

OMAR DOS SANTOS ROSA

INVESTIGAÇÃO SOBRE ASPECTOS DE USO
ENERGÉTICO NOS PROCESSOS DE SOLDAGEM A
RESISTÊNCIA POR PONTO PARA AS VERSÕES
CORRENTE ALTERNADA (CA) E CORRENTE
CONTÍNUA A MÉDIA FREQUÊNCIA (MFDC)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
2013

OMAR DOS SANTOS ROSA

INVESTIGAÇÃO SOBRE ASPECTOS DE USO ENERGÉTICO NOS
PROCESSOS DE SOLDAGEM A RESISTÊNCIA POR PONTO PARA
AS VERSÕES CORRENTE ALTERNADA (CA) E CORRENTE
CONTÍNUA A MÉDIA FREQUÊNCIA (MFDC)

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para a obtenção do título de **DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA**.

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Louriel Oliveira Vilarinho

UBERLÂNDIA – MG
2013

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

- R788i Rosa, Omar dos Santos, 1967-
2013 Investigação sobre aspectos de uso energético nos processos de soldagem a resistência por ponto para as versões corrente alternada (CA) e corrente contínua a média frequência (MFDC) / Omar dos Santos Rosa. -- 2013.
185 f. : il.
- Orientador: Louriel Oliveira Vilarinho.
Tese (doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
Inclui bibliografia.
1. Engenharia Mecânica - Teses. 2. Soldagem - Teses. 3. Maquinas - Soldagem - Teses. I. Rosa, Omar dos Santos. II. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

CDU: 621.01

OMAR DOS SANTOS ROSA

INVESTIGAÇÃO SOBRE ASPECTOS DE USO ENERGÉTICO NOS PROCESSOS DE SOLDAGEM A RESISTÊNCIA POR PONTO PARA AS VERSÕES CORRENTE ALTERNADA (CA) E CORRENTE CONTÍNUA A MÉDIA FREQUÊNCIA (MFDC)

Tese _____ pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia.

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Louriel Oliveira Vilarinho - UFU – Orientador

Prof. Dr.

Prof. Dr.

Prof. Dr.

Prof. Dr.

Uberlândia, fevereiro de 2013

À Ludmilla, esposa e companheira, pelo incentivo, atenção e paciência que sempre atenuaram os obstáculos dos momentos difíceis.

Aos meus filhos Henrique, Júlia e Gabriel pelo carinho e motivação.

Aos meus pais Ovídio e Derita, meus exemplos de vida.

AGRADECIMENTOS

A Deus pelo dom da vida.

Ao meu orientador Prof. Dr. Louriel Oliveira Vilarinho pela amizade, paciência, atenção e apoio durante o processo de definição e orientação, que muito me ensinou, contribuindo para o meu crescimento como ser humano.

A todos os professores, em especial ao Prof. Dr. João Batista Vieira Junior pela amizade e contribuição de forma importante para o desenvolvimento deste trabalho, ao Prof. Dr. Américo Scotti pelo encorajamento e pela motivação.

À Universidade Federal de Uberlândia e à Faculdade de Engenharia Mecânica pela oportunidade de realizar este Curso.

A minha família pelo apoio incondicional e pela presença sempre constante minha vida.

Aos amigos do Laprosolda, José, Diandro, José Francisco, Vitor e demais amigos que fizeram do tempo em que estive na Pós-graduação um período de aprendizagem e amizade.

Aos amigos da republica Ezio, Eider, Ricardo, Ghunter pelo companheirismo e amizade.

A CAPES (Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior) pelo apoio financeiro para a realização desta pesquisa.

Obrigado!

ROSA, O. S. **Investigação Sobre Aspectos de Uso Energético nos Processos de Soldagem a Resistência Por Ponto Para as Versões Corrente Alternada (CA) e Corrente Contínua a Média Frequência (MFDC)**. 2013. 185 f. Tese, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia/MG, Brasil.

RESUMO

As máquinas de soldagem a resistência por ponto (Resistance Spot Welding – RSW) são amplamente utilizadas pelas indústrias automobilísticas. Encontra-se disponível no mercado nas versões corrente alternada (CA) e corrente contínua a média frequência (MFDC). Na literatura técnica é possível encontrar estudos comparativos entre tais máquinas tendo como referência botão de solda, geometria do ponto, sua resistência mecânica e sua formação em chapas de aços revestidos e não revestidos. Entretanto, ainda resta estabelecer um comparativo entre as máquinas CA e MFDC do ponto de vista do uso energético das mesmas. Desta forma, o objetivo deste trabalho é realizar um estudo sobre a eficiência energética das máquinas CA e MFDC, dividindo em três partes de atuação. A primeira contempla o desenvolvimento de um modelo matemático para cada máquina. Em seguida, ambos os modelos são validados por meio de um planejamento fatorial 3^k , onde os fatores são a corrente e espessura da chapa. As respostas observadas foram o efeito na corrente do primário, que comparada com a corrente simulada validou os modelos matemáticos. A terceira fase trata da análise do rendimento, através de um planejamento composto central (PCC), onde os fatores foram o tempo, a força, a corrente e a espessura da chapa, e como resposta adotou-se os parâmetros rendimento elétrico e diâmetro do botão de solda. É possível concluir que a máquina CA apresentou melhor rendimento em relação à máquina MFDC, tendo como principal efeito as máquinas de soldagem a resistência por pontos.

Palavras Chave: Soldagem por Resistência a Pontos. Eficiência, Máquina Média Frequência Corrente Contínua, Máquina Corrente Alternada.

ROSA, O. S. **Investigation on the Aspects of Energy Use in Resistance Spot Welding Processes for Alternating Current (AC) and Medium-Frequency Direct Current (MFDC) Versions.** 2013. 185 f. Thesis, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia/MG, Brasil.

Abstract

The resistance spot welding machines (RSW) are widely used by automobile industries. They are commercially available in two versions: alternating current (AC) and medium-frequency direct current (MFDC). In technical literature, it is possible to find comparative studies were with reference to button weld, spot geometry, mechanical strength and its formation in coated and uncoated steel plates. However, comparison between these machines, under the point of view of its energy use, still lacks. Thus, the aim of this work is to conduct a study on the energy efficiency of both AC and MFDC machines, splitting into three phases. The first one is the development of a mathematical model for each machine. Secondly, the two developed models were validated by using a factorial design 3^k , where the selected factors were welding current and plate thickness. The observed responses were the effect on the primary current, which compared with the simulated current validated the mathematical models. The third phase deals with the analysis of the electrical efficiency by using a central composite design (PCC), where the factors were time, power, current and plate thickness, and observed responses were the energy efficiency and the weld button diameter. It is possible to conclude that the AC machine showed better performance compared to the MFDC machine, whose main purpose machines for resistance welding points.

Keywords: Resistance Welding Points. Efficiency, Machine Medium Frequency Direct Current. Alternating Current Machine.

Lista de Símbolos

α – Ângulo de disparo do SCR

α_1 - Valor do nível codificado

β – Ângulo de extinção

$\emptyset$ - Diâmetro mínimo do botão de solda para rompimento [mm]

η – Rendimento [%]

θ – Ângulo de fase da carga

ξ - Nível codificado das variáveis independentes

$v_{a(\omega t)}$ – Tensão instantânea da fase a [Volts]

$v_{b(\omega t)}$ - Tensão instantânea da fase b [Volts]

$v_{c(\omega t)}$ - Tensão instantânea da fase c [Volts]

a – relação de transformação

A - seção transversal do enrolamento da bobina de Rogowski

A_v – ganho

C – capacitância [F]

CA – Corrente alternada

CC – Corrente contínua

d – Diâmetro de solda [mm]

D – Potência de distorção [W]

E_1 – Tensão do enrolamento primário [Volts]

E_2 – Tensão do enrolamento secundário [Volts]

E_3 – Tensão do enrolamento secundário [Volts]

f – Frequência [Hz]

f_c – Frequência de corte

f_L - frequência limite de trabalho

FP – Fator de potência

H – Calor gerado [Joules]

h - Valor eficaz das harmônicas de ordem 1, 2,....., n

i - Corrente de saída da fonte em [Amperes]

I – Intensidade de corrente elétrica [Amperes]

I'_1 – Corrente refletida ao primário [Amperes]

I_1 – Corrente do primário [Amperes]

i_1 – Corrente instantânea da rede [Amperes]

I_2 – Corrente do secundário [Amperes]

I_{SCR} – Corrente eficaz de saída dos SCR's [Amperes]

$IGBT$ - Transistores de alta potência (insulated gate bibolar transistors)

I_m – Corrente de magnetização [Amperes]

$I_{medioSCR}$ – Corrente média no SCR [Amperes]

$I_{pmáx}$ – máxima corrente no primário do sensor hall de tensão

I_{sc} - Corrente fornecida pelo amperímetro [Amperes]

I_{SN} – máxima corrente na saída do sensor, segundo a relação de transformação k

I_{SP} – máxima corrente na saída do sensor, segundo a relação de transformação k_N

k – relação de transformação do sensor

k_1 -Coeficiente de queda de tensão (%/kVA x 100 m)

L – Distancia [metros]

L_{eH} - Indutância equivalente do lado de alta tensão [H]

M - coeficiente de indutância mútua

$MFDC$ – Média frequência em corrente contínua

PCC - planejamento composto central

P_{ent} – Potência de entrada [W]

$P_{saída}$ – Potência de saída [W]

P_{sc} - Potência fornecida pelo wattímetro [W]

q – Fator de qualidade da indutância

$QT_{trafo} (\%)$ - Queda de tensão no transformador devido a máquina de solda;

r - raio da bobina de Rogowski

R – Resistência elétrica [Ohms]

R'_2 – Resistência do primário refletida ao secundário [Ohms]

R'_2 - Resistência refletidas ao lado primário [Ohms]

R_1 - Resistência de aquecimento do eletrodo

R_1 - Resistência do lado primário [Ohms]

R_2 - Resistência de aquecimento da pinça

R_2 - Resistência do lado secundário [Ohms]

R_3 – Resistência do secundário [Ohms]

R_4 - Resistência de aquecimento da pinça

R_5 - Resistência de aquecimento eletrodo

R_c - Resistência de perdas no núcleo [Ohms]

R_{eH} - Resistência equivalente calculada do lado de alta tensão [Ohms]

R_{eq} – Resistência equivalente [Ohms]

R_M – Resistor de medida em Ω

R_M .- Resistência do resistor de medida

S – Potência aparente [VA]

SCR – Retificador controlado de silício

S_{cc} Potência de curto-circuito da máquina de solda;

S_{nom} Potência nominal da máquina de solda.

t – Tempo de passagem da corrente [segundos]

TC – Transformador de corrente

TDH – Taxa de distorção harmônica

TDH_f – Taxa de distorção harmônica global

TDH_r – Grau de distorção harmônica total em relação a componente fundamental

TP – Transformador de potencial

V – Tensão eficaz [Volts]

V'_1 – Tensão do secundário refletida ao primário [Volts]

V_1 – Tensão do primário [Volts]

V_2 – Tensão do secundário [Volts]

V_{aq} – máxima tensão desejada no terminal M

V_{aq} – máxima tensão desejada no terminal M

V_{dc} – Tensão sobre o capacitor de alisagem [Volts]

v_{fonte} – Tensão instantânea da fonte [Volts]

V_M – Tensão de medida em [Volts]

V_m – Tensão máxima eficaz [Volts]

$V_{máx}$ – máxima leitura de tensão [Volts]

V_{sc} - Tensão aplicada e ajustada de tal forma a se obter a corrente nominal I_{sc} do transformador

X'_2 – Reatância do primário refletida ao secundário [Ohms]

X'_2 - Reatância refletidas ao lado primário [Ohms]

X_1 - Reatância do lado primário [Ohms]

X_2 - Reatância do lado secundário [Ohms]

X_3 – Reatância do secundário [Ohms]

X_{eH} - Reatância equivalente do lado de alta tensão [Ohms]

X_{eq} – Reatância equivalente [Ohms]

X_m – Reatância de magnetização [Ohms]

Y - função resposta do modelo de regressão

Z'_1 – Impedância do secundário refletido ao primário [Ohms]

Z'_L – Impedância da carga refletida ao primário [Ohms]

Z_1 – Impedância do primário [Ohms]

Z_2 – Impedância do secundário [Ohms]

Z_{eH} - Impedância equivalente do lado de alta tensão [Ohms]

Z_L – Impedância da carga [Ohms]

$Z(\%)$ - Impedância porcentual do transformador de distribuição

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS	v
RESUMO	vi
Abstract	vii
Lista de Símbolos	viii
CAPÍTULO I	1
INTRODUÇÃO	1
CAPÍTULO II	5
REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1 – Geração de calor no processo de soldagem a resistência por ponto.....	7
2.2 – Parâmetros do processo de soldagem a resistência por ponto.....	8
2.2.1 – Corrente de soldagem.....	8
2.2.2 – Força aplicada pelos eletrodos	9
2.2.3 – Tempo de soldagem	10
2.3 – Máquinas de soldagem a resistência por pontos	11
2.3.1 – Transformadores de soldagem a resistência por ponto.....	11
2.3.2 – Máquina de solda CA.....	13
2.3.3 - Máquina trifásica corrente continua CC no secundário	14
2.3.4 – Máquinas de soldagem a média frequência (MFDC).....	15
2.4 – Comparação entre máquinas de soldagem CA e MFDC.....	18
2.5 – Modelos para máquinas de soldagem a resistência por ponto.....	22
2.6 – Rendimento de transformadores.....	23
2.7 – Efeitos ocasionados pelas máquinas de soldagem a resistência por ponto.....	23
2.7.1 – Taxa de distorção harmônica total - TDH	24
2.7.1.1 – Efeitos em transformadores.....	27
2.7.1.2 – Efeitos em capacitores.....	27
2.7.2 - Flutuações rápidas de tensão.....	28
2.8 – Avaliação do botão de solda.....	31
2.8.1 – Aparência visual ou inspeção visual	32
2.8.2 – Teste arrancamento	33
2.8.3 – Medição dos diâmetros dos botões de solda.....	35
CAPÍTULO III	39

METODOLOGIA	39
3.1 – Visão geral.....	39
3.2 – Equipamentos e instrumentação	41
3.2.1 – Transformador de alimentação das máquinas de solda a resistência por ponto	41
3.2.2 - Máquinas de soldagem por resistência a pontos	41
3.2.3 – Sensores de efeito hall	43
3.2.4 – Bobina de Rogowski.....	48
3.2.5 – Sistema de aquisição de dados.....	57
3.2.6 – Método de levantamento dos parâmetros do transformador.....	58
3.3 – Calibração.....	61
3.3.1 – Força de soldagem	61
3.3.2 – Corrente de soldagem	65
3.4 – Material de soldagem.....	67
3.4.1 – Teste de arracamento	68
3.4.2 – Medição dos diâmetros dos botões de solda	69
3.5 – Procedimento experimental para validação do modelo matemático das máquinas	69
3.6 – Procedimento experimental para analogia da eficiência energética das máquinas de soldas CA e MFDC.....	71
CAPÍTULO IV	77
MODELAGEM DAS MÁQUINAS DE SOLDAGEM A RESISTÊNCIA POR PONTO	77
4.1 – Introdução.....	77
4.2 – Modelagem da Máquina de Soldagem a Resistência por Ponto CA	78
4.3 – Modelamento da Máquina de Solda a Resistência por Ponto a Média Frequência em Corrente Contínua (MFDC)	89
4.4 – Modelamento via Máquina Virtual.....	108
CAPÍTULO V	115
VALIDAÇÃO DA MODELAGEM MATEMÁTICA	115
5.1 – Validação do modelo matemático da máquina CA	115
5.2 – Validação do modelo matemático da máquina MFDC.....	120
5.3 – Considerações finais	125
CAPÍTULO VI.....	127
ANÁLISE DOS RESULTADOS.....	127
6.1 – Avaliação elétrica	127
6.1.1 – Taxa de distorção harmônica (TDH)	128

6.1.2 – Flutuação de tensão	135
6.1.3 – Fator de potência	135
6.1.4 – Eficiência energética ou rendimento	136
6.2 – Avaliação mecânica.....	139
6.3 – Avaliação estatística.....	141
6.3.1 – Resultado do rendimento.....	142
6.3.2 – Resultado do diâmetro do botão de solda.....	149
6.4 – Análise dos resultados.....	156
6.5 – Considerações finais.....	158
CAPÍTULO VII.....	159
CONCLUSÕES.....	159
CAPÍTULO VIII	161
PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS.....	161
CAPÍTULO IX	163
REFERÊNCIAS BLIOGRÁFICAS	163
ANEXO 1	169
ANEXO 2	171
ANEXO 3	173
ANEXO 4	177
ANEXO 5	179
ANEXO 6	181
ANEXO 7	185

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Os investimentos da indústria automobilística entre os anos de 2010 e 2012 foram de US\$ 11,2 bilhões, para desenvolvimento de novos produtos, plataformas, processo tecnológico de produção, ampliação de capacidade e eliminação de gargalos, partindo da necessidade de aumento da competitividade na indústria automobilística brasileira (TENDÊNCIAS E MERCADO, 2010).

De acordo com o anuário da Anfavea (2012), os resultados de mercado e de produção automotiva em 2011, confirmam a marcha positiva ininterrupta da indústria automobilística nos últimos anos. De fato, pois entre 2002 e 2011 o mercado automobilístico cresceu 145% com média anual superior a 10%, enquanto a produção, embora em ritmo menor que o das vendas internas, expandiu-se 109% no período, média de 8,6% ao ano. As perspectivas, no que se refere ao comportamento do mercado, revelam potencial de crescimento também nos próximos anos, com o Brasil podendo vir a consumir 6 milhões de veículos/ano em futuro de médio e longo prazos. A indústria automobilística prepara-se para esse futuro, com novos e importantes investimentos em novas fabricas, em aumento da capacidade de produção, em processos e produtos e em tecnologias e inovação. E neste processo novos materiais vêm sendo utilizados para construção de automóveis. O processo de soldagem a resistência por ponto é recebido com bom senso pelos usuários e fabricantes dos sistemas de produção. Avanços em tecnológicas nos equipamentos já existentes, assim como o desenvolvimento em novas formas de operação e de controle, visando baixar o consumo e custos dos investimentos

são efetivados se tornando mais competitivos. Com equipamentos mais operacionais, versáteis, capazes de soldar tipos diferentes de chapas, e de forma que se possa montar um processo com menores probabilidades de falhas, influenciando até na imagem da marca perante o mercado (SANTOS, MAINIER, 2006). Evitar que estas falhas aconteçam, baseiam-se na norma ISO 9001-5.7.2 (2000), que estabelece a soldagem como um procedimento especial, e para garantir os requisitos mínimos de qualidade e segurança, deve satisfazer um conjunto de variáveis e condições necessárias para a execução de uma solda conforme exigências do projeto e estas são submetidas a testes de qualificações de acordo com as normas vigentes.

De acordo com Toolsystem (2004), o processo de soldagem a resistência por ponto já não esta mais restrita ao pátio industrial automobilístico, mas várias oficinas de reparo também já implantaram em suas instalações estes equipamentos. Para abastecer as indústrias no mercado têm-se como opção de trabalho os equipamentos em Corrente Alternada (CA) ou em Corrente Contínua a Média Frequência (MFDC). De acordo com Procobre (2001), equipamentos que levam na sua estrutura física elementos de eletrônica de potência como ocorrem com as máquinas de soldagem a resistência por pontos podem gerar flutuações, cintilações e harmônicas. Estas têm origem em cargas que apresentam variações rápidas no seu funcionamento, as quais se traduzem em queda de tensão na rede (flutuações) ao longo do tempo, enquanto que, a cintilação pode ser notada pela sensação visual de que a luminosidade está variando no tempo. Podem ser produzidos quatro tipos de perturbações elétricas básicas em um sinal de tensão ou corrente em uma instalação elétrica:

- Perturbações na amplitude da tensão;
- Perturbação na frequência do sinal;
- Desequilíbrios de tensão ou corrente em sistemas trifásicos;
- Perturbações na forma de onda do sinal.

Estes aspectos elétricos também fazem parte do comportamento destas máquinas, que são mais evidentes do lado primário, ou seja, o lado que é alimentado pela fonte de energia.

A concentração das pesquisas converge em sua maioria para a formação do botão de solda, e estas máquinas trazem grande influência na rede elétrica. Este trabalho visa como objetivo geral realizar a comparação entre estas máquinas observando a eficiência energética (rendimento) na formação do botão de solda. Avaliar a qualidade de sinais de tensão e corrente que acolha as necessidades das normas de segurança e de soldabilidade. As variáveis aferidas e que geram resultados para análise são: corrente, tensão, potência e diâmetro do

botão de solda. Desta forma, este trabalho objetiva de forma geral traçar um comparativo do ponto de vista de utilização da energia elétrica entre as máquinas CA e MFDC, com base em medições elétricas no primário e secundário da máquina, a partir do critério da formação de um diâmetro mínimo do botão da solda, obtido como resultado do processo. Para tanto, estabelece-se os seguintes objetivos específicos:

- Modelar matematicamente ambas as máquinas e simular os elementos de potência que existam em seus circuitos elétricos;
- Validar o modelo matemático das máquinas com base na corrente de soldagem drenada no circuito primário
- Comparar o uso (gasto) energético entre o primário e secundário de cada máquina, estabelecendo, assim, o rendimento elétrico delas;
- Realizar medições dos diâmetros de botões de soldas obtidos a partir de testes de arrancamento em placas de testes e estabelecer, a partir de um diâmetro mínimo de botão de solda, correlações com a eficiência elétrica obtida.

A organização do trabalho consta das seguintes partes: no Capítulo 1 é descrita a necessidade do estudo destas máquinas quanto à eficiência energética e formação do botão de solda; no Capítulo 2 são apresentadas informações do processo, equipamentos, parâmetros na geração de calor, comparações entre as máquinas; no Capítulo 3 é apresentada a metodologia aplicada na concepção dos ensaios, montagem experimental, equipamentos e instrumentação; no Capítulo 4 é desenvolvido o modelo matemático para a máquina CA e para a máquina MFDC; no Capítulo 5 é apresentada a validação do modelo matemático; no Capítulo 6 é apresentada a análise dos resultados obtidos pelo planejamento experimental, através de uma análise elétrica, mecânica e estatística; no Capítulo 7 são feitas conclusões dos resultados obtidos; e por fim no Capítulo 8 é feita sugestões para trabalhos futuros.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

O processo de soldagem por resistência na forma em que atualmente é utilizado foi inventado nos EUA em 1877 por Mr. Elihu Thomson. Thomson foi projetista e fabricante de motores e transformadores. Sua primeira demonstração prática da soldagem por resistência foi realizada em 1879 e a primeira máquina de solda produzida em 1886; uma máquina Thomson-Gibb. O Laboratório Thomson veio a ter grande sucesso mais tarde já como Edison General Electric Company, se tornando finalmente General Electric Co, onde Thomson foi vice-presidente e diretor de pesquisas (Nascimento, 2008).

