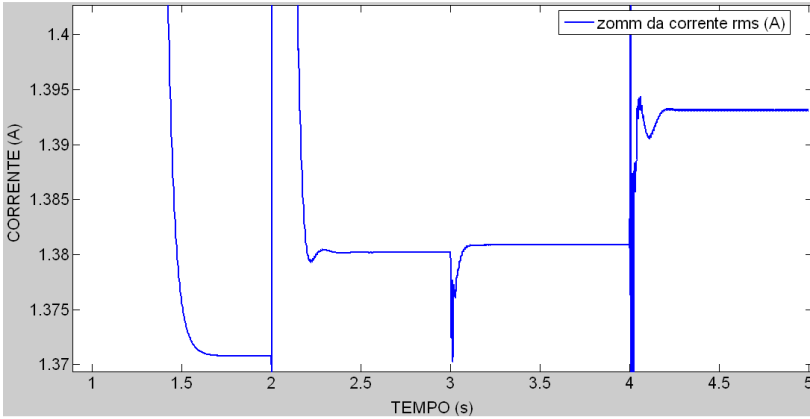


Figura 113 - Zoom da corrente estática enrolamento principal da segunda sequência de testes.

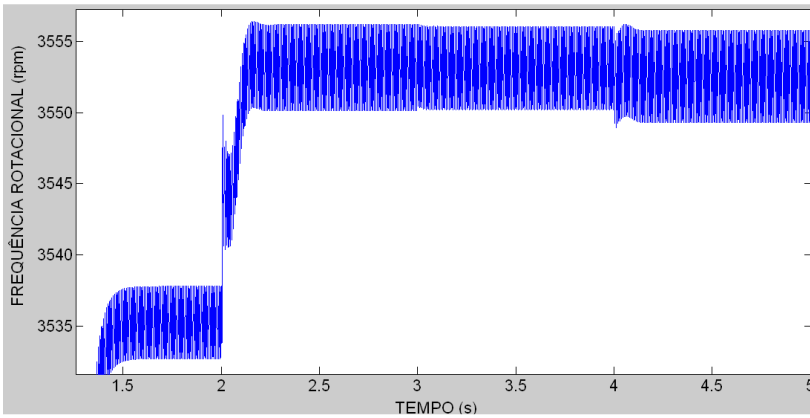


Figura 114 – Zoom da frequência rotacional do motor da segunda sequência de testes.

### 3ª SEQUÊNCIA: Sub-tensão e distorção

Essa sequência foi composta nas etapas apresentadas na tabela 33 cujos resultados estão apresentados nas figuras 115 a 117.

Tabela 33 - 3ª sequência de testes - Sub-tensão + distorções

<b>ETAPAS DE ALIMENTAÇÃO – SUB-TENSÃO</b>	<b>TEMPO (s)</b>
220 V senoidal	0 a 2
198 V senoidal	2 a 3
198 V senoidal + 2ª forma de onda (THD <sub>v</sub> =2,86%)	3 a 4
198 V senoidal + 3ª forma de onda (THD <sub>v</sub> =10%)	4 a 5

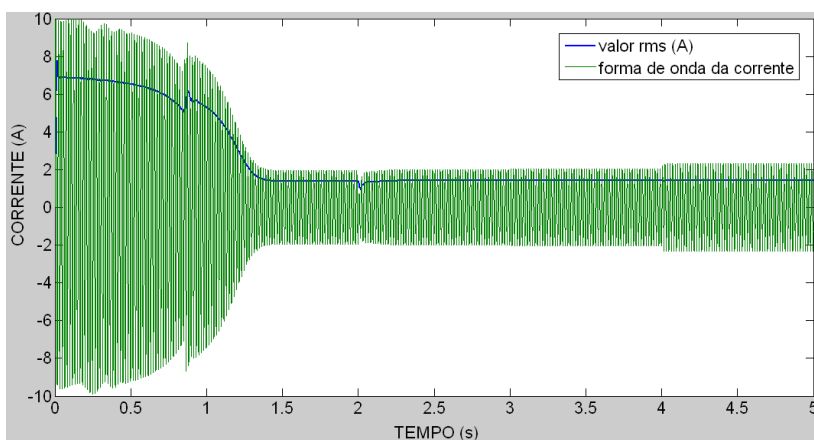


Figura 115 - Corrente estatística enrolamento principal da terceira sequência de testes.