No processo de soldagem a resistência por ponto, chapas metálica são unidas pelo coalescimento localizado das mesmas (fusão e posterior solidificação), devido ao calor gerado pela resistência do material à passagem de corrente elétrica (Efeito Joule). Uma pressão é aplicada pelo próprio eletrodo durante certo período de tempo para garantir que as chapas fiquem na posição enquanto se dá a solidificação. Com isso, uma lentilha de solda é formada,

garantindo a união entre as chapas, conforme ilustrado pela Fig. 2.1 (Nascimento, 2008).

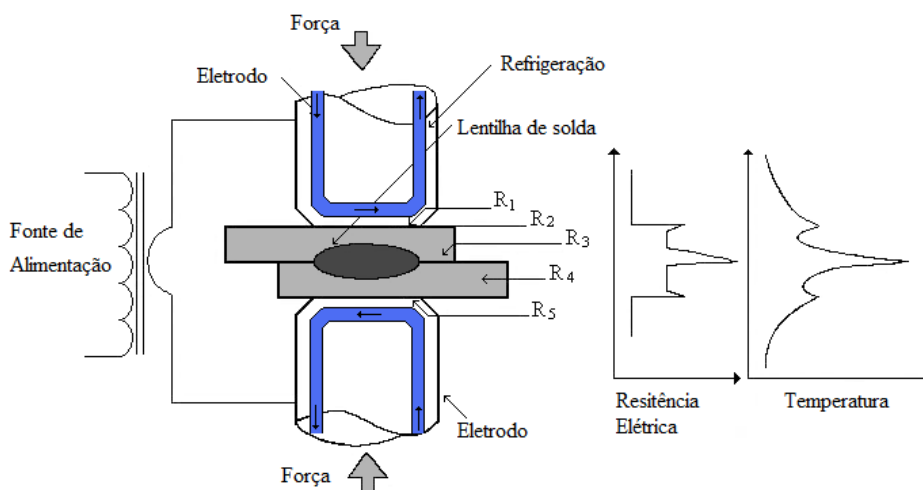


Figura 2.1 – Esboço do processo de soldagem a resistência por ponto (RWMA, 1989)

Nesse processo a espessura e a composição química das partes a serem soldadas não precisam ser as mesmas e a união de duas ou mais peças pode ser efetuada, ajustando-se as dimensões dos eletrodos ou até mesmo por meio da introdução de materiais intermediários (RWMA, 1989). Sendo capaz de realizar a soldagem de diversos tipos de materiais condutores, dentre eles os aços baixa liga e ao carbono, galvanizados, ligas inoxidáveis, prata, níquel, bronze, ligas de alumínio, magnésio e cobre. Também é usado como substituto à fixação mecânica (rebites e parafusos) e quando a desmontagem para manutenção não é exigida. Aliando alta produtividade e baixo custo, a soldagem por resistência a pontos vem sendo utilizada pela indústria automobilística desde 1933 (OHSE; HARMS; 2007), onde ganhou sua aplicação mais notável e que a fez conhecida como um dos principais métodos de soldagem existentes.

As principais vantagens deste processo são a alta velocidade de soldagem, ausência de preparação de material de adição, conveniência para automação e custos baixos com treinamento de operadores. As desvantagens podem ser descritas pela restrição quanto à espessura dos materiais a serem soldados, limitação à soldagem de materiais não metálicos, alto investimento inicial, baixa portabilidade dos equipamentos em função de exigir uma fonte alimentação de potência e dificuldade em se determinar a qualidade das soldas produzidas (VILARINHO, 2008).

2.1 – Geração de calor no processo de soldagem a resistência por ponto

A resistência do processo pode ser dividida em cinco resistências, conforme indicado pela Fig. 2.1. As resistências R_1 e R_5 são produzidas pelo aquecimento dos eletrodos, provocando a degradação, portanto indesejáveis. As resistências R_2 e R_4 são resultados do trabalho das pinças e assumem importância particular no final do período de soldagem. Materiais de baixa resistência são difíceis de soldar, por causa do reduzido calor gerado nas pinças. A resistência R_3 é a mais importante, porque ela determina a formação da lentilha de solda, que assegura a formação da mesma (PODRZAJ ET AL, 2008).

Se a corrente passar pelas chapas conforme Fig. 2.1 em um intervalo de tempo, o calor gerado ou energia térmica (H) do processo é dada pela Lei de Joule como mostrada na Equação 2.1.

$$H = RI^2t \quad (2.1)$$

onde : H calor gerado (em Joules), R é a resistência elétrica do circuito (em ohms); I é a intensidade de corrente elétrica (em Ampères) e t o tempo de passagem da corrente de soldagem (em segundos).

Na Eq. 2.1 a resistência do material é considerada fixa para fins de parametrização, embora varie com a composição do metal, condição superficial, área de contato e força nos eletrodos (RWMA, 1989). Assim sendo, a energia gerada é diretamente proporcional à resistência do material, e ao quadrado da intensidade da corrente ao longo do tempo.

Desconsiderando as perdas até certo limite, o ajuste desejado na energia de soldagem é assegurado através da variação da corrente e/ou tempo de soldagem. Entretanto, deve-se lembrar que a transferência de calor é dependente do tempo, e no desenvolvimento do diâmetro adequado das lentes de solda, este não pode ser diminuído indefinidamente, em detrimento ao aumento da corrente. Os primeiros efeitos de tempo insuficiente de soldagem são observados quando ocorre a geração muito rápida de calor nas três superfícies de contato (eletrodos/chapas e chapa/chapa), resultando em “pitting”, ou seja, formação de sulcos e

centelhamento na superfície, especialmente na superfície de contato dos eletrodos (RWMA, 1989).

A corrente elétrica é a mesma em todas as partes do circuito (circuito em série), independentemente da resistência instantânea em qualquer local do mesmo, mas o calor gerado é diretamente proporcional à resistência naquele ponto. Desta forma, a maior resistência deve se desenvolver na interface entre os materiais a serem soldados, para que a maior quantidade de calor se desenvolva nesta região. O calor gerado no restante do circuito secundário é perdido e dissipado por radiação, convecção ou condução sendo auxiliados pelo sistema de refrigeração dos equipamentos (RWMA, 1989).

2.2 – Parâmetros do processo de soldagem a resistência por ponto

Os principais parâmetros de controle do processo de soldagem a resistência por ponto são:

- Corrente de soldagem;
- Força aplicada pelos eletrodos;
- Tempo de soldagem.

2.2.1 – Corrente de soldagem

A corrente de soldagem pode ser gerada de duas maneiras, a primeira através de máquinas de soldagem a resistência por ponto em corrente alternada (CA), a segunda por meio de máquinas de soldagem a resistência por ponto em corrente contínua a média frequência (MFDC). A corrente deve ser suficiente para que a região da solda atinja a temperatura de fusão. Porém não se deve permitir o aquecimento excessivo das superfícies em contato com os eletrodos, para que as mesmas não sejam danificadas (Welding Handbook, 1998).

A densidade de corrente consiste na corrente de soldagem por unidade de área onde a mesma é aplicada. Densidades de corrente muito elevadas podem levar à expulsão do material

fundido da lente de solda, resultando em vazios internos, ruptura e resistência mecânica inferior das mesmas. Além disso, uma corrente excessiva aquecerá demasiadamente o material de base, provocando aumento da indentação, promovendo com isto, a aceleração da deterioração dos eletrodos pelo aumento da contaminação dos mesmos (RWMA, 1989). Para uma dada força de eletrodo, há um limite superior de densidade de corrente sobre o qual, pites e expulsão de material ocorre nas superfícies dos materiais soldados, dando origem a soldas de baixa qualidade. A resistência máxima das soldas é obtida pela soldagem em densidade de corrente logo abaixo do valor no qual ocorre expulsão (RWMA, 1989).

2.2.2 – Força aplicada pelos eletrodos

Hirsch (1997) mostra que uma força, a partir de um atuador pneumático, hidráulico ou mecânico, deve ser aplicada às peças a fim de posicionar as mesmas para a soldagem, suportar e confinar o metal fundido na região da solda e garantir a união da junta durante a solidificação da mesma. Esta força também serve para forjar os metais quando eles se encontram no estado plástico. Este parâmetro está subdividido em pré-pressão (compressão ou aperto), pressão de soldagem e pós-pressão (retenção) (VARGAS, 2006).

As superfícies das chapas a serem soldadas, em escala microscópica, são compostas por uma série de picos e vales. Quando submetidas a uma baixa força pelos eletrodos, o contato real chapa/chapa e eletrodos/chapas se darão apenas nos picos, o que se traduz em uma pequena porcentagem da área e em uma elevada resistência de contato. Esta resistência poderá causar expulsões de material e geração de calor em locais indesejados (interface eletrodos/chapas). Na maioria das aplicações, o material do eletrodo é mais macio do que as chapas. Consequentemente, uma aplicação adequada da força do eletrodo produzirá melhor contato nas interfaces eletrodo/chapa do que na interface chapa/chapa, minimizando a geração de calor nos eletrodos (RWMA, 1989).

A força de soldagem tem influência direta na qualidade das soldas obtidas. Forças menores que a necessária pode levar a expulsões, soldas inconsistentes (fugas de corrente ao redor da região da soldagem), expulsões externas, danos aos eletrodos (elevado aquecimento nas interfaces de contato eletrodos/chapas) e indentações excessivas (amolecimento excessivo do material de base devido à elevada geração de calor). Por outro lado, forças de soldagem exageradas, além de expulsões e excessivo desgaste dos eletrodos, acarretam também na

redução do calor gerado na interface entre as chapas, formando soldas de pequena penetração e ductilidade (HIRSCH, 1997).

Karagoulis (1994) notou que a força do eletrodo é uma variável significativa, afetando tanto o tamanho quanto a posição do lóbulo de soldabilidade, concluindo que as características de carregamento, determinadas pelo tipo de máquina de solda deveriam ser também controladas. E Segundo Ruiz (2005) a ocorrência da diminuição da área de contato dos eletrodos por desalinhamento, apontamento incorreto e deformações na face de contato, resultará na diminuição da resistência à passagem da corrente elétrica, e consequentemente um aumento da força de solda isto considerando a força constante.

2.2.3 – Tempo de soldagem

É o tempo de fornecimento da corrente de soldagem para a realização do botão de solda. E este ciclo de soldagem, é dividido em: tempo de compressão, soldagem, retenção e pausa, conforme ilustrado na Fig. 2.2.

O tempo de compressão é o tempo utilizado antes da aplicação da corrente de soldagem, necessário para que os eletrodos atinjam a força nominal definida para a mesma. O tempo de soldagem é o tempo em que a corrente flui através dos eletrodos, incluindo as rampas de subida e descida de corrente. O tempo de retenção é o tempo dado após a interrupção da passagem da corrente, dado para que botão de solda se solidifique. O tempo de pausa é o tempo em que a pinça de soldagem permanece aberta para o deslocamento da peça de trabalho, durante a realização de ciclos de solda repetitivos.

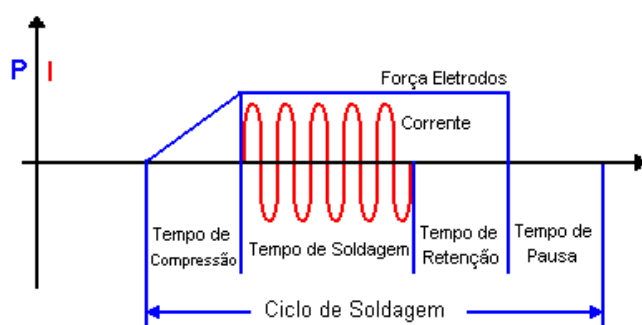


Figura 2.2 - Ilustração do ciclo de soldagem a resistência por pontos.

2.3 – Máquinas de soldagem a resistência por pontos

As Máquinas de soldagem a resistência por ponto são equipamentos que podem trabalhar tanto em corrente alternada (CA) como em corrente contínua (CC). Branco (2004) e Wolff (2008) descrevem que as máquinas utilizadas em soldagem por resistência são compostas por três elementos básicos: circuito de controle, sistema mecânico e circuito elétrico.

O circuito de controle é responsável pelo controle da soldagem, controlando os tempos de abertura e fechamento da pinça, de aplicação da intensidade de corrente, da intensidade da força nos eletrodos e o tempo de pausa entre uma solda e outra. O sistema mecânico é acionado por meios hidráulicos e pneumáticos, e é responsável pela aplicação da força do eletrodo sobre a peça a ser soldada. Este sistema deve ser capaz de promover a aproximação e o afastamento dos eletrodos sobre a peça de trabalho, e deve ser leve o suficiente para permitir a automação do processo.

O circuito elétrico é composto por um transformador, cabo do circuito secundário, pinça e eletrodos de soldagem. Transformador, segundo Machado (1996), desde 1919 tem sido utilizado na soldagem a resistência por ponto, sendo provavelmente um dos equipamentos mais simples disponíveis, necessitando mínima manutenção, já que é essencialmente estático. Devido a necessidade de manter o equilíbrio energético entre os enrolamentos, esta máquina transforma a alta tensão e baixa corrente da rede de fornecimento (primário), para baixa tensão e alta corrente necessária na soldagem (secundário onde são inseridos eletrodos e pinças de trabalho).

2.3.1 – Transformadores de soldagem a resistência por ponto

De acordo com Furlanetto (2005), os transformadores usados em máquinas monofásicas CA e as trifásicas CA com retificador de onda completa no secundário são construtivamente e eletricamente idênticos. Os dois modelos básicos se diferenciam no formato e material do núcleo. O tipo denominado convencional é montado com núcleo de aço silício, sem grão orientado, constituído por chapas EI, enquanto o tipo denominado compacto é montado em núcleo tipo C e material do núcleo de aço silício com grão orientado, conforme a Fig. 2.3.

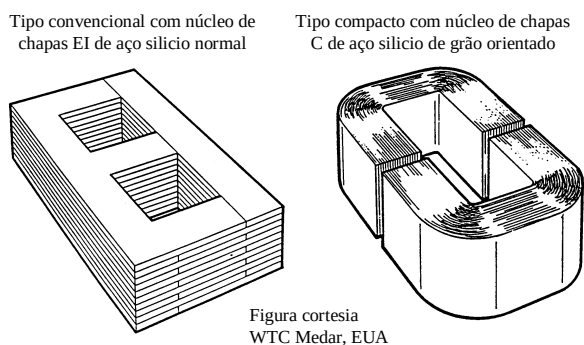


Figura 2.3 – Tipos básicos de núcleos de transformador de soldagem (WTC MEDAR, 2005)

Os transformadores acima de 15 kVA têm refrigeração a água nos enrolamentos primário, secundário e núcleo. A Fig. 2.4 mostra ilustração interna do transformador de soldagem.

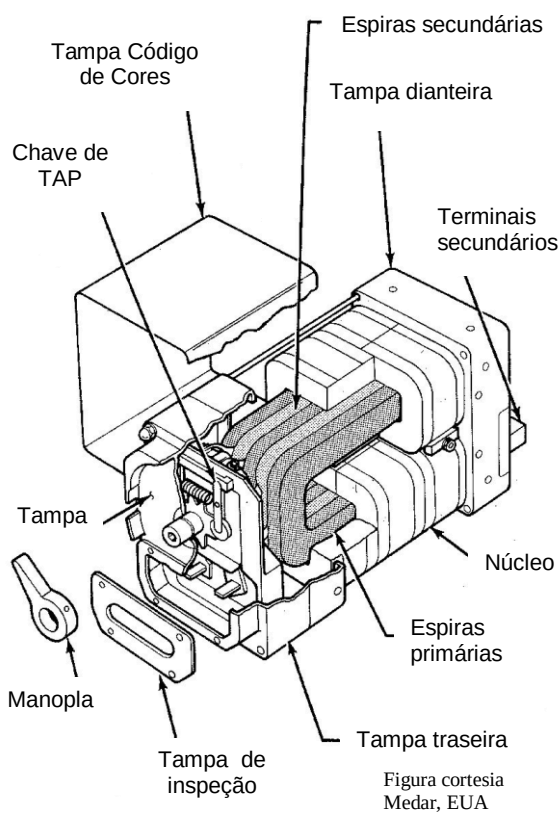


Figura 2.4 – Ilustração interna do transformador de soldagem CA (WTC MEDAR, 2005)

De acordo com (MET MARIMAX, 2005) o transformador é do tipo abaixador de tensão com valores máximos de saída entre 3,5 V a 14,5 V (transformadores com potências entre 15 kVA e 300 kVA) para níveis máximos de corrente entre os eletrodos (9,6 kA a 51,4 kA) limitada pela carga imposta ao secundário ($269\ \mu\Omega$ a $364\ \mu\Omega$).

Os transformadores da máquina de soldagem a corrente contínua a média frequência são do tipo planar com potência de 12 kVA corrente variando no secundário de 0,25 a 6 kA, até a potência de 200 kVA corrente variando no secundário de 6 kA a 40 kA (BOSCH, 2001). Família de conversores de média frequência modelo PSI 6000 com transformadores de solda do tipo PSG 3000 estão ilustrados na Fig. 2.5.



Figura 2.5 - Família de conversores de média frequência PSI 6000 com transformadores de solda do tipo PSG 3000 (BOSCH, 2001)

2.3.2 – Máquina de solda CA

Máquinas monofásicas ou trifásicas estão disponíveis, entretanto, as monofásicas são geralmente usadas porque são mais simples para operar e tem uma baixa manutenção inicial

com desempenho quase equivalente das trifásicas. A Fig. 2.6 ilustra os principais componentes de um circuito de controle de solda CA.

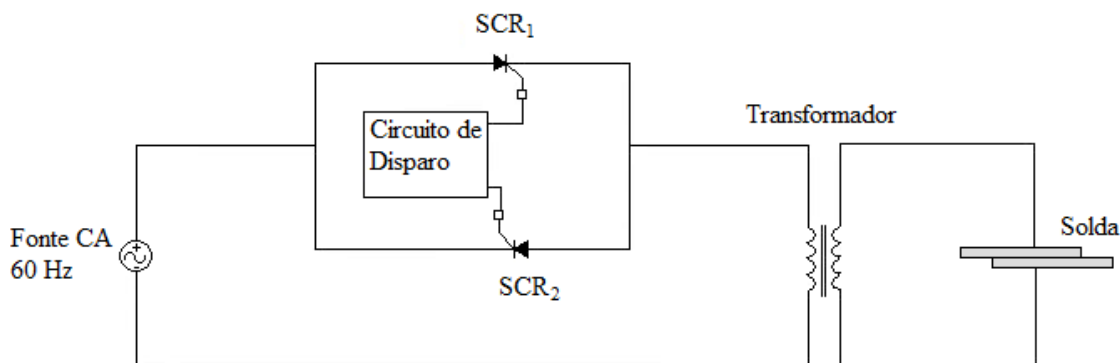


Figura 2.6 - Circuito máquina de solda CA monofásica

A forma de onda da tensão de alimentação da máquina, da saída do conversor (gradador de tensão) e entrada no primário do transformador e da corrente do secundário que alimenta a chapa está ilustrada na Fig. 2.7.

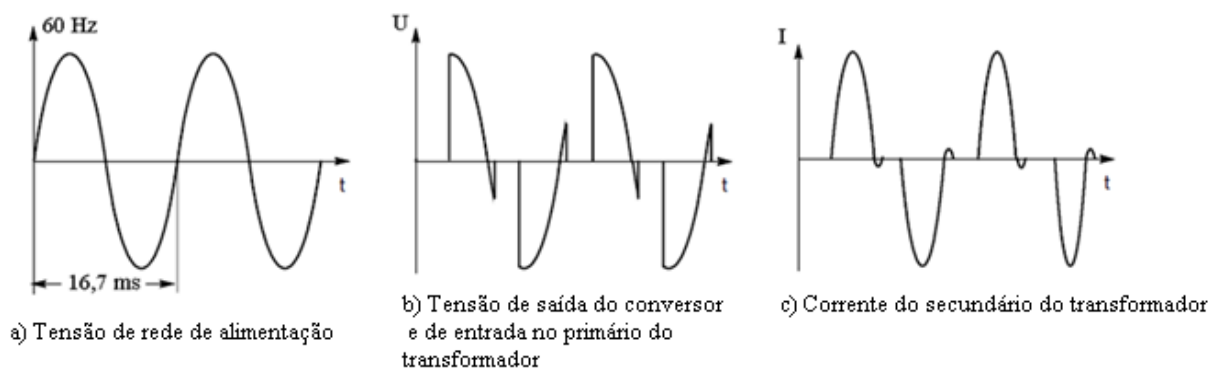


Figura 2.7 – Representação das formas de ondas da tensão. (a) Tensão de rede alimentação, (b) Tensão de saída do conversor e de entrada no primário do transformador e (c) Corrente do secundário do transformador Retificador controlado de silício

2.3.3 - Máquina trifásica corrente contínua CC no secundário

A máquina de solda trifásica CA com retificador de onda completa no lado secundário esta ilustrada na Fig. 2.8, também conhecida como máquina CC. Às máquinas de soldagem

CC apresentam o funcionamento semelhante ao das máquinas de solda CA no lado primário. No processo de alimentação tem-se três sistemas de controle com Retificador Controlado de Silício (SCR's) anti-paralelos conectados a uma rede trifásica. Os SCR's controlam a alimentação dos transformadores, sendo que, um destes controla a alimentação através do ciclo positivo da onda senoidal de entrada da tensão, enquanto o outro controla o ciclo negativo da onda senoidal.

O transformador faz a redução da tensão e o aumento da corrente no lado secundário conforme a solicitação da carga. Porém, antes é feita a retificação através de uma ponte retificadora monofásica a diodos de potência com ponto médio. Esta máquina também pode ser construída com topologia utilizando apenas um transformador trifásico, no entanto, apresenta o mesmo processo de controle já descrito.

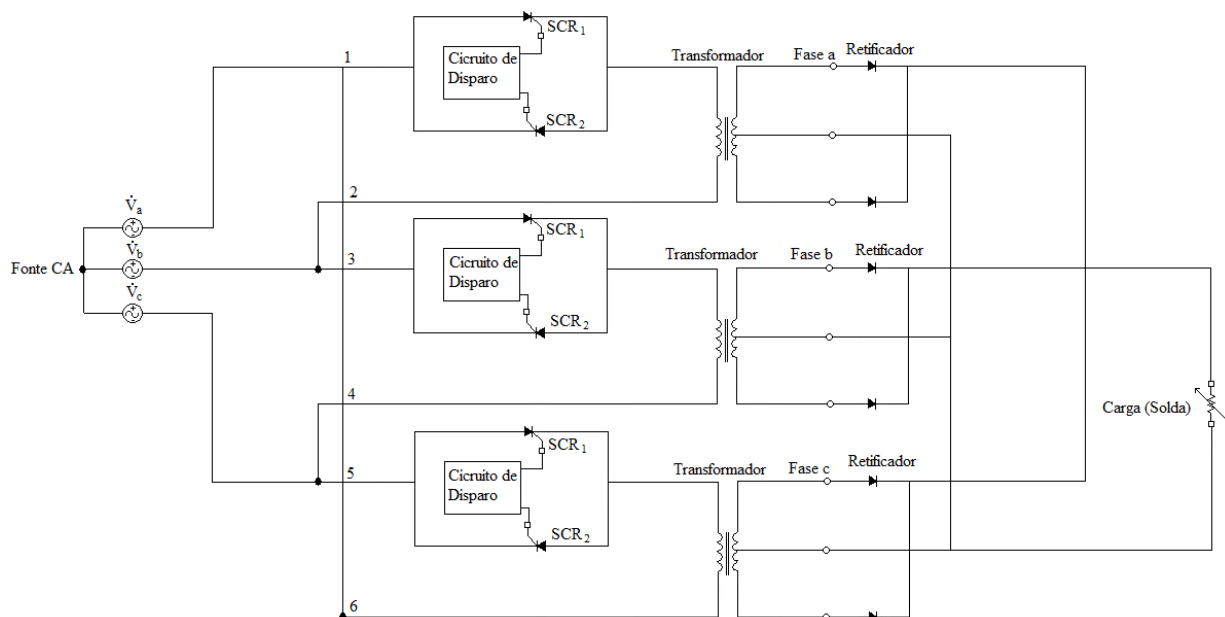


Figura 2.8– Máquina de solda CC com alimentação trifásica Transistores de alta potência (insulated gate bipolar transistors)

2.3.4 – Máquinas de soldagem a média frequência (MFDC)

A Fig. 2.9 mostra a topologia da máquina de solda à média frequência (MFDC). A alimentação do retificador trifásico composto de seis diodos de potência através de uma tensão trifásica. Um capacitor de alta capacidade é colocado entre o barramento CC do

retificador filtrando a tensão CC (mantendo o seu valor constante). Assim, o filtro do barramento CC fornece alimentação aos quatro transistores de alta potência (insulated gate bipolar transistors –IGBT), que estão conectados a configuração H. Estes dispositivos são ligados e desligados em média frequência (400 – 1200 Hz), em pares opostos, de modo que o fluxo de corrente através do lado primário do transformador de soldagem se inverte, dependendo de qual par de IGBT's esta ativado. Isso resulta em uma forma de onda de tensão CC quadrada que circula pelo primário do transformador, o qual converte alta tensão em baixa tensão alternada. No secundário do transformador, a tensão alimenta um retificador monofásico a diodo de ponto médio, que retifica a tensão alternada em tensão contínua para alimentar a carga.

A forma de onda da tensão do primário do transformador e da corrente sobre a carga esta ilustrada na Fig. 2.10. Durante a operação do equipamento de solda deve contar com o surgimento de ondas harmônicas na rede de alimentação que surgem pela conexão do retificador com o capacitor de alisamento. A Fig.2.11 mostra a curva típica da tensão de alimentação em primeiro plano e da respectiva corrente da que circula na rede de alimentação no segundo plano, no decorrer de uma fase do processo de solda (BOSCH, 2001).

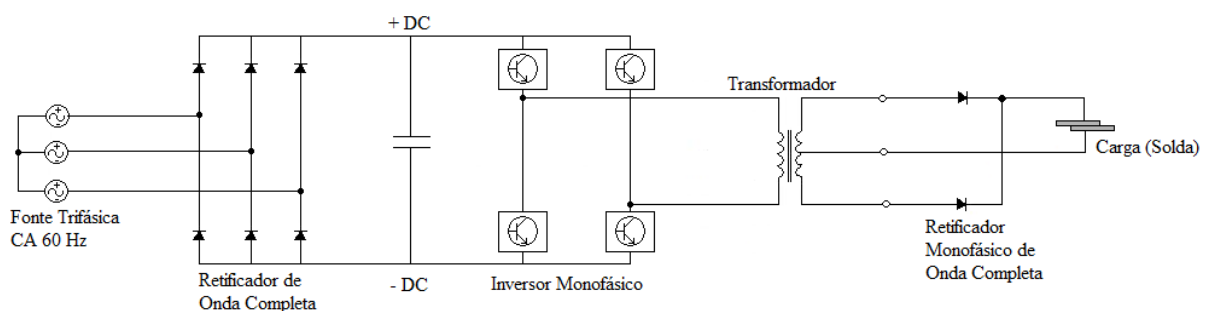


Figura 2.9 – Máquina de solda a média frequência MFDC

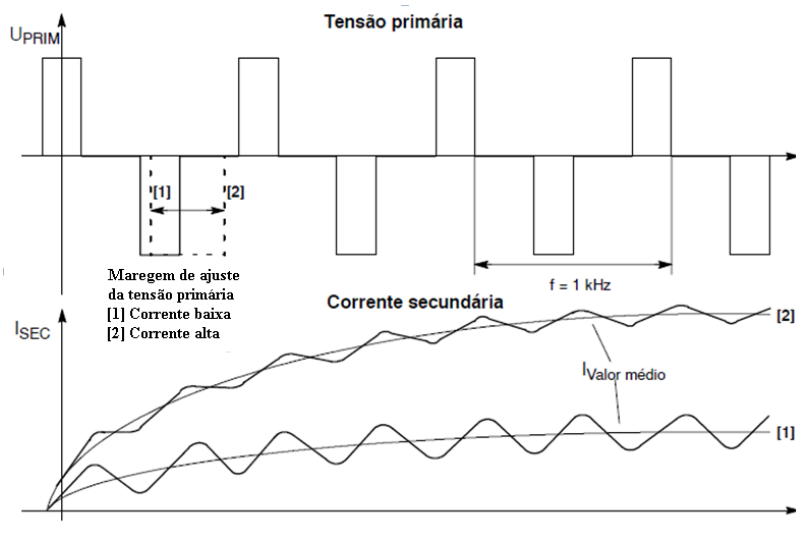


Figura 2.10 – Representa as formas de ondas da tensão primário do transformador e corrente que circula no secundário do transformador (BOSH, 2001)

As oscilações harmônicas de números 5, 7, 11, 13, 15, e 17 são as oscilações características da corrente da rede de alimentação da máquina de soldagem MFDC, conforme a Fig. 2.11. A respectiva percentagem de oscilações depende da potência da solda (BOSCH, 2001).

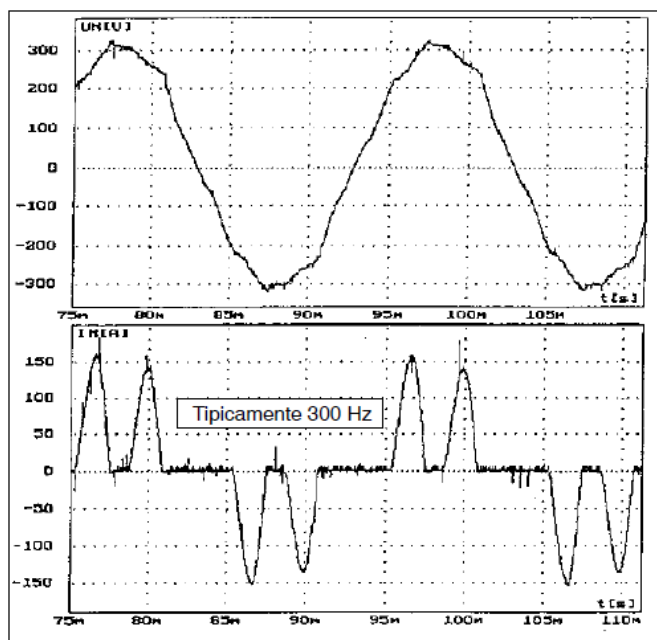


Figura 2.11 – Forma de onda típica do primário da máquina de soldagem MFDC (BOSH, 2001)

2.4 – Comparação entre máquinas de soldagem CA e MFDC

Além das diferenças de topologias construtivas já apresentadas nos itens anteriores as máquinas CA e MFDC podem ser comparadas em função dos custos de instalação e manutenção. Em trabalho, Wolff (2008) concluiu que os custos envolvendo a soldagem por resistência a ponto incluem os custos de instalação, manutenção e operação dos equipamentos. O investimento inicial de um sistema MFDC é aproximadamente 40% maior que o de um sistema CA monofásico. Os valores de manutenção são maiores para os equipamentos MFDC, devido à maior complexidade e gasto superior dos seus componentes, embora os preços de substituição de partes desgastadas, como os cabos de corrente do secundário, sejam maiores para os sistemas CA. Os custos de operação envolvem o consumo de água de refrigeração, cerca de 50 a 70 % maior para os sistemas CA, e de energia, cerca de 10% a 15 % maior para estes mesmos sistemas.

Quanto a perdas de potência interna, Malberg e Bay (1988) afirmam que a perda de potência nos equipamentos CA é maior devido à maior impedância nestes, enquanto que Ruediger (2004) afirma que os inversores dos sistemas MFDC geram cargas harmônicas na rede elétrica, o que requer, por parte destes equipamentos, a instalação de uma rede industrial para a sua alimentação.

Com relação ao fator de potência, Centerline (2002) e Hofman et al. (2005) afirmam que a distribuição equilibrada da corrente entre as três fases da rede de alimentação leva a máquina MFDC a ter um fator de potência superior a 90%, enquanto a máquina CA possui fatores de potência variando entre 30% a 80%. Feng e Rutkowski (2005) afirmam que as máquinas de solda MFDC apresentam fator de potência alto, eliminando a possibilidade de corrigir o fator de potência e pode-se adicionar mais potência na instalação elétrica sem aumento significativo no uso da energia. Este fato parece pouco provável, pois na topologia de ambas as máquinas encontram-se os enrolamentos do transformador que é indutivo, como consequência tem-se a redução do fator de potência. Este fato só ocorreria se estas máquinas testadas já possuírem na entrada correção do fator de potência por meio de capacitores.

Por outro lado, Klopčič e Dolinar (2008) afirmam que as máquinas MFDC devido à saturação magnética do transformador a densidade de fluxo se desloca para o lado positivo, e como consequência da saturação do núcleo, picos de corrente no primário oneram o sistema

de proteção e geram chaveamentos indesejáveis para o sistema de soldagem a ponto. Estas perdas também devem ser altas em função da elevada corrente que transita pelo sistema de soldagem. Já Doeblin (2005) afirma que devido à presença do retificador, e do inversor (IGBT) alimentando a carga (curto-circuito) para gerar a solda, ocasionam interferências eletromagnéticas em outros aparelhos. Neste caso, é dada atenção especial a ocorrência de emissões de ruídos eletromagnéticos, devido à alta potência nominal e ao funcionamento intermitente destes equipamentos.

Em estudo recente, Gong e Liu (2007) verificam que a topologia da máquina de solda CA vem sendo alvo de estudos dos pesquisadores quanto à forma de exercer o controle da corrente de soldagem. Um dos motivos bastante abrangentes é o fator de potência (FP) destas máquinas de solda. Um conjunto de máquinas atuando ao mesmo tempo pode gerar fatores de potências incompatíveis com os padrões determinados pelas normas das concessionárias de energia junto a subestações. Para leitura do mesmo, pode-se utilizar o método convencional, medições padrões com TP's, TC's e wattímetros que reduzem os valores para leituras diretas ou outros métodos com leituras instantâneas ou dinâmicas através do treinamento de uma rede neural.

Além disso, qualidade da máquina CA em funcionamento intermitente impõe uma grande e rápida mudança de carga elétrica sobre a fonte de alimentação. Esta carga gerada pela máquina de solda provoca no sistema distribuição industrial, flutuações e cintilações de tensão. A intensidade destes efeitos na fonte é função do curto-circuito ocasionado no momento da realização da solda. As flutuações e cintilações de tensão podem ser percebidas por outros clientes e outras cargas dentro da indústria. Estas cintilações e variações de tensão reduzem a potência entregue as máquinas de soldagem, causando redução do aquecimento e de má qualidade nas articulações da solda (BALDWIN ET AL, 2005).

Para reduzir as flutuações e cintilações tem-se utilizado compensadores estáticos de Potência Reativa em paralelo com a subestação, ou projeto industrial de pequenos Compensadores Estáticos de Potência Reativa (SVC) aplicados em paralelo com a máquina de soldagem, desta forma realizando a filtragem das harmônicas indesejadas. O principal objetivo para a concepção do SVC é fornecer melhoria da tensão da rede local, e uma consideração secundária é a melhoria do fator de potência FP (BALDWIN Et AL, 2005).

Quanto às resistências dinâmicas Li; Feng e Cerjanec (2004) afirmam que existe uma substancial diferença entre as resistências dinâmicas geradas pelos processos CA e MFDC, que diminui à medida que a corrente de soldagem aumenta. A vibração mecânica gerada no equipamento CA, devido às forças magnéticas alternadas, faz com que a resistência de contato entre as chapas se reduza rapidamente (Fig. 2.12). Reduzindo a geração de calor entre as mesmas, e gera uma diferença entre o crescimento do botão de solda. Testes de simulação reforçam esta teoria, revelando que um mesmo tamanho e penetração de soldas foram encontrados quando uma mesma resistência de contato foi utilizada para ambas as máquinas de soldagem.

Para níveis de corrente baixa aplicada em um processo de soldagem a geração de calor é mais lenta e contínua para as máquinas MFDC, sendo que a resistência de contato entre as chapas demora mais a cair, assim sendo a fabricação de calor é maior, quando confrontada com a máquina CA, que tem sua resistência dinâmica reduzida no início do ciclo de soldagem. Isso faz com que o botão de solda seja formado com correntes menores em menor tempo para a soldagem com a máquina MFDC. Quando a corrente de soldagem é maior (Fig. 2.12), a resistência de contato é aniquilada ao mesmo tempo e as diferenças entre as solda não se torna tão apreciável tanto para o processo de soldagem com a máquina CA, quanto com a MFDC.

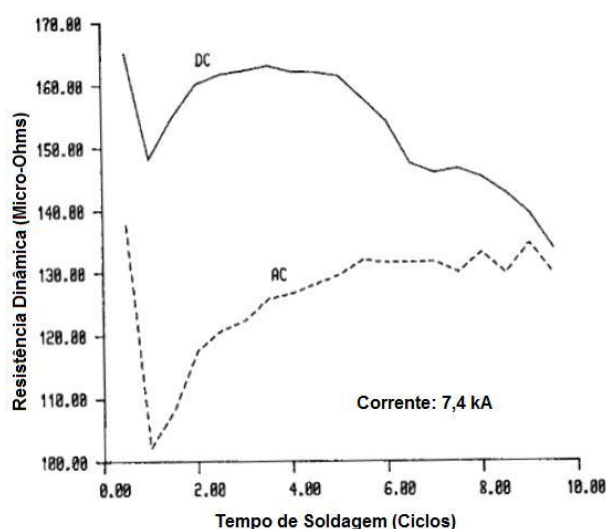


Figura 2.12 – Curvas de resistência dinâmica para os processos CA e MFDC para 10 ciclos de solda, corrente de 7,4 kA em aços não revestidos de 0,93 mm de espessura (BROWN, 1987).

Ao se utilizar um controlador de corrente constante, Feng e Rutkowski (2005) afirmam que se pode assumir a corrente como sendo constante, porém a resistência de contato não é controlável. Portanto, deve-se levar em conta a energia dissipada nas peças de trabalho. Nesta análise conclui-se que a resistência de contato é muito mais baixa no sistema CA. Isso é causado por vários fatores, os picos de alta corrente na solda CA ajudam diminuir a resistência de contato devido à vibração mecânica, e quando ela decresce a energia também decresce.

Assim sendo, o acúmulo de calor diminui e requer mais tempo para derreter o material, porém, em nível da mesma corrente o sistema de soldagem MFDC cria maior temperatura, devido a resistência de contato ser superior no início da solda. Como resultado, as peças de trabalho geram altas temperaturas, o que ajuda a iniciar o processo de soldagem. Se a programação do sistema de soldagem para uma maior corrente, especialmente quando é fechada até o limite de afastamento, a economia de energia a partir de MFDC para sistemas de correntes alternadas são muito similares, então a economia de energia não seria mais aparente.

Em concordância com o paragrafo anterior, o manual para aços de alta resistência da IISI (2006), máquinas de solda a resistência por ponto nas versões CA e MFDC não apresentaram diferenças significativas na qualidade das soldas. Ambos podem produzir soldas aceitáveis, para a soldagem de chapas com relação de espessura de até 2:1, porém quando a relação é superior a máquina MFDC apresenta algumas vantagens.

Em conformidade com as observações no trabalho de Wolff (2008), este fenômeno de crescimento diferenciado das lentes de solda observado para correntes de soldagem menores pode ser explicado pela queda mais lenta da resistência de contato entre as chapas para o processo MFDC. Assim, mais calor é gerado na interface entre as mesmas nos ciclos iniciais de soldagem, permitindo um maior crescimento da lente de solda por este processo. Na soldagem pelo processo AC, a resistência de contato entre as chapas é reduzida rapidamente já nos primeiros ciclos de solda, mesmo para correntes baixas, diminuindo o calor gerado e por consequência, o diâmetro dos botões de solda. É como se em uma corrida, o processo MFDC largasse na frente do processo AC, no que se refere ao crescimento da lente de solda para baixas correntes. Para correntes maiores, essa queda na resistência de contato ocorre quase ao mesmo tempo para ambos os processos, diminuindo assim, a diferença notável no diâmetro da lente entre os mesmos. Diâmetro de botões de solda aceitável foi encontrado para os dois equipamentos.

Wolff (2008) conclui também que a corrente de soldagem é o fator que mais influencia o diâmetro dos botões de solda. Esta apresenta influencia positiva (aumento do nível aumenta a resposta) sobre o diâmetro dos botões de solda para todos os materiais e formato de eletrodos utilizados, embora tenha sido estatisticamente influente somente para os aços Dual-Phase 600 revestido e não revestido, soldados com eletrodo esféricos, e Dual-Phase 600 revestido soldado com eletrodo truncado. A corrente é a responsável direta pela geração de energia durante a soldagem e com o aumento da energia gerada aumenta-se também a região que sofre fusão e, conseqüentemente, o diâmetro dos botões de solda obtidos.

Por outro lado, a força de soldagem, por sua vez, apresenta efeito contrário ao da corrente. O aumento da força provocou a diminuição do diâmetro dos botões de solda em todos os planejamentos. Este fator foi estatisticamente influente para os aços Dual-Phase 600 revestido e não revestido, soldados com eletrodo esféricos, e Dual-Phase 600 revestido soldado com eletrodo truncado. O aumento da força provoca a redução da resistência de contato entre as chapas facilitando a passagem da corrente e reduzindo a geração de calor nesta região. Esta redução acarreta na geração de lentes de solda menores e em botões de solda menores, após o arrancamento.

A máquina de soldagem, fator de maior interesse no estudo, foi estatisticamente significativa em somente dois dos planejamentos analisados, para o aço Dual-Phase 600 revestido e Dual-Phase 800 não revestido, ambos soldados com eletrodos esféricos. A tendência observada foi para a geração de um maior botão de soldagem com a utilização do equipamento MFDC. Os resultados obtidos, de um maior botão de soldagem para o equipamento MFDC, estão de acordo com a literatura, e podem ser explicados pela queda menos acentuada da resistência de contato entre as chapas que ocorre para este processo, levando à formação de soldas de maior diâmetro.

2.5 – Modelos para máquinas de soldagem a resistência por ponto

Del Toro (1994), ao analisar dispositivos elétricos, afirma que é usual representar os dispositivos através de um circuito equivalente apropriado. Desta forma, a análise em profundidade e o projeto, bem como a precisão dos cálculos, são facilitados pela aplicação direta de técnicas da teoria de circuitos elétricos. Este procedimento é adotado sempre que

novos dispositivos são estudados. Em geral, o circuito equivalente é apenas uma interpretação de circuito das equações que descreve o comportamento do dispositivo. Já Kosow (1982) relata que circuitos equivalentes são úteis na solução de problemas correlatos com o rendimento e regulação de tensão dos transformadores.

Nas máquinas de soldagem a resistência por ponto tanto na versão CA quanto na MFDC, o transformador é o principal elemento de transformação de tensão e corrente aplicada na peça a ser soldada. Para o caso em questão, o modelo matemático é desenvolvido com base na teoria de circuitos equivalentes de transformadores que pode ser verificada em Toro (1994). Da mesma forma, a teoria de chaveamentos estudado em eletrônica de potência, complementa o desenvolvimento do modelo, que também pode ser verificada Rashid (2009).

2.6 – Rendimento de transformadores

Segundo Kosow (1982), em transformador ocorre dois tipos de perdas, as fixas que são perdas no núcleo, e as variáveis são equivalentes às perdas no enrolamento do cobre, ou seja, variam de acordo com a corrente que circula nos mesmos. O rendimento máximo neste tipo de equipamento ocorre quando as perdas fixas e variáveis são iguais. Sob cargas relativamente leves, as perdas fixas são elevadas em relação à saída, e o rendimento é baixo. Sob cargas pesadas (saída além da nominal) as perdas variáveis (no cobre) são elevadas em relação à saída e o rendimento é novamente baixo. Por outro lado, máquinas que estão trabalhando muito abaixo da potência nominal apresentam as perdas fixas elevadas em relação à saída, apresentando também um rendimento baixo. Para um equilíbrio, a máquina deve estar trabalhando próximas as condições nominais, assim obtendo um rendimento aceitável.

2.7 – Efeitos ocasionados pelas máquinas de soldagem a resistência por ponto

As máquinas soldagem a resistência por ponto são equipamentos que na maioria dos casos, provoca efeitos inconvenientes às redes de distribuição de energia, por constituir-se em

uma carga intermitente de curta duração, não linear e de fator de potência relativamente baixo.

2.7.1 – Taxa de distorção harmônica total - TDH

A taxa de distorção harmônica total é um parâmetro que define de modo global a distorção de uma quantidade alternada. A *TDH* é definida em consequência da necessidade de se determinar numericamente as harmônicas presentes em dado ponto da instalação.