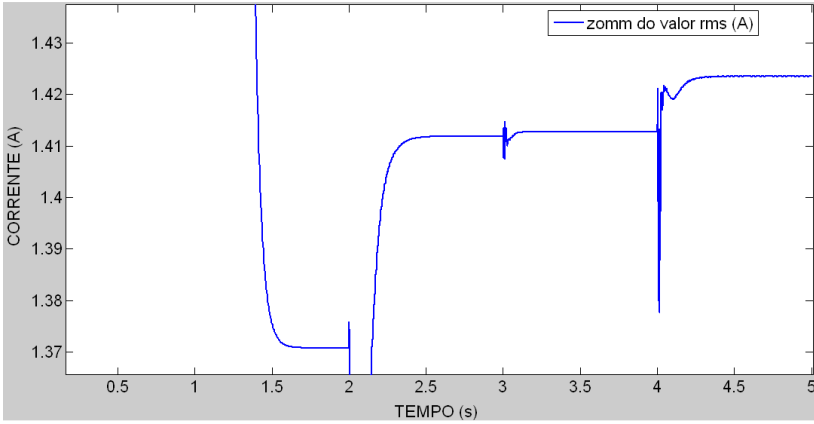


Figura 116 - Zoom do valor *rms* da corrente estática enrolamento principal da terceira sequência de testes.

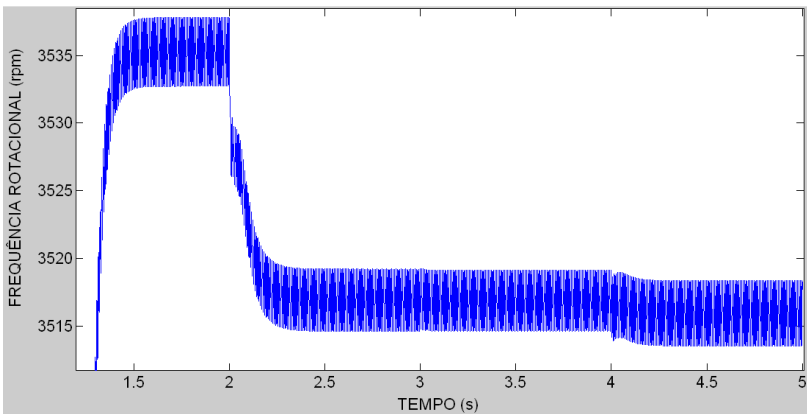


Figura 117 – Zoom da frequência rotacional do motor da terceira sequência de testes.

## APÊNDICE 4 – RESULTADOS DA AVALIZAÇÃO DE INCERTEZAS

### 1. INCERTEZAS NA MEDIÇÃO DO CONSUMO ELÉTRICO:

#### 1.1 – Cadeia de medição com watímetro WT 230:

Tabela 34 - Incertezas de medição 1ª sequência WT 230

1ª SEQUÊNCIA (TENSÃO NOMINAL)								
ETAPAS	TENSÃO (V)	THDU (%)	FAIXA MEDIÇÃO (VA)	S (VA)	$\theta$ (RAD)	P (W)	uP (W)	u <sub>r</sub> P (%)
1	220	0,02	300	126,0	0,771	90,50	1,07	1,19
2	220	1,85	300	126,0	0,774	90,50	1,08	1,19
3	220	2,87	300	126,0	0,765	90,50	1,07	1,18
4	220	10,05	300	127,0	0,794	91,60	1,09	1,19
5	220	32,50	300	132,9	0,840	94,10	1,15	1,22

Tabela 35 - Incertezas de medição 2ª sequência WT 230

2ª SEQUÊNCIA (SOBRETENSÃO)								
ETAPAS	TENSÃO (V)	THDU (%)	FM (W)	S (VA)	$\theta$ (RAD)	P (W)	uP (W)	u <sub>r</sub> P (%)
1	220	0,02	300	126,0	0,772	90,3	1,07	1,19
2	254	0,02	300	153,0	0,914	93,1	1,28	1,37
3	254	2,86	300	153,0	0,917	93,1	1,28	1,37
4	254	10,05	300	156,0	0,930	94,3	1,31	1,39