Há duas formas de se quantificar a *TDH*:

$$TDH_f = \frac{\sqrt{h_2^2 + h_3^2 + h_4^2 + \dots + h_n^2}}{h_1} \times 100[\%] \quad (2.2)$$

$$TDH_r = \frac{\sqrt{h_2^2 + h_3^2 + h_4^2 + \dots + h_n^2}}{\sqrt{h_1^2 + h_1^2 + h_3^2 + \dots + h_n^2}} \times 100[\%] \quad (2.3)$$

onde $h_1, h_2, \dots, h_n$ representam o valor eficaz das harmônicas de ordem 1, 2, ..., n.

A TDH_r representa o grau de distorção harmônica total em relação a componente fundamental.

Em ambas as equações, é possível verificar ($h_2, h_3, \dots, h_n = 0$), a $TDH = 0$. Dessa forma, devem-se buscar nas instalações elétricas os valores de *TDH* mais próximos de zero possível. A norma IEEE Std 519-1992 define os valores máximos de *TDH* a serem respeitados nas instalações elétricas, conforme mostra a Tab. 2.1, tendo a necessidade de adquirir o valor da corrente em um período de 15 a 30 minutos.

Tabela 2.1 – Limites de distorção de corrente para sistemas de distribuição em geral (20 até 69 kV)

Máxima distorção de corrente harmônica em % I_B						
Ordem da harmônica individual (harmônicas ímpares)						
I_{SC}/I_B	≤ 11	$11 \leq h < 17$	$17 \leq h < 23$	$23 \leq h < 35$	$35 \leq h$	TDD
< 20	4,0	2,0	1,5	0,6	0,3	5
$20 < 50$	7,0	3,5	2,5	1,0	0,5	8
$50 < 100$	10,0	4,5	4,0	1,5	0,7	12
$100 < 1000$	12,0	5,5	5,0	2,0	1,0	15
< 1000	15,0	7,0	6,0	2,5	1,5	20
As harmônicas pares são limitadas a 25% dos limites das harmônicas ímpares indicadas acima						
* Todo equipamento de geração está limitado a esses valores de distorção de corrente independente da relação I_{SC}/I_B						

Cópia da Tab. 10.3 da IEEE 519-1992

São definidos dois valores para TDH , sendo um para tensão elétrica (TDH_v) e outro para corrente elétrica (TDH_i), os quais indicam, respectivamente, o grau de distorção dos valores de tensão e corrente, quando comparadas com formas de ondas senoides puras.

A taxa de distorção harmônica de corrente elétrica (TDH_i), é provocada pela carga, ao passo que a distorção de tensão elétrica (TDH_v) é produzida pela fonte geradora como consequência da circulação de correntes distorcidas pela instalação. Isso prova uma espécie de “efeito bola de neve” uma vez que, se a tensão é deformada, as correntes nas cargas também se deformam e, se as correntes se deformam, as tensões se deformam mais ainda e assim por diante (PROCOBRE, 2001).

Conseguir uma redução na demanda em kVA, evitando assim um sobredimensionamento das fontes de alimentação (transformadores e grupos geradores), as reduções dos valores de TDH_i e TDH_v estão interligados e dependem da redução ou eliminação das correntes harmônicas predominantes numa instalação elétrica. Com o objetivo de controlar essas harmônicas, há atualmente três soluções:

- Utilização de indutância;
- Utilização de filtro passivo;
- Utilização de filtro ativo (compensador ativo).

A **indutância** é uma solução que atenua as hamônicas presentes no ponto de instalação. Consiste na utilização de uma indutância em série, entre a fonte de energia e a carga

poluidora. Esta técnica de instalação de indutância em série com a carga poluidora é utilizada internamente em equipamentos.

As principais vantagens da indutância é que é uma solução simples, confiável e de baixo custo, a bobina pode ser utilizada com qualquer tipo de fonte. Por outro lado, as desvantagens são a limitada eficiência, grandes dimensões e introduz uma queda de tensão na linha.

O **filtro passivo** é a inclusão de um filtro LC em paralelo com a fonte poluidora, que pode ser um filtro não compensado e filtro de harmônica compensado, que é particularmente recomendado para instalações onde seja utilizada uma fonte de substituição de energia como, por exemplo grupos geradores.

As principais vantagens dos filtros de harmônicas passivos LC são: simples e confiáveis, a indutância de compensação (LA) pode ser instalada a qualquer momento, desempenho muito satisfatório, sobretudo na frequência sintonizada obtendo-se, via de regra, $THD_i \leq 5\%$, aumento do fator de potência da instalação. As desvantagens é o limite de espectro de atuação, ou seja, elimina apenas o sinal harmônico sintonizado e atenua outras harmônicas próximas, mas não é eficaz para uma banda mais larga de sinais, depende da fonte de alimentação, pois o uso de filtro compensado é obrigatório no caso da presença de grupos geradores, funciona adequadamente apenas se não houver alteração nas cargas durante a vida da instalação.

O **filtro ativo** ou condicionador ativo é usualmente ligado em paralelo entre a fonte e a carga poluidora. Esse filtro analisa cada uma das fases continuamente, em tempo real, monitorando a corrente de carga. Dessa análise, obtém-se o espectro harmônico, que é a indicação da presença da fundamental e de todas as demais componentes harmônicas do sinal.

O condicionador então gera um sinal de corrente que é igual a diferença entre a corrente total de carga e a fundamental. Essa corrente que é a soma das correntes harmônicas defasadas de 180° , é injetada na carga de forma que a resultante no ponto de ligação do filtro será uma corrente senoidal semelhante (forma de onda e intensidade) à fundamental da fonte. E podem ser conectados em qualquer ponto da instalação, visando a compensação das harmônicas geradas por uma ou várias cargas não lineares.

2.7.1.1 – Efeitos em transformadores

As harmônicas geram perdas adicionais nos transformadores, tais como as perdas devido ao efeito Joule nos enrolamentos, acentuadas pelo efeito pelicular. Perdas por histerese e correntes parasitas nos circuitos magnéticos. Assim submetidos a um aquecimento excessivo (maiores perdas), o que faz com que sofram um maior fator de desclassificação (k), ou seja, é o coeficiente de desclassificação pelo qual a potência do transformador será dividida, para a definição da nova capacidade do transformador, além de estarem sujeitos a um maior nível de ruídos e vibrações (PROCOBRE, 2001).

Dependendo da forma como são ligados os enrolamentos primário e secundário de um transformador ele torna-se mais adequado para o confinamento de certas ordens de harmônicas. A utilização de transformadores com ligação delta/estrela provocará o confinamento da terceira harmônica e suas múltiplas inteiras, que é particularmente recomendado para a alimentação de quadros que atendam principalmente fontes monofásicas.

Se as cargas geradoras de harmônicos são trifásicas, predominam principalmente as harmônicas de quinta e sétima. Nesses casos uma técnica recomendada para a segregação dessas harmônicas consiste na utilização de um transformador com duplo secundário, onde se realiza um defasamento angular de 30° entre os enrolamentos (PROCOBRE, 2001).

2.7.1.2 – Efeitos em capacitores

A princípio, uma das funções dos capacitores é a correção do fator de potência de uma instalação. A impedância de um capacitor diminui com o aumento da frequência. Se a tensão é distorcida, altas correntes harmônicas serão absorvidas pelos capacitores. Além disso, as reatâncias da instalação elétrica podem trazer riscos de ressonância com esses capacitores, o que pode aumentar consideravelmente a amplitude das harmônicas em todos os equipamentos (TAVARES, 2008).

2.7.2 - Flutuações rápidas de tensão

De acordo com a norma ND50 (2008), alguns equipamentos elétricos de consumidores, ao serem conectados ao sistema de distribuição, podem provocar flutuações de tensão durante a sua operação normal de funcionamento, tendo como consequência a cintilação (*efeito flicker*), que é a impressão visual de uma luminosidade oscilante de modo regular ou irregular. O termo cintilação refere-se a uma impressão subjetiva e não deve ser confundida com a flutuação de tensão que é uma variação do valor de tensão.

Dentre os diversos equipamentos elétricos que são utilizados na rede de distribuição destacam-se aqueles que, em seu regime normal de operação, podem provocar flutuações de tensão, dentre estes equipamentos encontra-se a máquina de soldagem a resistência por ponto. A duração da corrente de solda pode variar de 0,1 a 10 segundos conforme o porte das chapas ou barras a serem soldadas. Quanto maior a espessura da chapa a ser soldada, maior a potência necessária, portanto menos operações ou flutuações por minuto, devido a pequenas vibrações geradas pela frequência. Os limites de flutuações de tensão admissíveis para a máquina de soldagem a resistência por ponto CA são apresentados na Tab. 1 do Anexo 5, e os limites de flutuação de tensão admissíveis para a máquina de soldagem a média frequência a corrente contínua são apresentados na Tab. 2 Anexo 5.

Quando a máquina de solda já se encontra instalada, basicamente, a análise compreenderá em uma avaliação da flutuação total provocada pela máquina de solda, que deve levar em conta a queda de tensão na rede secundária e a queda de tensão interna no transformador de distribuição. Nesta análise leva-se em conta a obtenção da potência de curto-circuito da máquina de solda, cálculo da queda de tensão na rede secundária devido apenas a máquina de solda e comparação da queda de tensão na rede secundária e no transformador de distribuição com o valor máximo de flutuação admissível em função do tipo de máquina de solda.

A potência de curto-circuito da máquina de solda conforme a ND50 (2008) é obtida pela Equação 2.4.

$$S_{cc} = 2.S_{nom}[kVA] \quad (2.4)$$

onde: S_{cc} potência de curto-circuito da máquina de solda;

S_{nom} potência nominal da máquina de solda.

A queda de tensão interna percentual nos transformadores de distribuição trifásicos, provocada pela máquina de solda pode ser calculada conforme a ND50 (2008) pela Equação 2.5 para máquinas de solda trifásicas, Equação 2.6 máquinas de solda bifásicas e Equação 2.7 máquinas de solda monofásicas.

a) Máquinas de solda trifásicas

$$QT_{trafo}(\%) = Z(\%) \cdot \left(\frac{S_{cc}}{S_{trafo}} \right) \quad (2.5)$$

b) Máquinas de solda bifásicas

$$QT_{trafo}(\%) = 2 \cdot Z(\%) \cdot \left(\frac{S_{cc}}{S_{trafo}} \right) \quad (2.6)$$

c) Máquinas de solda monofásicas

$$QT_{trafo}(\%) = 6 \cdot Z(\%) \cdot \left(\frac{S_{cc}}{S_{trafo}} \right) \quad (2.7)$$

Onde: $QT_{trafo}(\%)$ - queda de tensão no transformador devido a máquina de solda;

S_{cc} - potência de curto-circuito da máquina de solda, em kVA;

S_{trafo} - potência nominal do transformador de distribuição, em kVA.

$Z(\%)$ - impedância porcentual do transformador de distribuição, que pode ser obtido dos dados de placa do equipamento. Na falta desse dado utilizar os valores apresentados na Tab.2.2.

Tabela 2.2 - Impedância de transformadores de distribuição

Tipo	Potência (kVA)	Impedância Z(%)	
		13,8 kV	34,5 kV
Trifásico	≤150	3,5	4
	150 a 300	4,5	5
	> 300	4,5	5
Monofásico	até 100	2,5	3

A queda de tensão causada na rede secundária pela ligação da máquina de solda deve ser calculada pela seguinte Equação 2.8.

$$QT_{rede}(\%) = k \cdot \left(\frac{L}{100} \right) S_{cc} \quad (2.8)$$

onde:

k - coeficiente de queda de tensão (%/kVA x 100 m) apresentado respectivamente na Tabela 1 a Tabela 4 do Anexo 6. No cálculo da queda de tensão deve ser utilizado o fator de potência e os coeficientes compatíveis com o número de fases da máquina de solda;

L - distância, em metros, do transformador de distribuição ao ponto da rede está localizada a máquina de solda;

S_{cc} - potência de curto-circuito da máquina de solda, em kVA.

A comparação da queda de tensão na rede secundária e no transformador de distribuição com o valor máximo de flutuação admissível em função do tipo de máquina de solda, leva-se em conta as seguintes situações de acordo com as Equações 2.9 e 2.10:

$$QT_{trafo}(\%) + QT_{rede}(\%) \leq QT_{flutuação}(\%) \quad (2.9)$$

A máquina de solda pode ser liberada sem a necessidade de implementação de medidas corretivas e/ou preventivas na rede de distribuição.

$$QT_{trafo}(\%) + QT_{rede}(\%) \geq QT_{flutuação}(\%) \quad (2.10)$$

Neste caso, são necessárias alternativas visando minimizar as perturbações na rede.

2.8 – Avaliação do botão de solda

De acordo com Srikunwong (2005), soldabilidade de chapas de aço por meio de soldagem a resistência por ponto é definida com o intervalo das correntes $[I_{min}, I_{max}]$, onde I_{min} é a intensidade mínima de corrente produzindo o diâmetro da lentilha de solda, enquanto I_{max} é a intensidade máxima de corrente aplicada sem causar a expulsão do material das chapas (Figura 2.14). Expulsão é interpretada por uma queda no sinal de força durante a soldabilidade. Para se determinar soldabilidade é muitas vezes aplicada a condição pré-definida, que é indicado pelo conjunto padrão de três parâmetros: o tempo de soldagem, tempo de retenção e a magnitude da força de soldagem. No dia-a-dia é desejado obter o tamanho máximo de diâmetro antes da expulsão e uma melhor resistência mecânica de ruptura.



(a) Expulsão na superfície

(b) Expulsão interfacial

Figura 2.14 - Expulsão de material no processo de soldagem a resistência por ponto (SRIKUNWONG , 2005)

Segundo TWI (2004), o diâmetro médio da zona fundida é o principal critério de qualidade de soldas a ponto. O diâmetro de solda mínimo aceitável é normalmente de $4t$ ou $3,5t$, onde t é a espessura da chapa (com base na mais fina folha quando diferentes espessuras são utilizadas). Destaca-se que normativamente outros valores são adotados, como será apresentado no Item 2.7.3.

Os critérios mínimos de tamanho da solda são geralmente comuns a todos os tipos de materiais. A fratura normalmente deve ocorrer, porém, não pode ser possível em material de espessura ou quando as soldas são testadas no carregamento de cisalhamento ou de torção. Em outros casos, a fratura da interface pode indicar falha no botão de solda, ou fragilidade da solda devido à força aplicada na chapa de aço ou de composição.

2.8.1 – Aparência visual ou inspeção visual

Vários fatores devem ser controlados, dependendo da aplicação segundo TWi (2004), por exemplo:

- O recuo de superfície pode ser limitado a 10 ou 20% da espessura da chapa,
- Não marcação ou rosto de solda não são possíveis sem risco algum para o tamanho da lentilha de solda,

- Esporões na solda devem ser evitados, como as bordas afiadas podem ser um perigo para a segurança.
- Interface inicial é normalmente aceitável, a menos salientes nas bordas da chapa. Trincas na superfície ou poços normalmente devem ser evitadas.
- Distorção do componente substancial ou danos nas bordas normalmente não são permitidos.

Vargas (2006) afirma que a superfície de um ponto de solda deve ser uniforme na forma, relativamente plana e deveria ser livre de fusão superficial, indentação profunda dos eletrodos, trincas, descoloração ao redor da solda e outros fatores que indicam necessidade de manutenção dos eletrodos ou funcionamento impróprio do equipamento. Entretanto, a aparência superficial não é sempre um indicador confiável da qualidade da solda já que o desvio de corrente e outras causas de aquecimento insuficiente ou penetração inadequada, usualmente, não deixam efeitos visíveis nas chapas.

2.8.2 – Teste arrancamento

Trata-se de testes realizados através da aplicação de uma força de tração, habitualmente aplicada à interface entre as chapas soldadas (ISO 10447, 2006). A finalidade destes testes é a avaliação do diâmetro do botão de solda obtido e a forma de fratura apresentada pelo mesmo. O procedimento do teste de arrancamento pode ser feito de duas formas, uma “*chisel tests*” a outra “*peel tests*”

“*Chisel test*” consiste de teste destrutivo ou não destrutivo na utilização de cinzéis ou talhadeiras em que as chapas soldadas são ensaiadas por aplicação de uma força de tração perpendicular a superfície, conforme mostra a Fig. 2.15.

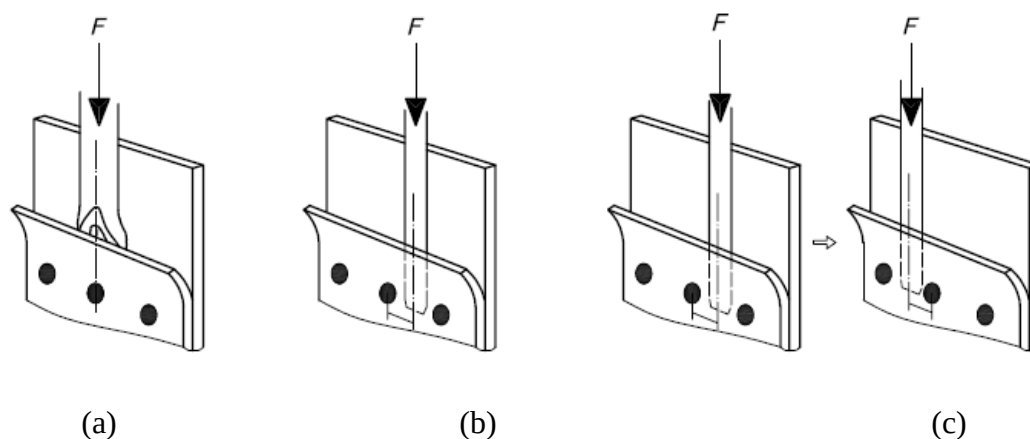


Figura 2.15 – Ilustração da rotina de arrancamento “Cinzel test” (a) Cinzel embutido; (b) Teste de lado; (c) Teste de ambos os lados (ISO 10447, 2006)

“Peel test” consiste de teste destrutivo no qual as soldas são ensaiadas por aplicação de uma força de remoção normal a superfície. Podendo ser realizada por intermédio de dispositivos manuais tais como alicates, turquesas, ou mecânicos como prensas, máquinas de tração, conforme ilustra a Figura 2.16.

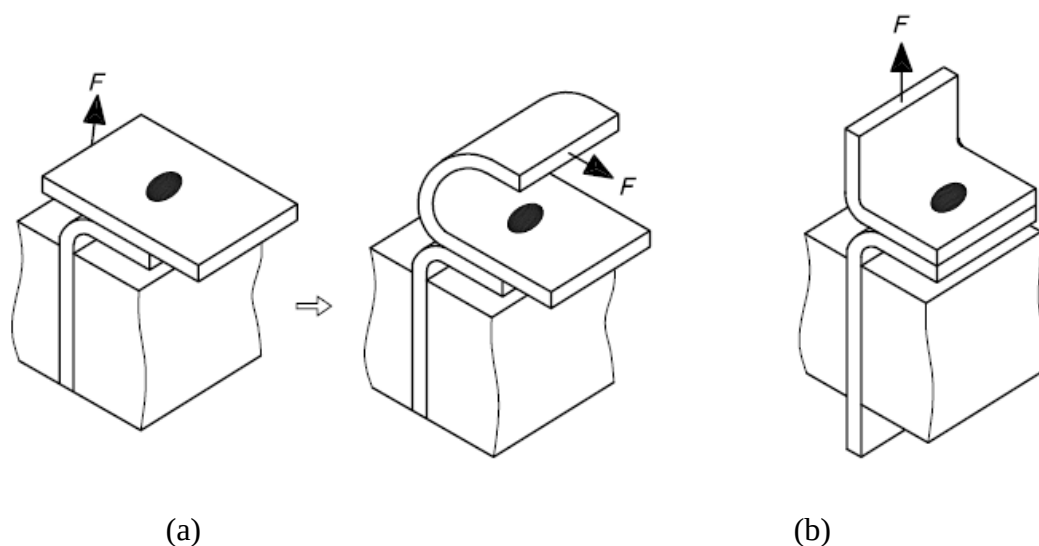
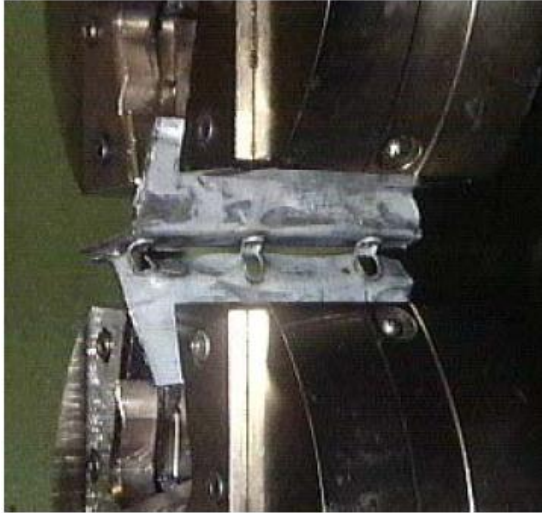


Figura 2.16 – Ilustração da rotina de arracamento “Peel test”, (a) Método manual, (b) Método mecânico (ISO 10447, 2006)

Neste ensaio, de acordo com Santos (2006), o espaço periférico das chapas é então dobrado na forma da Figura 2.17 (a), para que suas extremidades sejam posteriormente

fixadas a um dinamômetro de coluna. O dinamômetro de tração entre as extremidades exerce uma força de tração até que o ponto se rompa, conforme a Figura 2.17 (b).



(a) Dinamômetro em tração



(b) Pontos destacados

Figura 2.17 – Ensaio de tração (SANTOS, 2006)

2.8.3 – Medição dos diâmetros dos botões de solda

Após os ensaios de arracamento a avaliação da qualidade do botão de solda é feita com a medição do diâmetro. O método de medição segue a norma ISO 14373 (2006), definindo que as medidas devem levar em conta o maior e menor diâmetro do botão de solda arrancado. E estes podem apresentar-se sob a configuração simétrica, assimétrica e parcial, conforme ilustra a Fig. 2.18.

O cálculo do diâmetro do botão de solda com a forma simétrica e assimétrica é feito através da Equação 2.11.

$$d = d_p = \frac{(d_1 + d_2)}{2} \quad (2.11)$$

O cálculo do diâmetro do botão de solda com a forma parcial é feita através da Equação 2.12.

$$d = d_p = \frac{(d_1 + d_2)}{2} \text{ e } d_p = \frac{(d_2 + d_3)}{2} \quad (2.12)$$

Os valores de referência para diâmetro mínimo para o botão de solda (ϕ) para o rompimento do metal de base é dado pela Equação 2.13.

$$\phi = 4\sqrt{t} \quad (2.13)$$

onde t é a espessura da chapa soldada [mm].

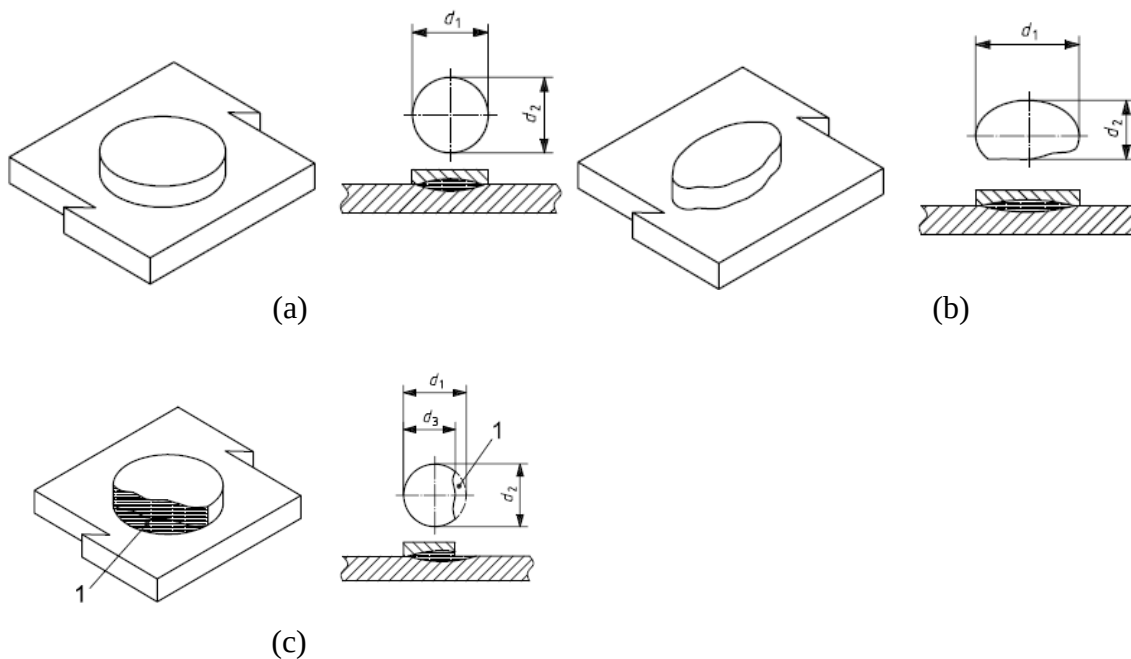


Figura 2.18 – Ilustração do método de medição do botão de solda, (a) Simétrica, (b) Assimétrica e (c) Parcial (ISO 14373, 2006)

2.9 – Considerações finais

A soldagem a resistência por ponto é um dos métodos mais versáteis de união de metais, e dependendo do número de peças a serem soldadas, pode-se ter um equipamento especializado, para elevadas taxas de produção de uma mesma peça.

Assim, a soldagem a resistência por ponto encontra grande aplicação na indústria automobilística, eletroeletrônica, etc. E com a introdução de novos métodos de controle de parâmetros que levam a um melhor nível de controle do processo, automação de etapas, de modo que o número de aplicações vem aumentando continuamente.

Foram apresentados neste capítulo os conceitos e definições do processo de soldagem a resistência por ponto. As topologias construtivas e comparações já existentes para máquinas CA e MFDC, e métodos de avaliação do botão de solda. As influências das harmônicas geradas por ambas as máquinas na rede elétrica também foram abordadas.

Desta forma, este capítulo vem dar suporte e justificar resultados encontrados em laboratório, que se encontram de acordo com a literatura, bem como as controvérsias ocorridas com alguns autores como, por exemplo, o fator de potência.

CAPÍTULO III

METODOLOGIA

Neste capítulo é apresentada a metodologia aplicada na concepção dos ensaios, montagem experimental, equipamentos e instrumentação. A intenção é originar informações que permitam ao leitor compreender e obter, caso necessário, a reprodução das condições de ensaios.

3.1 – Visão geral

Inicialmente se procedeu ao desenvolvimento do modelo matemático da máquina de soldagem a resistência por ponto conforme o ilustra o fluxograma da Fig. 3.1. Este modelo tem duas vertentes: modelo da máquina de soldagem a resistência por ponto na versão corrente alternada (CA) e modelo da máquina de soldagem a resistência por ponto à média frequência (MFDC). O modelamento de ambas as máquinas é mostrado em detalhes no Capítulo IV. Concomitantemente com o modelamento é necessário o levantamento de dados/parâmetros do circuito eletroeletrônicos das máquinas, que é apresentado no Capítulo IV.

Inicialmente não se sabia qual seria influência da resistência dinâmica na comprovação do modelo matemático das máquinas de soldagem, assim sendo, no fluxograma havia-se previsto o modelamento da carga (conjunto de resistências que compõe a solda da chapa), porém ao iniciar a sequência de ensaios e levantamento da corrente para comprovação dos modelos, verificou-se que a resistência total do conjunto que compõe a solda convergia para a

resposta de entrada, ou seja, a corrente medida durante o ensaio. Logo, esta etapa não foi necessária para a comprovação do modelo matemático da máquina de soldagem a resistência por ponto.

Após o modelamento ser implementado, foi proposta e realizada a sua validação experimental, apresentada no Capítulo V. Em sequência, foi traçado um planejamento experimental para realizar soldas em chapas de aço carbono galvanizada, com foco na realização de um comparativo entre as máquinas com base na eficiência energética das mesmas para se garantir um diâmetro mínimo do botão de solda, conforme apresentado no Capítulo VI.

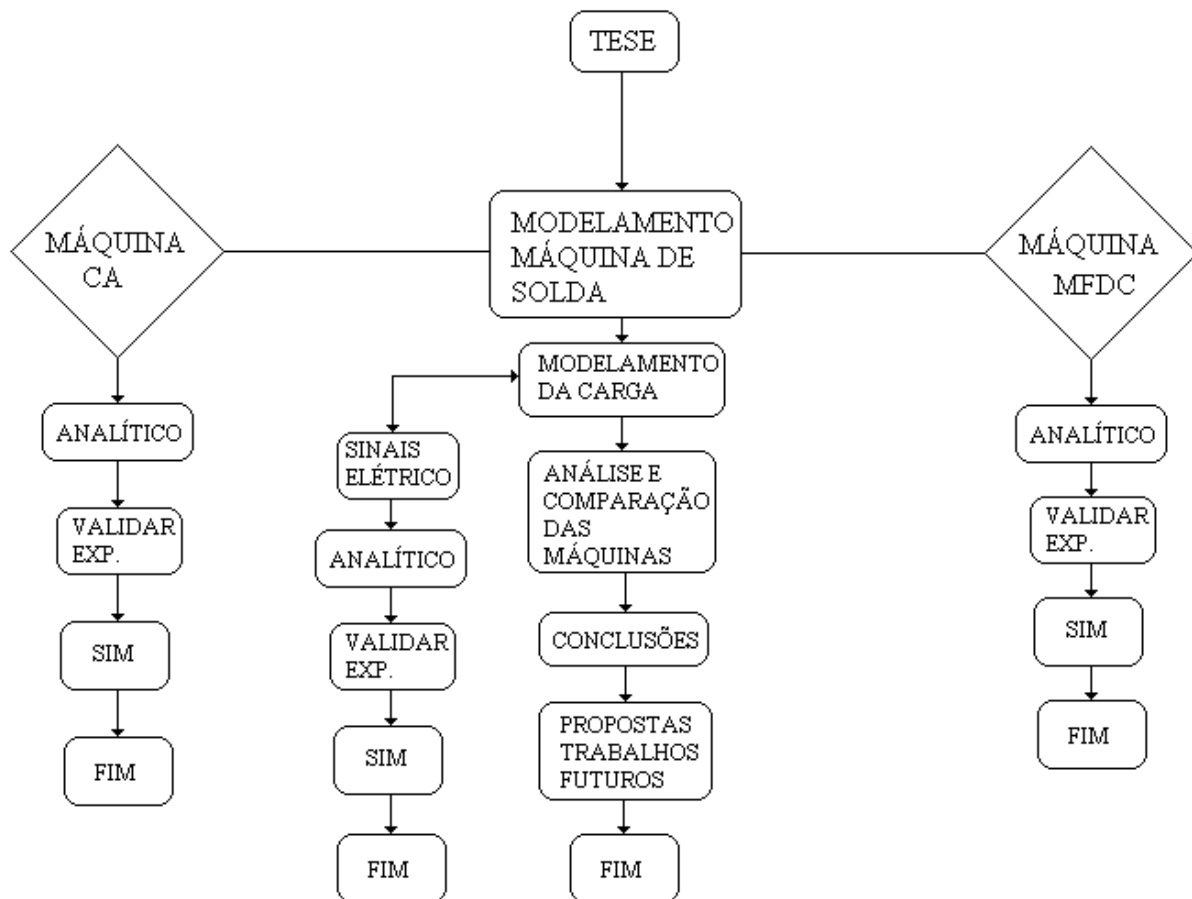


Figura 3.1 – Fluxograma de desenvolvimento do trabalho

3.2 – Equipamentos e instrumentação

3.2.1 – Transformador de alimentação das máquinas de solda a resistência por ponto

Ambas as máquinas de soldagem a resistência por ponto utilizadas neste trabalho são alimentadas em paralelo nas instalações físicas do Laprosolda, por meio de um transformador de potência trifásico abaixador de tensão da empresa Sulano Transkav Equipamento Elétricos, com potência de 75 kVA, tensão selecionado no secundário de 440 V, grau de proteção IP 23, ligação estrela, frequência de 60 Hz, isolamento de 1,2 kV, material de isolamento classe B e peso de 158 kg. Este transformador tem autonomia para alimentar apenas uma máquina de soldagem a resistência por ponto por vez. Assim, quando os ensaios são realizados em uma delas, a outra permanece desligada.

3.2.2 - Máquinas de soldagem por resistência a pontos

Para os procedimentos experimentais realizados utilizou-se duas máquinas de soldagem por resistência a ponto. A primeira, uma máquina monofásica de corrente alternada (CA) alimentada entre fases, composta de um transformador Soltronic HT75 2 MF, 440 V, 75 kVA, 170 A no lado primário e, fazendo conjunto com o transformador, um controlador da marca Fase Soldadura, com potência nominal de 54 kVA, e uma pinça de soldagem pneumática com pressão entre 730 e 2740 N refrigerada a água, conforme a Fig. 3.2. A corrente de soldagem entregue a carga no lado secundário varia de 1,0 a 9,2 kA, com 100 ciclos de solda na condição máxima.



(a)

(b)

Figura 3.2 – Controlador. (a) Máquina de solda CA, (b) Pinça de soldagem pneumática

A segunda, é uma máquina de solda a média frequência corrente contínua (MFDC), é composta de um transformador Bosch PSG 3.3100 com potência de 100 kVA a 50 %, tensão primária de 500 V, máxima corrente do primária de 116 A e frequência de 1000 Hz. Um controlador Bosch PSI 6100.100L e uma pinça de soldagem pneumática com pressão variando entre 660 a 3700 N refrigerada a água. A corrente de soldagem aplicada na carga no lado secundário varia entre 3 a 36 kA, conforme a Fig. 3.3.



(a)

(b)

Figura 3.3 - Controlador (a) e Pinça de Soldagem Pneumática do Equipamento De Soldagem (b) por Média Frequência Corrente Constante (MFDC)

3.2.3 – Sensores de efeito hall

Para aquisição dos sinais de corrente do lado primário optou-se pelo sensor de efeito hall LA 200-P, para a faixa de 10 a 250 A rms. Este sensor utiliza o resistor de precisão R_M , que responsável pelo nível de tensão do terminal M da Fig. 3.4. Este sensor é responsável por converter os sinais de corrente do lado primário do sensor em sinal de tensão que é proporcional a corrente de entrada. Os dados do sensor estão representados na Tab. 3.1.

Tabela 3.1 – Características do sensor hall de corrente

Característica	Valor
Máxima leitura de corrente RMS	200 A
Tensão de alimentação	+/- 15 V
Relação de transformação (k)	1:2000

Considerando a Fig. 3.4, o circuito de medição pode ser visto como uma fonte de corrente em série com o resistor de medida R_M .

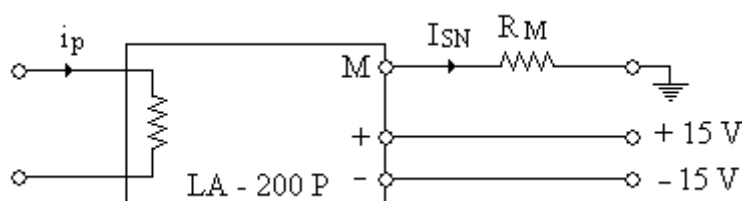


Figura 3.4 – Representação esquemática de ligação do sensor hall de corrente

A saída do sensor é em corrente e o resistor R_M foi projetado para o nível de tensão desejado no terminal M do sensor. O valor deste resistor pode ser calculado conforme a Equação 3.1.

$$R_M = \frac{V_{aq}}{I_{SN}} \quad (3.1)$$

onde:

V_{aq} – máxima tensão desejada no terminal M ;

I_{SN} – máxima corrente na saída do sensor, segundo a relação de transformação k .

Neste caso, a máxima tensão é de 10 V, enquanto que a corrente máxima é de 100 mA. Logo a resistência do resistor é de 100 Ω , porém o valor máximo recomendado pelo fabricante é de 60 Ω . Este valor foi, portanto, escolhido para a montagem.

A corrente medida pelo sensor pode ser convertida em um sinal de tensão conforme a Equação 3.2.

$$V_M = R_M \frac{i}{k} \quad (3.2)$$

onde:

V_M – Tensão de medida em V;

R_M – Resistor de medida em Ω ;

i - Corrente de saída da fonte em A;

k – relação de transformação do sensor.

O sistema utilizado para a aquisição da corrente do lado primário das máquinas de solda foi montado conforme mostra a Fig. 3.5.

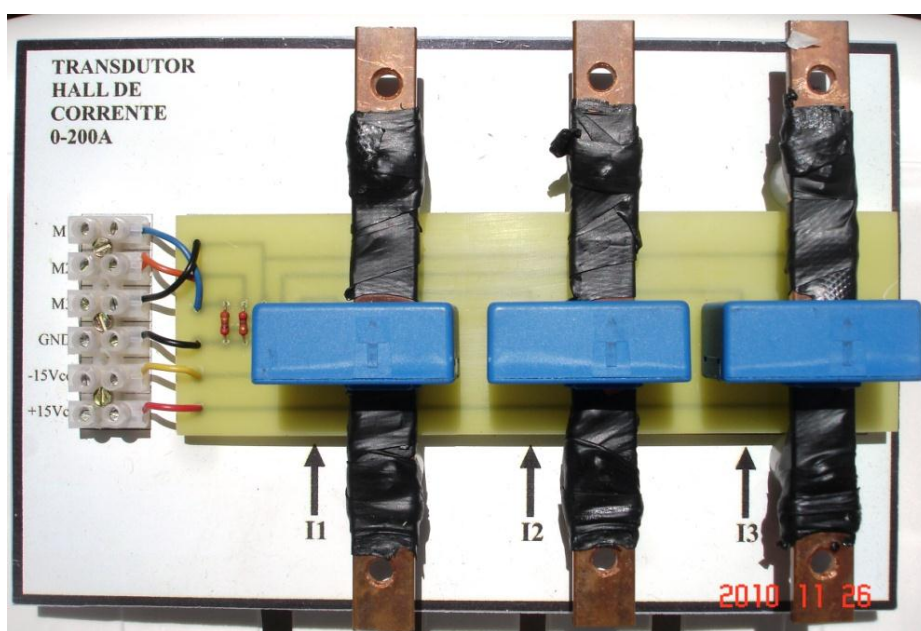


Figura 3.5 - Montagem do sensor de efeito hall de corrente

Para aquisição dos sinais de tensão do lado primário optou-se pelo sensor de efeito hall de tensão. A faixa de atuação deste sensor é de 10 a 500 V eficazes. Este sensor é responsável pela leitura dos sinais de tensão proporcionais a tensão do primário. Os dados do sensor estão representados na Tab. 3.2.

Tabela 3.2 – Características do sensor hall de tensão

Característica	Valor
Máxima leitura de tensão RMS	500 V
Tensão de alimentação	+/- 15 V
Relação de transformação (k)	1000:2500

O circuito desenvolvido que representa o sensor de efeito hall de tensão esta representado pela Fig. 3.6.

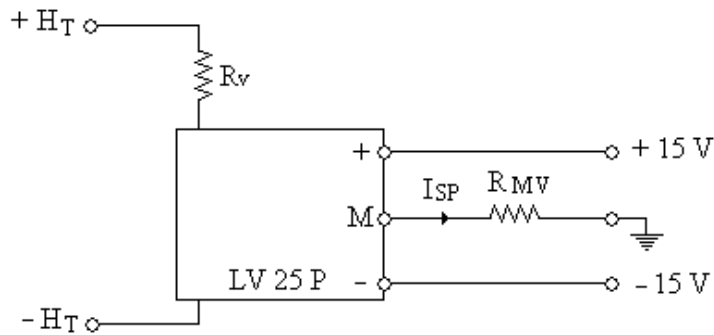


Figura 3.6– Representação do circuito do sensor de efeito hall de tensão.

O resistor R_v deve ser projetado de tal forma a obter o valor máximo de corrente, que, conforme o fabricante é de 10 mA. A resistência do resistor pode ser calculada conforme a Equação 3.3.

$$R_v = \frac{V_{m\acute{a}x}}{I_{pm\acute{a}x}} \quad (3.3)$$

onde:

$V_{m\acute{a}x}$ – máxima leitura de tensão;

$I_{pm\acute{a}x}$ – máxima corrente no primário do sensor hall de tensão.

Como a máxima tensão é de 500 V e a corrente de 10 mA, o resistor calculado tem resistência de 50 Ω e uma potência de 5 W.

A saída do sensor hall de tensão, como no sensor hall de corrente, é em corrente e o resistor R_{MV} deve ser projetado no nível de tensão desejado no terminal M do sensor. O valor deste resistor pode ser calculado conforme a Equação 3.4.

$$R_{MV} = \frac{V_{aq}}{I_{SP}} \quad (3.4)$$

onde:

V_{aq} – máxima tensão desejada no terminal M .

I_{SP} – máxima corrente na saída do sensor, segundo a relação de transformação k_N .

Da mesma forma que no sensor de efeito hall de corrente, tem-se a máxima tensão de 10 V, enquanto que a corrente máxima é de 25 mA. A resistência do resistor foi de 400 Ω , com uma potência de 5 W. O sistema utilizado para a aquisição do sinal de tensão foi montado conforme mostra a Fig. 3.7.

Para tensão de alimentação de ambos os sensores, necessita-se de uma fonte simétrica de +/- 15 V. Para montar o circuito foi necessário um transformador com entrada de 220 V e saída -15 V/+15 V/1 A, quatro diodos 1N4007, dois capacitores eletrolíticos 2200 μ F/25 V, dois capacitores eletrolíticos 220 μ F/25 V, dois resistores de 1,2 k Ω , dois LEDs, um regulador de tensão positiva 7815 e um regulador de tensão negativa 7915. O esquema do circuito utilizado para a montagem da fonte simétrica esta representada na Fig. 3.8.

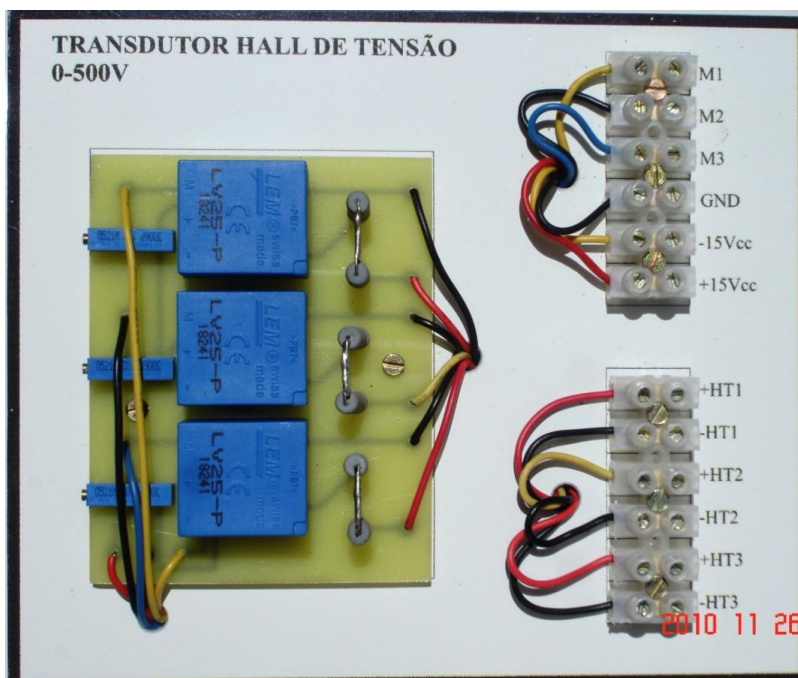


Figura 3.7 – Representação da montagem do sensor de efeito hall de tensão

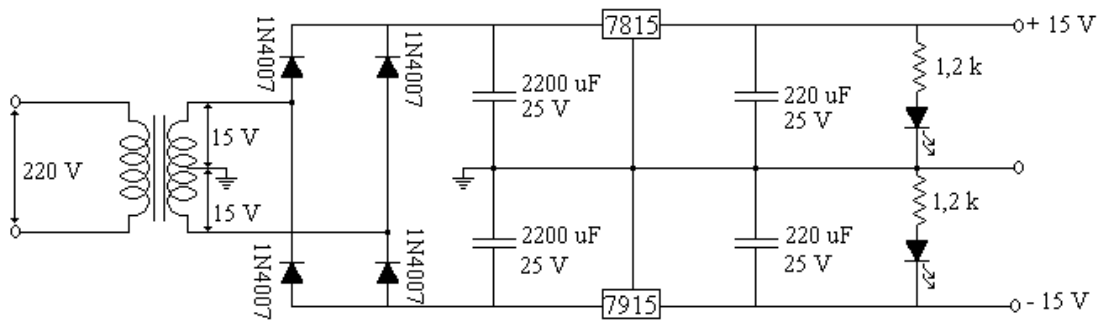


Figura 3.8 – Representação do circuito da fonte simétrica para alimentação dos sensores.