Tabela 36 - Incertezas de medição 3ª sequência WT 230

3ª SEQUÊNCIA (SUBTENSÃO)								
ETAPAS	TENSÃO (V)	THDU (%)	FM (W)	S (VA)	$\theta$ (RAD)	P (W)	uP (W)	u <sub>r</sub> P (%)
1	220	0,02	300	126,0	0,775	90,3	1,07	1,19
2	198	0,03	300	116,2	0,678	90,6	1,00	1,11
3	198	2,86	300	116,2	0,674	90,5	1,00	1,11
4	198	10,05	300	118,5	0,696	91,5	1,02	1,11

## 1.2 – Cadeia de medição com oscilógrafo DL 750:

Tabela 37 - Incertezas de medição 1ª sequência DL 750

1ª SEQUÊNCIA (TENSÃO NOMINAL)									
ETAPAS	TENSÃO (V)	THDU (%)	SHUNT	DL 750				u <sub>r</sub> (%)	u <sub>r</sub> P (%) total
				FAIXA DE MEDIÇÃO		u <sub>r</sub> (%)	u <sub>r</sub> V (%)		
				CORRENTE (V)	TENSÃO (V)				
1	220	0,02	0,06	1	1000	0,87	1,14	0,93	2,07
2	220	1,85	0,06	1	1000	0,87	1,14	0,93	2,07
3	220	2,87	0,06	1	1000	0,87	1,14	0,93	2,07
4	220	10,05	0,06	1	1000	0,85	1,14	0,91	2,05
5	220	32,50	0,06	1	1000	0,82	1,14	0,88	2,02

Tabela 38 - Incertezas de medição 2ª sequência DL 750

2ª SEQUÊNCIA (SOBRETENSÃO)									
ETAPAS	TENSÃO (V)	THDU (%)	SHUNT	DL 750				u <sub>r</sub> (%)	u <sub>r</sub> P (%) total
				FAIXA DE MEDIÇÃO		u <sub>r</sub> (%)	u <sub>r</sub> V (%)		
				CORRENTE (V)	TENSÃO (V)				
1	220	0,02	0,06	1	1000	0,87	1,14	0,93	2,07
2	254	0,02	0,06	1	1000	0,83	0,99	0,89	1,88
3	254	2,86	0,06	1	1000	0,83	0,99	0,89	1,88
4	254	10,05	0,06	1	1000	0,82	0,99	0,88	1,86

Tabela 39 - Incertezas de medição 3ª sequência DL 750

3ª SEQUÊNCIA (SUBTENSÃO)									
ETAPAS	TENSÃO (V)	THDU (%)	SHUNT	DL 750				u <sub>r</sub> (%)	u <sub>r</sub> P (%) total
				FAIXA DE MEDIÇÃO		u <sub>r</sub> (%)	u <sub>r</sub> V (%)		
				CORRENTE (V)	TENSÃO (V)				
1	220	0,02	0,06	1	1000	0,87	1,14	0,93	2,07
2	198	0,03	0,06	1	1000	0,85	1,27	0,91	2,18
3	198	2,86	0,06	1	1000	0,85	1,27	0,91	2,18
4	198	10,05	0,06	1	1000	0,84	1,27	0,90	2,16

Tabela 40 - Incertezas de medição com capacitor permanente DL 750

SEQUÊNCIA TENSÃO NOMINAL COM CAPACITOR									
ETAPAS	TENSÃO (V)	THDU (%)	SHUNT	DL 750				u <sub>r</sub> (%)	u <sub>r</sub> P (%) total
				FAIXA DE MEDIÇÃO		u <sub>r</sub> (%)	u <sub>r</sub> V (%)		
				CORRENTE (V)	TENSÃO (V)				
1	220	0,02	0,06	1	1000	1,32	1,14	1,38	2,51
2	220	1,85	0,06	1	1000	1,31	1,14	1,37	2,51
3	220	2,85	0,06	1	1000	1,30	1,14	1,36	2,50



### 1.3 – Caso HIPOTÉTICO – Cadeia de medição com multímetro HP 3458 A:

Seguindo os passos de POGLIANO (2004), apresentado em linhas gerais em 2.5.4 como uma alternativa para se avaliar incertezas através do método de amostragem assíncrona, foi feita uma simulação a fim de se ter uma idéia da ordem de grandeza da incerteza utilizando-se tal equipamento. Utilizaram-se as amostras obtidas na medição com o DL 750, mas os dados de incerteza do multímetro digital HP 3458 A. Ressalta-se a importância desse multímetro nos dias de hoje para esse tipo de experimento, comprovada pelo grande número de trabalhos de excelência que o utilizam nos experimentos em todo o mundo.

Considerando as condições e faixas de medição utilizadas neste trabalho, obteve-se do catálogo do fabricante (AGILENT, 2000) o seguinte modelo de incertezas:

$$u = u_v \cdot V_S + u_R \cdot V_R + u_{add} \cdot V_S + u_{ns} \cdot V_R$$

onde:

$u_v$ = incerteza relativa ao valor da amostra;

$u_R$ = incerteza relativa à faixa de medição;

$u_{add}$ = erro adicional de ganho relativo ao valor da amostra, devido à janela de medição inferior a 100 ciclos da rede;

$u_{ns}$ = erro adicional de ruído relativo à faixa de medição, devido à janela de medição inferior a 100 ciclos da rede;

Assim como no trabalho de (POGLIANO, 2004), assumiu-se uma forte correlação entre os dois primeiros termos das incertezas das amostras do modelo de incertezas assumido, e nenhuma correlação com os dois últimos termos, resultando na seguinte matriz de covariância  $C_s$ :

$$v\hat{a}r(s) \rightarrow [C_s]_{i,j} = [(u_v + u_{add}) \cdot V_{si} + (u_R + u_{ns}) \cdot V_R]^2 \quad \therefore \quad i = j$$

$$c\hat{o}v(s_i, s_j) \rightarrow [C_s]_{i,j} = (u_v \cdot V_{si} + u_R \cdot V_R)(u_v \cdot V_{sj} + u_R \cdot V_R) \quad \therefore \quad i \neq j$$

$$[C_s] = \begin{bmatrix} v\hat{a}r(s_1) & c\hat{o}v(s_1, s_2) & c\hat{o}v(s_1, s_3) & \dots & c\hat{o}v(s_1, s_N) \\ c\hat{o}v(s_2, s_1) & v\hat{a}r(s_2) & c\hat{o}v(s_2, s_3) & \dots & c\hat{o}v(s_2, s_N) \\ c\hat{o}v(s_3, s_1) & c\hat{o}v(s_3, s_2) & v\hat{a}r(s_3) & \dots & c\hat{o}v(s_3, s_N) \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ c\hat{o}v(s_N, s_1) & c\hat{o}v(s_N, s_2) & c\hat{o}v(s_N, s_3) & \dots & v\hat{a}r(s_N) \end{bmatrix}$$

Dessa forma, de posse dos valores de incertezas dados em catálogo e considerando a utilização do mesmo *shunt* utilizado na cadeia de medição do DL750, um programa em Matlab foi desenvolvido para a realização dos cálculos, que resultaram nos valores apresentados na tabela 41:

Dados de incertezas:

$N = 4000$ ;

$u_v = 1,5e-6$ ;

$u_R = 0,3e-6$ ;

$u_{add} = 0,2e-6$ ;

$u_{ns} = 0,4e-6$ ;

Tabela 41 - Resultados de incerteza 1ª sequência simulação caso hipotético

1ª SEQUÊNCIA (TENSÃO NOMINAL)									
ETAPAS	TENSÃO (V)	THDU (%)	SHUNT	HP 3458 A				$u_{i,l}$ (ppm)	$u_{i,P}$ (ppm) total
			$u_{i,l}$ (ppm)	FAIXA DE MEDIÇÃO		$u_{i,l}$ (ppm)	$u_{i,v}$ (ppm)		
				CORRENTE (V)	TENSÃO (V)				
1	220	0,02	600	1	1000	6,52	11,01	606,52	617,54
2	220	1,85	600	1	1000	6,52	11,01	606,52	617,54
3	220	2,87	600	1	1000	6,43	11,02	606,43	617,45
4	220	10,05	600	1	1000	6,72	11,01	606,72	617,74
5	220	32,50	600	1	1000	7,09	11,02	607,09	618,11