3.2.4 – Bobina de Rogowski

A bobina Chattock-Rogowski, segundo Tumanski (2007), foi apresentada pela primeira vez no século XIX, em 1887. Esta bobina hoje é utilizada como transdutor de corrente utilizando medidas de propriedades magnéticas. Esta bobina apresenta o campo magnético produzido pela corrente alternada no condutor, que induz uma tensão na bobina. A bobina não apresenta histerese, pois seu núcleo é de material não magnético. Possui boa linearidade, formato que facilita as medidas em lugares com acesso limitado, não possui contato físico com o circuito, um baixo consumo e uma baixa variação do sinal da saída de tensão com a temperatura. Além disso, a indutância mútua não depende da corrente nem da frequência do sinal a medir. A única limitação em frequência vem determinada pela ressonância da bobina, a qual depende do projeto.

De acordo com Pettinga e Siersema (1983), uma bobina de Rogowski homogênea é constituída com abertura e seção constante fechada em torno de um condutor, possibilitando a circulação da corrente devido ao efeito da tensão induzida, conforme a Fig. 3.9.

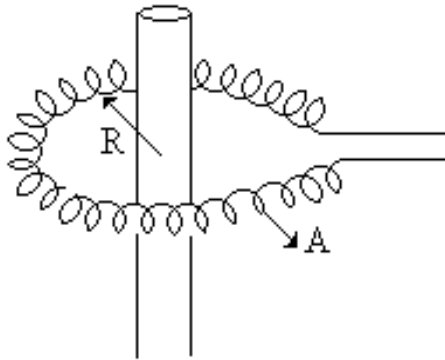


Figura 3.9 – Bobina de Rogowski sob um condutor

As medições de corrente na máquina de solda a resistência por ponto CA foram feitas com a bobina de Rogowski do tipo flexível apresentada na Fig. 3.10.



Figura 3.10 – Bobina de Rogowski flexível

Porém, para enviar informações para comparação entre corrente aplicada e corrente imposta ao circuito de controle da máquina para realizar a solda, utiliza-se uma bobina rígida de Rogowski conforme mostra a Fig. 3.11. Esta bobina é o transdutor de corrente que o controlador de ambas as máquinas fazem a leitura da corrente aplicada a chapa a ser soldada, comparando-a ao valor digitalizado pelo operador no controlador, caso não se encontre convergente ao valor digitado, faz-se a correção da mesma até obter-se o valor de referência fornecida pelo operador.



Figura 3.11 – Bobina de Rogowski rígida

A bobina flexível foi colocada sobreposta à bobina rígida com o objetivo de evitar a interferência do campo magnético de uma sobre a outra no momento da aquisição do sinal da corrente, tendo em vista que o campo magnético tem o mesmo sentido para ambas as bobinas. Deste modo, a corrente induzida na bobina flexível e na bobina rígida assumam o mesmo sentido (Fig. 3.12). Segundo Pettinga e Siersema (1983) e Manual MM-315A, para evitar sensibilidade para campos magnéticos externos, o ângulo entre o condutor primário e o plano da bobina deve ser de 90° .

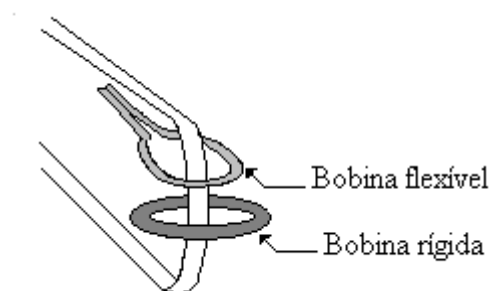


Figura 3.12 – Bobina flexível sobreposta à bobina rígida

A bobina utilizada tem o valor da resistência de $64,32 \, \Omega$, a indutância de $2,155 \, \text{H}$ e a capacitância de $503 \, \mu\text{F}$. É necessário realizar o modelamento da bobina, pois fornece somente a tensão induzida, devido a influência do campo magnético gerado pelo condutor conforme a Fig. 3.9. A corrente que circula no condutor gera um campo magnético que induz uma tensão

que é função da taxa de variação da corrente em relação ao tempo conforme mostra a equação 3.5.

$$e = M \frac{di}{dt} \quad (3.5)$$

onde:

i - é a corrente instantânea [A],

M - é o coeficiente de indutância mútua.

A indutância mútua vale

$$M = 2\pi \times 10^{-7} \frac{NA}{R}$$

onde: N – número de espiras,

A - é a seção transversal do enrolamento da bobina de Rogowski,

R - o raio da bobina de Rogowski.

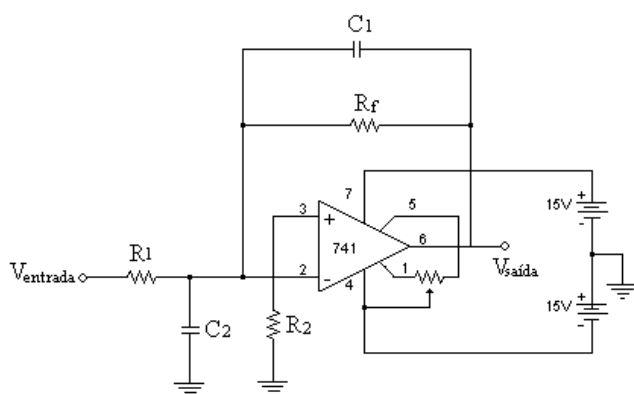
Segundo a Equação 3.5, a tensão induzida na bobina de Rogowski é proporcional à taxa de variação da corrente em relação ao tempo (di/dt). Assim, para obter o valor da corrente primária, ou seja, que circula no condutor, é necessário integrar a tensão induzida na bobina, conforme a equação 3.9.

$$i = \frac{1}{M} \int_0^t e dt \quad (3.6)$$

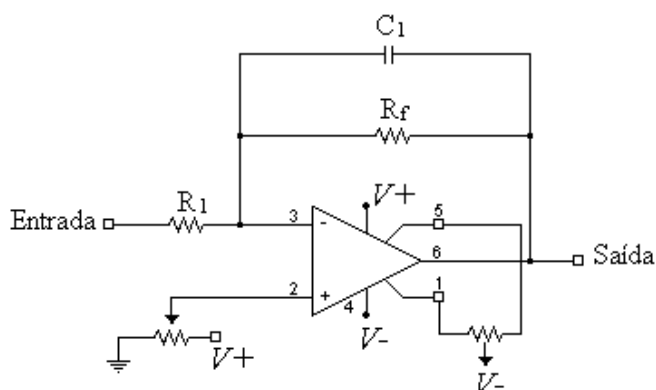
Um dos métodos de recuperar o sinal do primário conforme a norma ISO 17657-1 (2005), é o transdutor de integração. Foi confeccionado o circuito integrador utilizando o

amplificador operacional AOP LM 741, pois trata-se de componente que oferece baixo custo para sua confecção.

A máquina de solda CA trabalha com uma frequência de 60 Hz, sendo construído o transdutor conforme mostra a Fig. 3.13 (a). Para a máquina de solda MFDC que trabalha com uma frequência de 1000 Hz foi construído o transdutor conforme a Figura 3.13.(b). A necessidade da construção do transdutor da máquina de solda MFDC se deu em função do integrador da CA quando utilizado para aquisição do sinal de corrente da MFDC atenuar bastante o sinal, impedido a nitidez do mesmo. E nesta topologia foi necessária utilizar uma outra forma de compensação de off-set em função da frequência elevada.



(a)



(b)

Figura 3.13 - (a) Circuito do transdutor de integração da bobina de Rogowski para máquina CA 60Hz, (b) Circuito do transdutor de integração da bobina de Rogowski para máquina MFDC 1000Hz.

No circuito da Fig. 3.13 (a) tem-se o resistor R_f em paralelo com o capacitor C_1 . O objetivo é descarregá-lo para evitar que uma tensão inicial no capacitor seja somada ao resultado de uma ação anterior de integração. A tensão de saída é dada pela integral que esta representada pela Equação 3.7.

$$V_{saída} = -\frac{1}{R_1 C_1} \int_0^t v_{entrada} dt \quad (3.7)$$

No processo de teste surgiu tensão de “offset” com desvio do zero do sinal. De acordo com o fabricante, esta é gerada pelos transistores do estágio diferencial de entrada do AOP, pois não são idênticos, e assim, provoca desbalanceamento interno do qual resulta uma tensão de offset. Deste modo, conforme indicado na Fig. 3.13 foi inserido entre os pinos 1 e 5 com derivação no pino 4, um potenciômetro, possibilitando o cancelamento do sinal de erro presente na saída através de ajuste. A alimentação do LM 741 foi feita pela fonte simétrica projetada e montada conforme a Fig. 3.8.

Na entrada do circuito integrador, tem-se um circuito de integração passiva, com a função de limitar a faixa da frequência de corte do sinal de tensão de alimentação do circuito integrador, ou seja, a tensão de saída da bobina de Rogowski, conforme a Equação 3.8.

$$f_c = \frac{1}{2\pi R_2 C_2} \quad (3.8)$$

Segundo Júnior (2003), o ganho A_{vf} é dado pela Equação 3.9. Esse ganho irá estabilizar em um valor igual a R_f/R_1 (em modulo) quando a frequência for nula. Em altas frequência, o mesmo trabalha como integrador e em baixas frequências como inversor.

$$A_{vf} = \frac{R_f/R_1}{\sqrt{1 + (2\pi f R_1 C_1)^2}} \quad (3.9)$$

Portanto, o circuito integrador tem uma faixa de operação para atuar como integrador. A faixa que o circuito tende a atuar como integrador necessita que a frequência da rede f seja maior do que a frequência limite de trabalho f_L do circuito ($f > f_L$) conforme a Equação 3.10. Caso contrário, ($f < f_L$) o circuito tende a trabalhar como um amplificador inversor de ganho $-R_f/R_1$.

$$f_L = \frac{1}{2\pi R_f C_1} \quad (3.10)$$

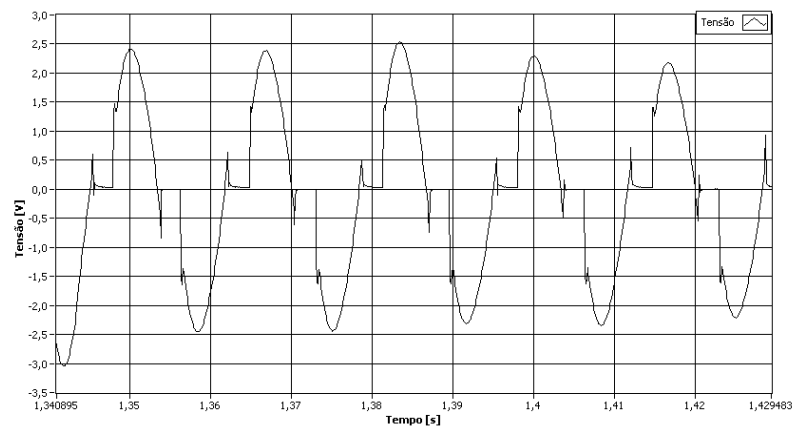
A resistência do resistor R_2 que tem a função de auxiliar no controle da tensão de offset, é calculada conforme a Equação 3.11.

$$R_2 = \frac{R_1 \cdot R_2}{R_1 + R_2} f \quad (3.11)$$

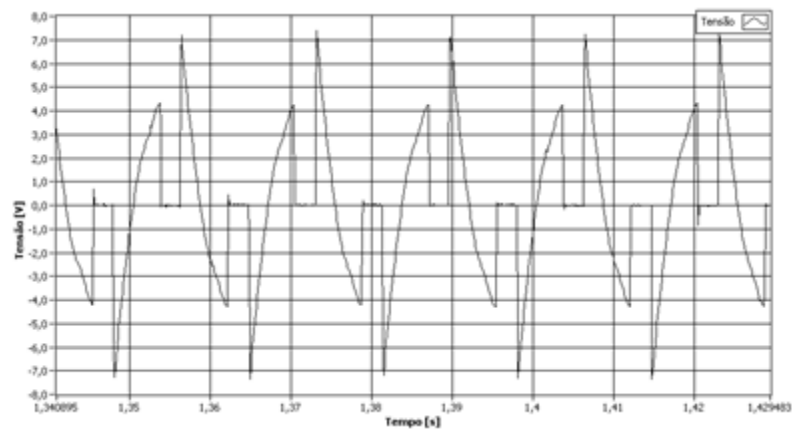
Os valores encontrados para os componentes de montagem do projeto do transdutor de integração da máquina de solda CA foram: $R_1 = 4,65 \text{ k}\Omega$; $R_f = 46,51 \text{ k}\Omega$; $R_2 = 4,03 \text{ k}\Omega$; $C_1 = 6,90 \text{ }\mu\text{F}$; $C_2 = 818,8 \text{ nF}$;

Os valores encontrados para os componentes de montagem do projeto do transdutor de integração da máquina de solda MFDC foram: $R_1 = 100 \text{ k}\Omega$; $R_f = 1\text{M}\Omega$; $C = 2,2\text{nF}$; *potenciômetro de 10 k*.

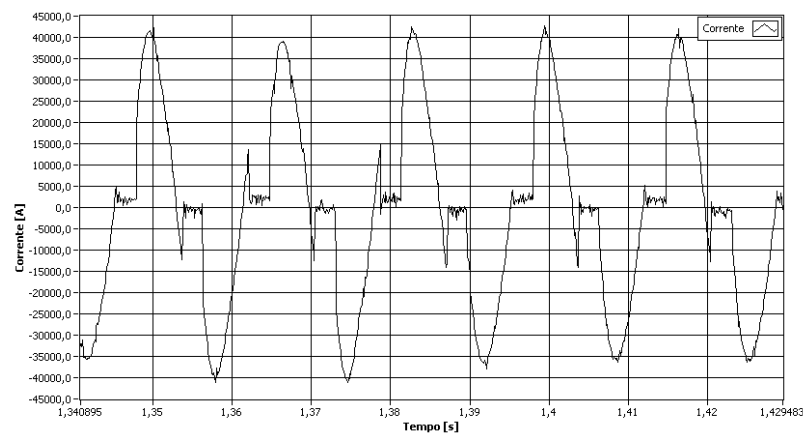
A forma de onda da corrente obtida pelo transdutor de integração desenvolvido para a máquina de soldagem a resistência por ponto (CA), com frequência de 60 Hz, esta representada na Fig. 3.14 (c), enquanto que a de tensão esta na Fig. 3.14 (b). Observe que a forma de onda da tensão (V_s) entre os eletrodos, Fig. 3.14 (a), da qual esta inserido a chapa de 2 mm, tem o formato semelhante ao da corrente obtida pelo transdutor de corrente, que integra o sinal de tensão da bobina de Rogowski, Fig. 3.14 (c). Este fato é função da carga que o transformador enxerga ser resistiva, e carga resistiva tem o mesmo formato de onda para a tensão e corrente.



(a)



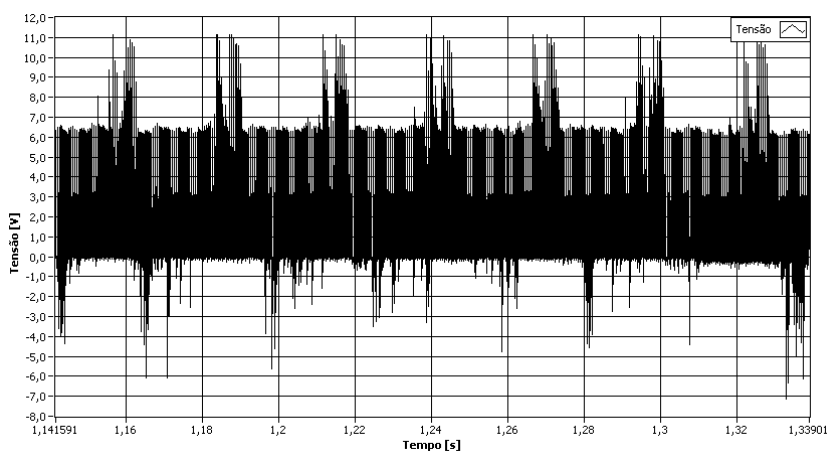
(b)



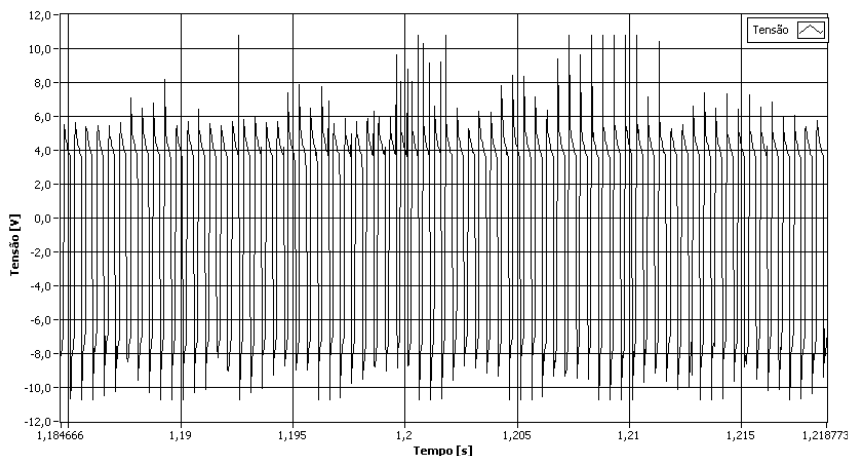
(c)

Figura 3.14 - (a) Forma de onda da tensão entre os eletrodos, (b) Forma de onda da tensão da bobina de Rogowski, (c) Forma de onda corrente obtida experimentalmente pelo transdutor de integração para máquina CA, frequência 60 Hz.

Igualmente a forma de onda obtida pelo transdutor de integração desenvolvido para a máquina MFDC, frequência 1000 Hz, esta representada pela Fig. 3.15 (c). Observe que a forma de onda da tensão (V_s), Fig. 3.15 (a) entre os eletrodos, da qual esta inserido a chapa de 2 mm, tem o formato semelhante ao da corrente obtida pelo transdutor de corrente, que integra o sinal de tensão da bobina de Rogowski, Fig. 3.15 (b). Este fato se deve que a carga que o transformador avista é resistiva, e carga resistiva tem o mesmo formato de onda para a tensão e corrente.

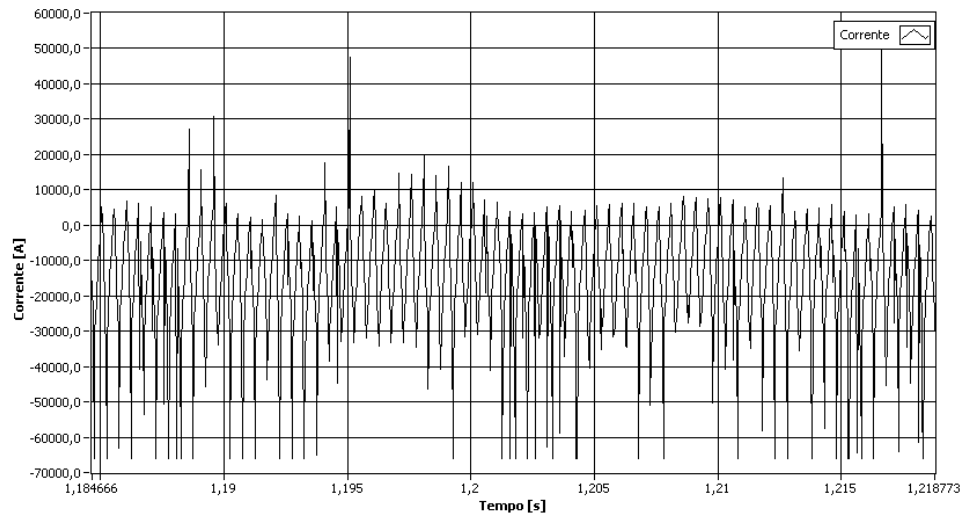


(a)



(b)

Figura 3.15 – (a) Forma de onda da tensão entre os eletrodos, (b) Forma de onda da tensão da bobina de Rogowski, (c) Forma de onda obtida experimentalmente pelo transdutor de integração para a máquina de soldagem a resistência por ponto a média frequência (MFDC), frequência 1000 Hz



(c)

Figura 3.15 (continuação) – (a) Forma de onda da tensão entre os eletrodos, (b) Forma de onda da tensão da bobina de Rogowski, (c) Forma de onda obtida experimentalmente pelo transdutor de integração para a máquina de soldagem a resistência por ponto a média frequência (MFDC), frequência 1000 Hz

3.2.5 – Sistema de aquisição de dados

Para a aquisição de dados utilizou-se uma placa de aquisição National Instruments NI-USB-6009 com 8 entradas analógicas, de 14 bits e frequência de amostragem de 48 kS/s. O esquema de ligação está representado conforme a Fig. 3.16.