Verifica-se que os resultados das incertezas da potência em todas as etapas são praticamente decorrentes da incerteza do *shunt*, visto que as incertezas do HP 3458 são muito inferiores e, portanto, insignificantes frente ao valor final de incerteza.

## 2. INCERTEZAS NA MEDIÇÃO DO COEFICIENTE DE PERFORMANCE - COP

O Coeficiente de Performance (COP) é a razão entre potência consumida e capacidade de refrigeração. O cálculo da incerteza de medição, utilizando o método tradicional (ISO, 1993), é feito como segue:

$$\frac{u^2(\text{COP})}{\text{COP}^2} = \left( \frac{u(\text{P})}{\text{P}_{\text{medido}}} \right)^2 + \left( \frac{u(\text{CAP})}{\text{CAP}_{\text{medido}}} \right)^2$$

onde:

COP : coeficiente de performance do compressor;

P : potência consumida.

CAP : capacidade de refrigeração do compressor;

A comparação da incerteza do COP para cada etapa das sequências de teste realizadas pode ser vista nas tabelas 42 a 44.

Tabela 42 - Comparativo incerteza de medição do COP 1ª sequência

ETAPAS	1ª SEQUÊNCIA (TENSÃO NOMINAL) - AVALIAÇÃO DE INCERTEZA DO COP										
	DISTORÇÃO		WT 230			DL 750			HP 3458 (HIPOTETICO)		
	TENSÃO (V)	THDU (%)	uP(%)	uCAP(%)	uCOP (%)	uP(%)	uCAP(%)	uCOP (%)	uP(%)	uCAP(%)	uCOP (%)
1	220,00	0,02	1,19	0,43	1,26	2,07	0,43	2,11	0,06	0,43	0,43
2	220,00	1,85	1,19	0,43	1,26	2,07	0,43	2,11	0,06	0,43	0,43
3	220,00	2,87	1,18	0,43	1,26	2,07	0,43	2,11	0,06	0,43	0,43
4	220,00	10,05	1,19	0,43	1,27	2,05	0,43	2,10	0,06	0,43	0,43
5	220,00	32,50	1,22	0,43	1,29	2,02	0,43	2,06	0,06	0,43	0,43

Tabela 43 - Comparativo incerteza de medição do COP 2ª sequência

ETAPAS	2ª SEQUÊNCIA (SOBRETENSÃO) - AVALIAÇÃO DE INCERTEZA DO COP								
	DISTORÇÃO		WT 230			DL 750			
	TENSÃO (V)	THDU (%)	uP(%)	uCAP(%)	uCOP (%)	uP(%)	uCAP(%)	uCOP (%)	uCOP (%)
1	220,00	0,02	1,19	0,43	1,26	2,07	0,43	2,11	
2	254,00	0,02	1,37	0,43	1,44	1,88	0,43	1,93	
3	254,00	2,87	1,37	0,43	1,44	1,88	0,43	1,93	
4	254,00	10,05	1,39	0,43	1,45	1,86	0,43	1,91	

Tabela 44 - Comparativo incerteza de medição do COP 3ª sequência

ETAPAS	3ª SEQUÊNCIA (SUBTENSÃO) - AVALIAÇÃO DE INCERTEZA DO COP							
	DISTORÇÃO		WT 230			DL 750		
	TENSÃO	THDU	uP(%)	uCAP(%)	uCOP (%)	uP(%)	uCAP(%)	uCOP
1	220,00	0,02	1,19	0,43	1,27	2,07	0,43	2,12
2	198,00	0,02	1,11	0,43	1,19	2,18	0,43	2,22
3	198,00	2,87	1,11	0,43	1,19	2,18	0,43	2,22
4	198,00	10,05	1,11	0,43	1,19	2,16	0,43	2,20