Os sinais de tensão e corrente capturados são condicionados através dos sensores para tensões de amplitude máxima de 10 V, possuem os seus valores corrigidos para os respectivos valores reais no programa em que já estão armazenadas as respectivas configurações de faixas de leituras utilizados nos sensores. Este programa foi desenvolvido utilizando o conceito de instrumentação virtual, tendo como ambiente de desenvolvimento o software LabVIEW 8.2

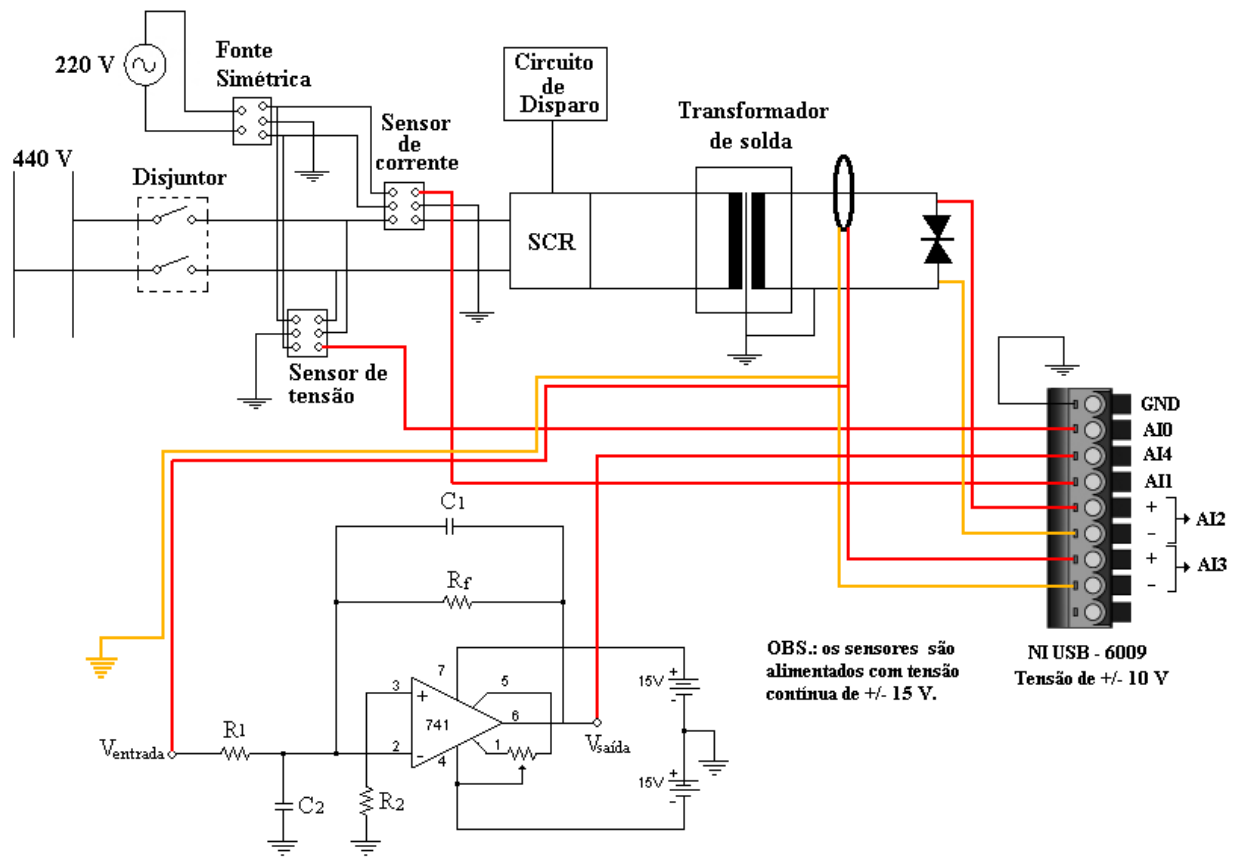


Figura 3.16 – Esquema de ligação dos sensores para aquisição de dados

3.2.6 – Método de levantamento dos parâmetros do transformador

As máquinas de solda a ponto têm o transformador como elemento de transformação da tensão e corrente tornando-as adequadas para formação do botão de solda. Para avaliar o processo de soldagem, são necessários os parâmetros do transformador, pois, através destes é possível a construção do circuito equivalente, conforme a Fig. 3.17. Este circuito possibilita averiguar as perdas, a regulação de tensão e eficiência do transformador.

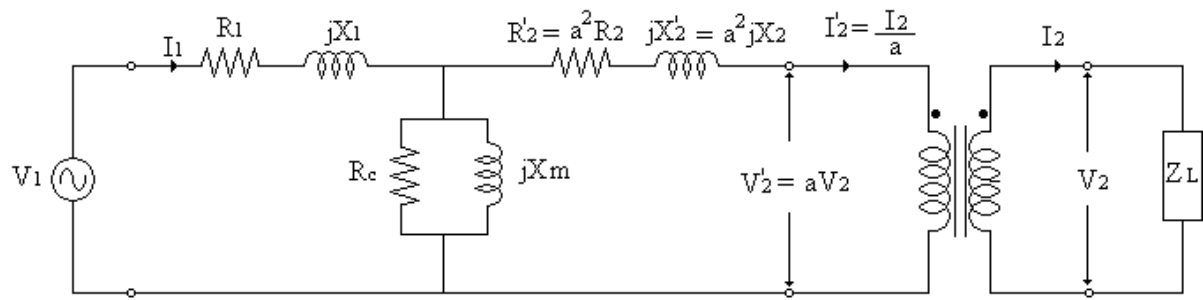


Figura 3.17 – Circuito equivalente do transformador, onde: R_1 , X_1 representam a resistência e reatância do lado primário; R'_2 , X'_2 representam a resistência e reatância refletidas ao lado primário; R_2 , X_2 representam a resistência e reatância do lado secundário; R_c , X_m representam a resistência de perdas no núcleo e reatância de magnetização

Estes parâmetros são obtidos através dos ensaios em vazio (fornece a resistência de perdas no núcleo e reatância de magnetização) e de curto-circuito (que fornece a reatância equivalente e resistência equivalente do transformador). O valor da resistência do primário é feita através de medição, e da resistência secundário é refletida ao primário, e é encontrada através da diferença da resistência equivalente e resistência medida do lado primário.

Porém, como no processo de soldagem a resistência por ponto no momento da realização da solda é um curto-circuito, os parâmetros necessários para a simulação do modelo da máquina de solda dependem somente dos parâmetros do ensaio a curto-circuito, conforme a Fig. 3.18.

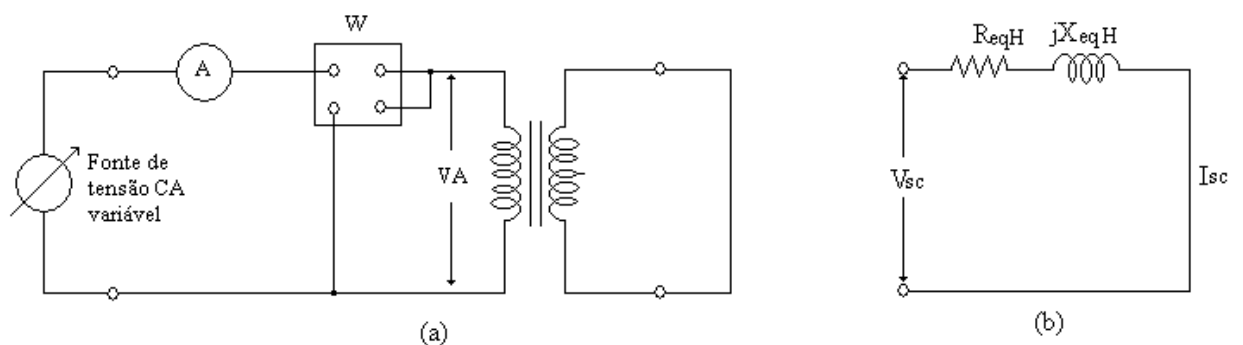


Figura 3.18 – Teste de curto-circuito do transformador: (a) diagrama de fiação; (b) circuito equivalente

De acordo com Toro (1994), para a realização deste ensaio de curto-circuito uma tensão CA pequena é aplicada ao lado de alta, em geral, por conveniência, pois do lado de alta a corrente é menor. Normalmente, esta tensão é variada até se obter o valor da corrente nominal do transformador; a leitura do wattímetro neste momento pode ser considerada idêntica as perdas no cobre do enrolamento. Isso se deve ao fato de que a tensão grandemente reduzida empregada no ensaio de curto-circuito torna a perda no núcleo desprezível. A perda da resistência equivalente do enrolamento do lado de alta tensão pode ser calculada através da Equação 3.12.

$$R_{eqH} = \frac{P_{sc}}{I_{sc}^2} \quad (3.12)$$

onde: P_{sc} potência fornecida pelo wattímetro;

I_{sc} corrente fornecida pelo amperímetro;

R_{eqH} resistência equivalente calculada do lado de alta tensão.

A impedância equivalente do lado de alta tensão é determinada pela Equação 3.13.

$$Z_{eqH} = \frac{V_{sc}}{I_{sc}} \quad (3.13)$$

sendo: V_{sc} a tensão aplicada e ajustada de tal forma a se obter a corrente nominal I_{sc} do transformador.

A reatância equivalente do lado de alta tensão é obtida através da Equação 3.14.

$$X_{eqH} = \sqrt{Z_{eqH}^2 - R_{eqH}^2} \quad (3.14)$$

A indutância equivalente é calculada pela Equação 3.15.

$$L_{eqH} = \frac{X_{eqH}}{2\pi f} \quad (3.15)$$

O cálculo fornecido pela Equação 3.13 representa a adição das reatâncias de dispersão do primário e do secundário. Ou seja, não fornece informação sobre os valores individuais de X_1 e X_2 . Sempre que o circuito equivalente aproximado for usado na análise, essa informação será desnecessária. Nas poucas ocasiões em que essa informação é necessária, uma simplificação considera é supor-se que $X_1 = X_2$. Ainda pela teoria da operação do transformador, a circulação da corrente nominal no enrolamento do lado de alta requer uma circulação correspondente da corrente nominal no circuito do secundário. É por essa razão que a perda total no cobre do enrolamento é medida no ensaio de curto-circuito.

Porém, no processo de soldagem há um curto-circuito no momento da solda. Assim sendo, fez-se a opção por aplicar diretamente as condições de ensaio a curto-circuito da teoria já apresentada anteriormente, possibilitando encontrar os parâmetros do circuito equivalente referido ao primário utilizando as Equações 3.12 até 3.15.

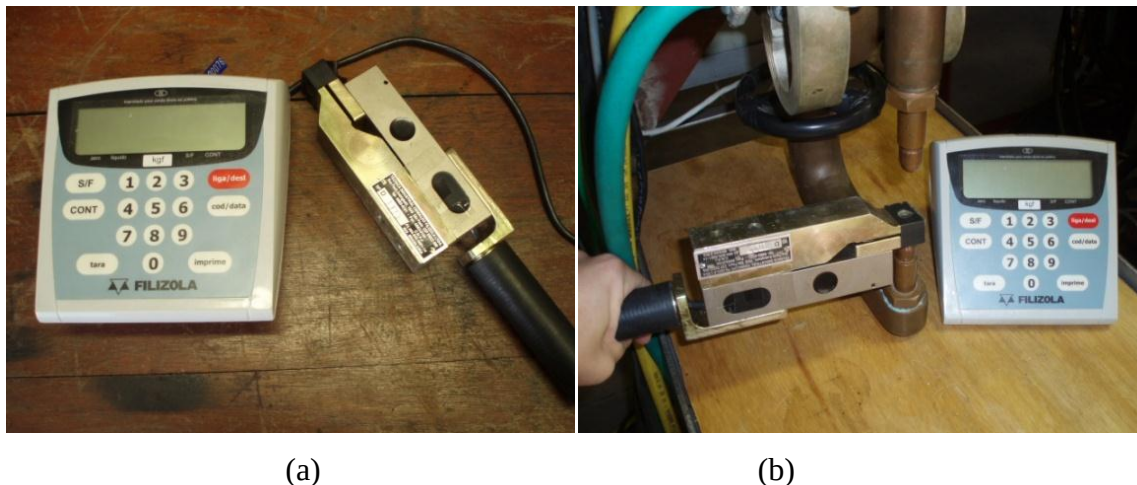
3.3 – Calibração

Nesta etapa foi realizada a calibração da força de soldagem das pinças e das correntes para ambas as máquinas. A calibração da força e corrente tem por objetivo definir a relação existente entre a força e corrente fornecida aos controladores e a força e corrente real entregue pelas pinças. Este processo foi realizado com equipamentos calibrados.

3.3.1 – Força de soldagem

A força de soldagem foi calibrada em ambas as máquinas objetivando ver a relação da força regulada nos controladores das máquinas e a força entregue pela mesma nas pinças durante o processo de soldagem.

Para a leitura da força entregue pelas pinças utilizou-se um dinamômetro digital Crown Filizola, conforme a Fig. 3.19. O sensor de carga foi colocado entre as pinças de soldagem, e os controladores das máquinas foram ajustados somente para pressão, isentando as pinças da passagem de corrente elétrica.



(a)

(b)

Figura 3.19 – (a) Dinamômetro digital utilizado, (b) Posicionamento entre as pinças de soldagem.

A leitura da força aplicada pelas pinças sobre o sensor de carga foi feita depois que o sistema entrasse em equilíbrio. Como no controlador o tempo é dado em ciclos, e cada ciclo corresponde a 16,7 ms, este foi calculado para que entrasse em equilíbrio aproximadamente em 2 seg., o que corresponde a aproximadamente 110 ciclos.

A intercalação do sensor de carga entre as pinças da máquina CA só foi possível com a retirada de uma das capas dos eletrodos, pois o espaço é insuficiente. Segundo Wolff (2008) a força medida é proporcional à pressão aplicada pelo sistema pneumático do equipamento, e os erros inerentes à retirada desta capa são insignificantes. Para evitar vazamento de água, o sistema de refrigeração foi fechado. Os resultados médios das três medidas obtidas pelo dinamômetro para cada valor inserido nos controladores variando de 1,1 kN a 6,5 kN estão dispostos na Tab. 3.3.

Tabela 3.3 – Valores inseridos nos controladores e valores medidos pelo dinamômetro para as máquinas CA e MFDC

Calibração da Força			
Ordem	Controlador (kN)	MFDC [kgf(kN)]	CA [kgf(kN)]
1	1,1	191(1,87)	Não foi possível fechar a pinça
2	1,4	214(2,09)	Não foi possível fechar a pinça
3	1,7	236(2,31)	127(1,25)
4	2,0	258(2,53)	155(1,52)
5	2,3	277(2,72)	176(1,72)
6	2,6	296(2,90)	201(1,97)
7	2,9	319(3,13)	226(2,22)
8	3,2	342(3,35)	248(2,43)
9	3,5	358(3,51)	275(2,69)
10	3,8	380(3,72)	300(2,94)
11	4,1	400(3,92)	332(3,26)
12	4,4	420(4,11)	358(3,51)
13	4,7	442(4,33)	380(3,72)
14	5,0	466(4,57)	406(3,98)
15	5,3	482(4,72)	430(4,21)
16	5,6	498(4,88)	455(4,46)
17	5,9	528(5,18)	480(4,71)
18	6,2	550(5,39)	507(4,97)
19	6,5	571(5,59)	531(5,21)

O valor mínimo da força de soldagem para a máquina CA foi de 1,7 kN, sendo que para valores inferiores a este a pinça não fechou. Para valores acima de 6,2 kN houve vazamento de ar através dos retentores da máquina, indicando que acima deste valor de pressão, a máquina trabalha forçadamente podendo danificar-se.

A máquina MFDC respondeu bem aos limites de força inseridas no controlador, deste 1,1 kN até 6,5 kN. Com os dados da Tab. 3.3 fez-se a plotagem da curva de calibração para

máquina MFDC conforme Fig. 3.20. E para a máquina CA a curva de calibração da força está plotada na Fig. 3.21.

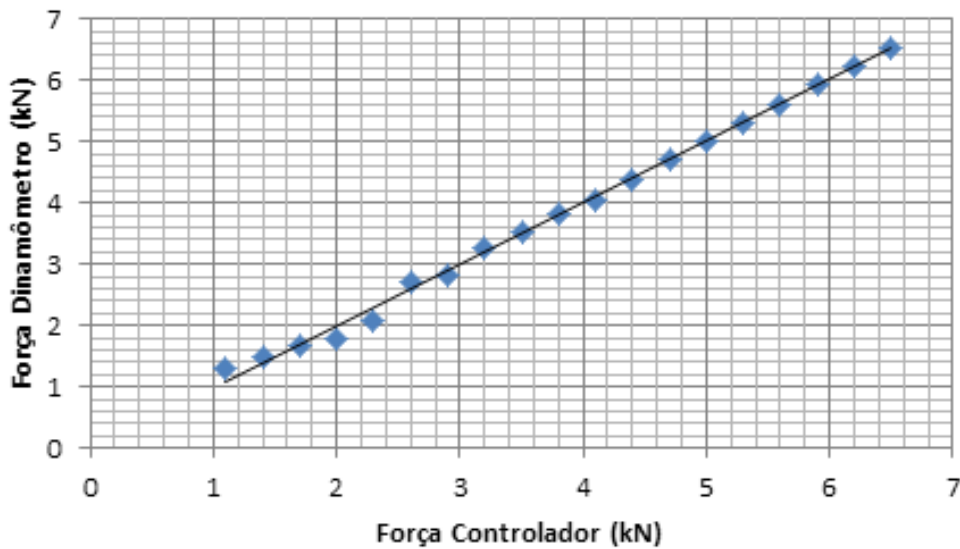


Figura 3.20 – Curva de calibração da máquina MFDC

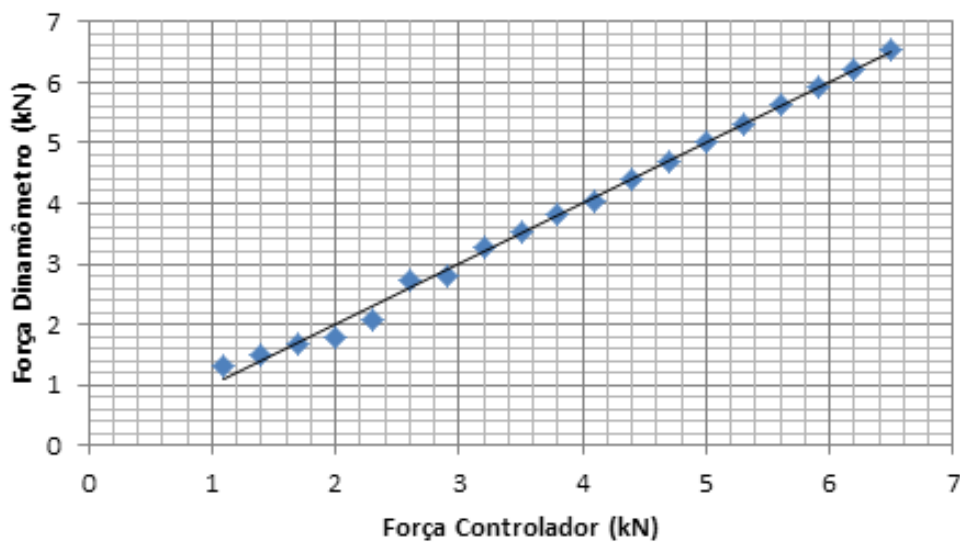


Figura 3.21 – Curva de calibração da máquina CA

3.3.2 – Corrente de soldagem

Para a medição de corrente no secundário das máquinas de soldagem foi utilizado o analisador portátil Miyachi MM-315 A (Fig. 3.22). Este é capaz de medir a corrente de soldagem tanto em corrente contínua, quanto em corrente alternada nas frequências de 50 Hz e 60 Hz. O tempo de soldagem também pode ser fornecido em ciclos ou em milissegundos. Para realizar as leituras deve ser acoplada ao analisador uma bobina toroidal, e ajustada entre os condutores do secundário sob um ângulo de 90 graus, pois o posicionamento da bobina sob outros ângulos gera influência na leitura das correntes.



Figura 3.22 – (a) Analisador portátil Miyachi, (b) Posicionamento da bobina toroidal conjuntamente com o analisador

As correntes aplicadas ao controlador para serem entregues ao secundário variaram de 1,1 kA a 9,4 kA (embora a máxima corrente obtida tenha sido de 9,2 kA). Os resultados das leituras do analisador portátil e fornecido pelo controlador da máquina após a soldagem estão mostrados na Tab. 3.4.

Os valores das correntes inseridos no controlador em relação leituras obtidas pelo analisador portátil e pelo próprio controlador apresentam divergências. O limite inferior e superior de corrente da máquina MFDC foi de 1,3 kA a 8,1 kA, enquanto que, a máquina CA foi de 1,6 kA a 9,2 kA. Assim sendo, a máquina MFDC tem um campo de trabalho limitado em relação a CA.

Com os dados da Tab. 3.4 fez-se a plotagem dos gráficos de calibração da corrente. Para a máquina MFDC está representado na Fig. 23, enquanto que para a máquina CA está representado na Figura 3.24.

Tabela 3.4 – Valores inseridos no controlador e valores medidos pelo controlador da máquina e do analisador portátil

Calibração da Corrente do Secundário					
Ordem	Controlador (kA)	MFDC (kA) Miyachi	MFDC (kA) Controlador	CA (kA) Miyachi	CA (kA) Controlador
1	1,1	1,3	1,04	1,64	1,6
2	1,4	1,5	1,23	1,66	1,6
3	1,7	1,66	1,44	1,74	1,7
4	2,0	1,80	1,61	2,05	2,0
5	2,3	2,09	1,90	2,39	2,3
6	2,6	2,71	2,10	2,61	2,6
7	2,9	2,81	2,72	2,93	2,9
8	3,2	3,27	2,83	3,22	3,2
9	3,5	3,54	3,47	3,52	3,5
10	3,8	3,83	3,77	3,82	3,8
11	4,1	4,04	3,99	4,12	4,1
12	4,4	4,39	4,35	4,40	4,4
13	4,7	4,70	4,66	4,70	4,7
14	5,0	5,02	4,96	5,00	5,0
15	5,3	5,32	5,26	5,26	5,3
16	5,6	5,62	5,56	5,56	5,6
17	5,9	5,92	5,86	5,85	5,9
18	6,2	6,23	6,15	6,12	6,2
19	6,5	6,53	6,45	6,45	6,5
20	6,8	6,84	6,7	6,73	6,8
21	7,1	7,16	7,05	7,02	7,1
22	7,4	7,47	7,36	7,31	7,4
23	7,7	7,79	7,64	7,61	7,7
24	8,1	8,27	6,58	7,99	8,1
25	8,4	Máquina não consegue	Máquina não consegue	8,27	8,4
26	8,8	Máquina não consegue	Máquina não consegue	8,69	8,8
27	9,1	Máquina não consegue	Máquina não consegue	8,98	9,1
28	9,4	Máquina não consegue	Máquina não consegue	9,26	9,4

Nos ensaios 25, 26, 27 e 28 a máquina MFDC não conseguiu gerar a corrente solicitada ao digita-la no controlador, pois a fonte de alimentação é inferior a potência da máquina MFDC. Mas a máquina CA conseguiu produzir as correntes.

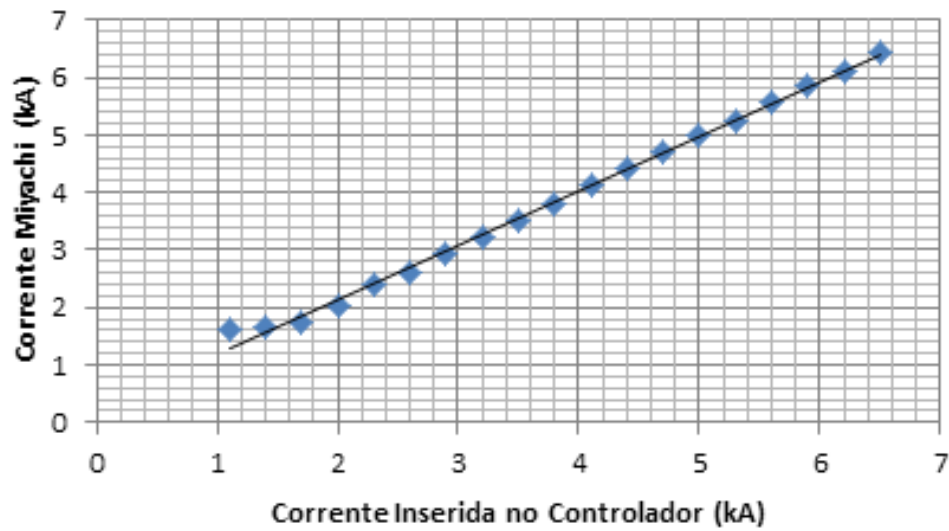


Figura 3.22 – Gráfico da calibração da corrente para a máquina MFDC

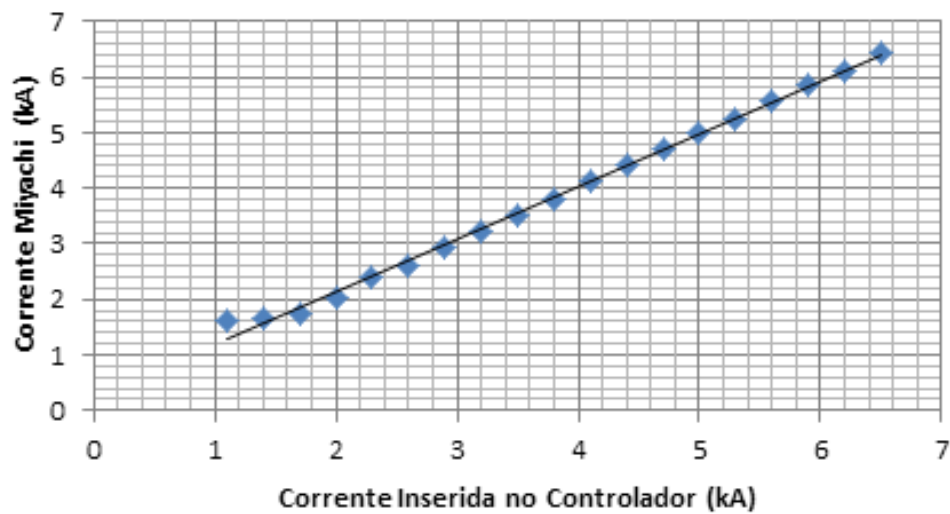


Figura 3.24 – Gráfico da calibração da corrente para a máquina CA.

3.4 – Material de soldagem

O material utilizado no processo de soldagem foi aços de alta resistência Dual-Phase 600 revestidos por galvanização a quente, com espessura de camada de revestimento de 14

micrometros. Os dados de medição se encontram no Anexo 1. A espessura da camada de revestimento foi medida com o Medidor Digital de Camadas DIGI-DERM Modelo 979-745, marca Mitutoyo. O material foi cortado em guilhotina na dimensão de 12 x 3,5 cm e sua limpeza foi realizada com pano seco para remoção do óleo. Para fazer pressão sobre estas chapas foram utilizados eletrodos Nippert F16CS02 RWMA classe 20 de formato dome, com 6mm de de raio de ponta.

3.4.1 – Teste de arracamento

Por facilidade e grande número de ensaios a serem realizados, o método selecionado para o ensaio foi, “*Peel test*”, utilizando uma máquina de tração das instalações do IFG, conforme a Fig. 3.25.



Figura 3.25 – Teste de arracamento utilizando máquina de tração

3.4.2 – Medição dos diâmetros dos botões de solda

A medição do diâmetro dos botões de solda foi executada com um paquímetro da marca Mitutoyo com resolução de 0,02 mm, levando-se em consideração ao Item 2.7.3.

3.5 – Procedimento experimental para validação do modelo matemático das máquinas

Na validação experimental do modelo matemático desenvolvido para as máquinas de solda CA e MFDC levou-se em consideração parâmetros de entrada e de saída, conforme mostra o diagrama da Fig. 3.26. Na entrada foi considerado constante o ciclo de soldagem e tensão de alimentação do lado primário da máquina, pois o interesse neste momento é validar o modelo matemático desenvolvido. Logo, os parâmetros de entrada foram resumidos a duas variáveis, a corrente a ser controlada pela máquina (secundário) sobre a carga e a dimensão da chapa a ser soldada. Todavia, tem-se como resposta a corrente do primário, a tensão do secundário e potência sobre a carga.

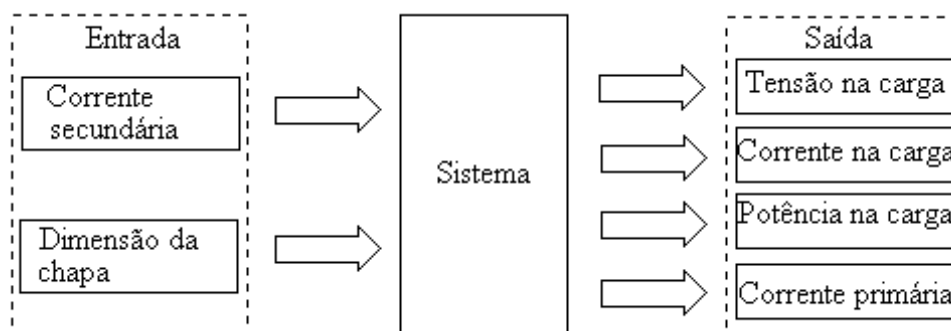


Figura 3.26 - Diagrama de blocos da estrada e saídas do planejamento experimental

Para validar o modelo necessita-se apenas da corrente do lado primário para a máquina de solda a ponto (CA). Já, para a máquina de solda a ponto com corrente contínua a média frequência (MFDC), a corrente de referência é a do secundário. Este modelo matemático pode ser comprovado de duas maneiras. A primeira se faz com a comparação do valor da corrente encontrada na simulação da máquina de solda através de um programa simulador, tal como o softwer de simulação computacional *Simulink*, em comparação com a corrente encontrada com o programa montado com as equações do modelo proposto. A segunda é a comparação da corrente medida no lado primário da máquina com a corrente calculada através do programa montado com as equações do modelo proposto.

De acordo com o diagrama da Fig. 3.26 têm-se duas variáveis de entrada a corrente secundária e dimensão da chapa a ser soldada, e como resposta a corrente do primário, tensão da carga, corrente na carga e potência da carga. Porém, para validar o modelo considera-se apenas a corrente do primário como resposta para as máquinas MFDC e CA.

Para validar os modelos foram utilizados três dimensões de chapas de aço galvanizado, 1,20 mm, 1,50 mm e 2,0 mm e três correntes de 3 kA, 6 kA e 9 kA. Do ponto de cada planejamento experimental, os fatores são a corrente e a chapa, enquanto os níveis são as correntes aplicadas nas chapas, sendo que para o nível baixo (-1) utilizou-se a de 1,20 mm com 3 kA, nível médio (0) a de 1,50 mm com 6 kA e de nível alto (+ 1) a de 2,0 mm com 9 kA, veja o resumo na Tab. 3.5.

Tabela 3.5 – Definição de fatores e níveis

Fatores	Níveis		
	-1	0	1
Corrente [kA]	3	6	9
Chapa [mm]	1,2	1,5	2

Um planejamento experimental para este processo, de acordo com Calado (2003), pode ser o fatorial 3^k , onde k representa os fatores avaliados em três níveis baixo (-1), médio (0) e alto (+1). Este método é usado quando se deseja detectar curvatura na função resposta, uma vez que o modelo de regressão é dado pela Equação 3.16:

$$Y = \beta_0 + \beta_1 x_1 + \beta_2 x_2 + \beta_{12} x_1 x_2 + \beta_{11} x_1^2 + \beta_{22} x_2^2 + \dots \varepsilon \quad (3.16)$$

O resumo do planejamento está representado na Tab. 3.6. Nesta tabela têm-se três referências para os valores medidos no processo de ensaios e três valores simulados

determinando-se os valores médios para ambos os casos. Neste procedimento fez-se a solda somente entre as chapas de mesma dimensão, pois a necessidade do momento é verificar o modelo matemático. Os ensaios foram realizados na seguinte ordem aleatória: 8, 7, 3, 2, 1, 4, 5, 9 e 6.

Para calcular a corrente simulada necessita-se encontrar a impedância equivalente referida ao lado primário. Portanto, o cálculo desta impedância é feito utilizando as Equações 3.12 a 3.14. E, com o valor da impedância equivalente para cada experimento, calcula-se a corrente simulada.

Tabela 3.6 – Planejamento experimental para validação dos modelos matemáticos

Procedimento		
Ensaio	Corrente [kA]	Chapa [mm]
1	-1	-1
2	-1	0
3	-1	1
4	0	-1
5	0	0
6	0	1
7	1	-1
8	1	0
9	1	1

3.6 – Procedimento experimental para analogia da eficiência energética das máquinas de soldas CA e MFDC

Nesta etapa do trabalho será comparada a eficiência energética das máquinas de soldas a resistência por ponto. Esta eficiência deve levar em conta a qualidade da lentilha de solda conforme as normas vigentes.

Conforme a literatura, explorada no capítulo dois, determinados parâmetros tem maior importância na formação da lentilha de solda. Observando esse detalhe, optou-se pelas variáveis que atendem ambas as máquinas de solda CA e MFDC, ou seja:

- Tempo;
- Força;
- Corrente;
- Chapa a ser soldada.

A disposição entre os fatores durante o ensaio e o nível de cada variável será determinada por um planejamento composto central. O modelo do planejamento identificando as variáveis de entrada e saída é mostrado no diagrama de bloco da Fig. 3.27. As variáveis de entrada são dimensão da chapa, corrente, força e tempo, enquanto que na saída tem-se o rendimento e qualidade da lentilha de solda.

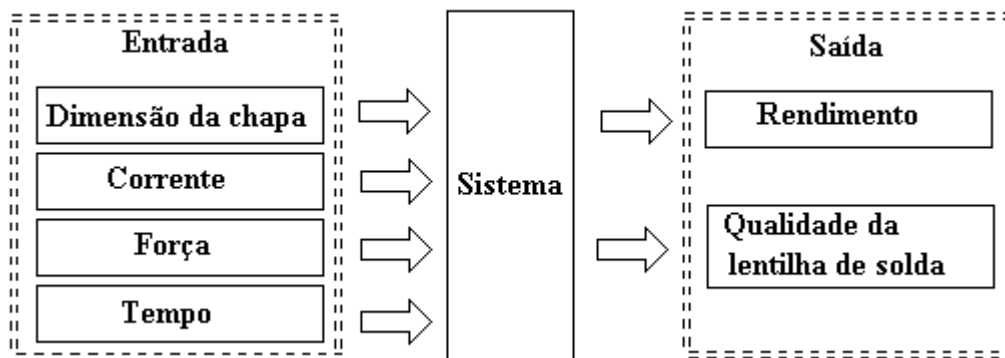


Figura 3.27 – Diagrama de bloco para o planejamento composto central.

O planejamento composto central (PCC) possui três etapas:

- a) Planejamento fatorial 2^k ;
- b) Ensaios com pontos axiais para uma variável $2k$;
- c) Ensaios realizados no ponto central n_2 .

De acordo com Calado e Montgomery (2003), os ensaios $2k$ e n_2 são pontos adicionais que transformarão o planejamento fatorial 2^k em PCC. Recomenda-se de 3 a 5 ensaios realizados no ponto central (n_2), permitindo, assim, prever a variância estável da resposta. Nos ensaios com pontos axiais para uma variável, devem ter o restante das variáveis, completada com o ponto central.

A quantidade de ensaios a ser realizada é dada por $N = 2^k + 2k + n_2$. Considerando $k = 4$ e $n_2 = 2$, o número de ensaios N será de 26. Os valores dos níveis das variáveis independentes são $-\alpha_1$; -1, 0; 1 e $+\alpha_1$, considerando o PCC ortogonal. O valor do nível codificado α_1 será dado pela Equação 3.17.

$$\alpha_1 = \left(\frac{QG}{4} \right)^{\frac{1}{4}} \quad (3.17)$$

onde, os valores de Q e G são dados por

$$Q = \left[(G + T)^{\frac{1}{2}} - G^{\frac{1}{2}} \right]^2 \quad (3.18)$$

$$G = 2^k \text{ e } T = 2k + n_2 \quad (3.19)$$

Portanto, para o PCC o α_1 calculado vale 1,4826, admitindo-se um planejamento ortogonal (valor de α calculado para ortogonalidade).

Para calcular o nível codificado das variáveis independentes, utiliza-se a Equação 3.20.

$$\xi = 2 \frac{x_i - \bar{x}}{x_{i\max} - x_{i\min}} \quad (3.20)$$

O valor de ξ da Equação 3.19 representa o valor codificado das variáveis independentes, enquanto $\bar{x}$, x_i , $x_{i\max}$ e $x_{i\min}$ identificam o valor médio, valor original, valor mínimo e valor máximo, respectivamente. O nível original para cada variável a serem utilizados nos ensaios é mostrado na Tab. 3.7.

Tabela 3.7 – Fatores e Níveis do PCC

Fatores	Níveis				
	$-\alpha_1$	-1	0	1	α_1
Corrente [kA]	4,5	5	6	7	7,5
Tempo [ciclos]	12,5	15	20	25	27,5
Força Pressão [kgf]	150	160	180	200	210
Chapa [mm]	1,0	1,2	1,6	2	2,2

A matriz do planejamento composto central que será utilizado para ambas as máquinas CA e MFDC está representado pela Tab. 3.8.

Os ensaios foram realizados na seguinte ordem aleatória: 6, 8, 13, 19, 7, 17, 14, 4, 3, 21, 11, 25 (C), 2, 24, 5, 18, 12, 9, 1, 15, 16, 20, 23, 26 (C), 22 e 10. Após a realização dos ensaios, a qualidade da lentilha de solda foi avaliada através de ensaio de arracamento.

Tabela 3.8 – Planejamento PCC

Ensaio	Procedimento			
	Corrente [kA]	Tempo [seg.]	Força [N]	Chapa [mm]
1	-1	-1	-1	-1
2	-1	-1	-1	1
3	-1	-1	1	-1
4	-1	-1	1	1
5	-1	1	-1	-1
6	-1	1	-1	1
7	-1	1	1	-1
8	-1	1	1	1
9	1	-1	-1	-1
10	1	-1	-1	1
11	1	-1	1	-1
12	1	-1	1	1
13	1	1	-1	-1
14	1	1	-1	1
15	1	1	1	-1
16	1	1	1	1
17	$-\alpha_1$	0	0	0
18	α_1	0	0	0
19	0	$-\alpha_1$	0	0
20	0	α_1	0	0
21	0	0	$-\alpha_1$	0
22	0	0	α_1	0
23	0	0	0	$-\alpha_1$
24	0	0	0	α_1
25 (C)	0	0	0	0

3.7 – Considerações finais

Neste Capítulo foi apresentada a metodologia adotada para o desenvolvimento experimental para a obtenção dos resultados. Foram montados em placas de PVC os sensores de efeito Hall de tensão e corrente para facilitar as suas conexões. Também foi desenvolvido um transdutor de corrente (circuito integrador) que trabalhou em conjunto com a bobina de Rogowski permitindo a leitura da corrente de solda no secundário, bem como capturar a forma de onda gerada.

Com os dados obtidos fez-se a comprovação do modelo matemático (desenvolvido no Capítulo IV) no Capítulo V e análise dos resultados no Capítulo VI.

CAPÍTULO IV

MODELAGEM DAS MÁQUINAS DE SOLDAGEM A RESISTÊNCIA POR PONTO

4.1 – Introdução

Neste capítulo é apresentado o modelo matemático que representam as máquinas de soldagem a resistência por ponto nas versões de corrente alternada (CA) e corrente contínua a média frequência (MFDC). O levantamento do modelo leva em consideração o componente responsável pela transformação de tensão e corrente aplicada diretamente na carga, ou seja, o transformador. Sempre que se deseja estudar uma máquina desenvolve-se um modelo que a represente, conforme descrito no Item 2.5.

Optou-se por refletir os parâmetros do secundário ao primário, inclusive a carga (resistência do conjunto eletrodo-chapa, chapa-chapa e chapa-eletrodo), fazendo com que toda a máquina fosse vista sob a referência da fonte de alimentação. A fonte alimenta a máquina de soldagem pelo lado primário do transformador, que facilita as medições, e permite verificar a influência do curto-circuito ocasionado pela solda na chapa no que diz respeito tensão, corrente de entrada e potência. Ao refletir o secundário para o primário, o circuito é reduzido a um circuito RL (resistivo – indutivo) equivalente, que tem a sua tensão e corrente de entrada controlado por SCR's ligados em antiparalelo, assim controlando no ciclo positivo e negativo

da tensão de entrada que é senoidal. Neste modelo, torna-se essencial o conhecimento dos parâmetros do transformador, que podem ser calculados conforme consta no Item 3.2.6.

O modelo desenvolvido para a máquina de soldagem a resistência por ponto à média frequência (MFDC) seguiu o mesmo método da máquina CA. Com base nas equações destes modelos, desenvolveu-se o programa de simulação para ambas as máquinas. Para a confirmação do modelo é necessário realizar experimentos que permitam comparar valores teóricos (simulados) com valores medidos. Porém, para a comprovação, a corrente do primário simulada será confrontada com o valor medido da corrente do primário. Convergingo com uma margem de erro aceitável, o modelo matemático desenvolvido para a máquina de soldagem CA será considerado validado.

4.2 – Modelagem da Máquina de Soldagem a Resistência por Ponto CA

Ao se analisar dispositivos (máquinas) é usual representá-los através dos circuitos equivalentes apropriados. Desta forma, a análise em profundidade, bem como a precisão dos cálculos, é facilitada pela aplicação direta de técnicas da teoria de circuitos elétricos. Assim sendo, a Fig. 4.1 apresenta o circuito equivalente da máquina de solda à resistência por ponto em corrente alternada (CA) monofásica. Esta máquina é composta de três partes:

- *Fonte de alimentação*: responsável pela alimentação da máquina de solda, podendo ser uma subestação;

- *Circuito gradador de tensão*: composto por dois SCR's antiparalelos, que são controlados pelo circuito de controle de disparo, atuando no ciclo positivo e negativo da tensão CA gerado pela fonte de alimentação;

- *Transformador*: responsável pela transformação da tensão e corrente que é aplicada ao primário, reduzindo a tensão e aumentando a corrente a padrões ideais para alimentar a carga conectada no secundário;

- *Carga*: composta pela resistência dos eletrodos, resistência entre eletrodos e chapas entre chapas.

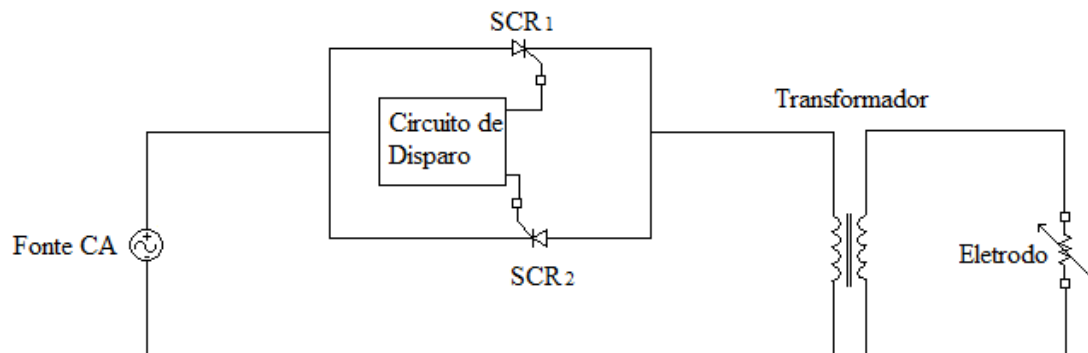


Figura 4.1 – Circuito que representa a máquina de solda CA

De acordo com Fitzgerald (2003) no transformador o fluxo do primário, Φ_1 , produz uma reatância indutiva primária X_{L1} , enquanto que o fluxo do secundário, Φ_2 , produz uma reatância indutiva secundária, X_{L2} . O enrolamento primário e secundário são constituídos de condutores de cobre, que têm certa resistência, que é conhecida como resistência interna do enrolamento primário R_1 e resistência interna do secundário R_2 .

As resistências e reatâncias dos enrolamentos do primário e secundário produzem quedas internas de tensão no interior do transformador, como resultado da corrente primária e secundária. Embora estas quedas de tensão sejam internas é conveniente representá-las externamente como parâmetros em série com o transformador, assim sendo, o circuito que representa a máquina de solda da Figura 4.1 se torna o circuito da Fig. 4.2.

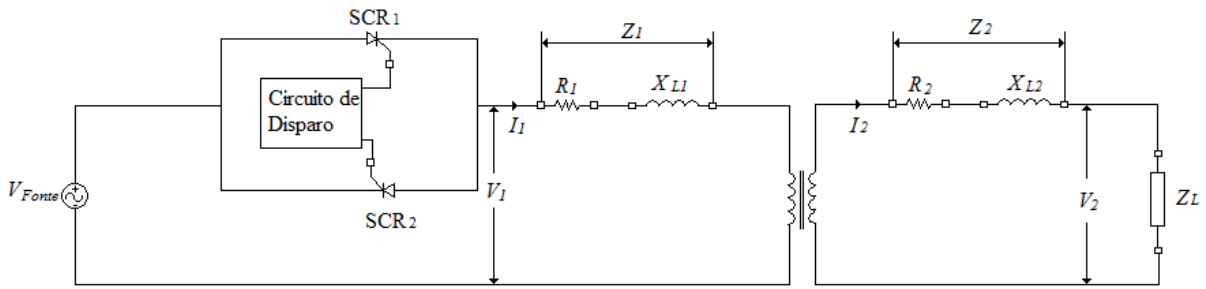


Figura 4.2 – Circuito da máquina de solda a resistência por ponto monofásica CA com resistência e reatância primária e secundária, produzindo as quedas de tensão do transformador

Observando o circuito da Fig. 4.2 nota-se que qualquer alteração na impedância de carga e na corrente do secundário reflete-se como uma alteração na corrente primária. Assim, é possível simplificar o transformador representando-o por um único circuito equivalente. Isto implica em refletir a impedância secundária e de carga ao primário, conforme mostra as Equações 4.1 e 4.2.

$$Z'_1 = a^2 Z_2 \quad (4.1)$$

$$Z'_L = a^2 Z_L \quad (4.2)$$

Da relação de transformação do transformador pode-se obter a tensão e corrente refletida do secundário ao primário de acordo com as Equações 4.3 e 4.4.

$$V'_1 = a V_2 \quad (4.3)$$

$$I'_1 = \frac{I_2}{a} \quad (4.4)$$

O parâmetro R_{Fe} representa as perdas de potência no ferro do núcleo do transformador (perdas por histerese e por correntes parasitas) e devidas à corrente de magnetização (I_m). Em paralelo com R_{Fe} está X_m representando a componente reativa do transformador. Portanto, a Fig. 4.2 pode ser redesenhada conforme a Fig. 4.3 que representa o circuito equivalente da máquina de solda a resistência por ponto monofásica CA.

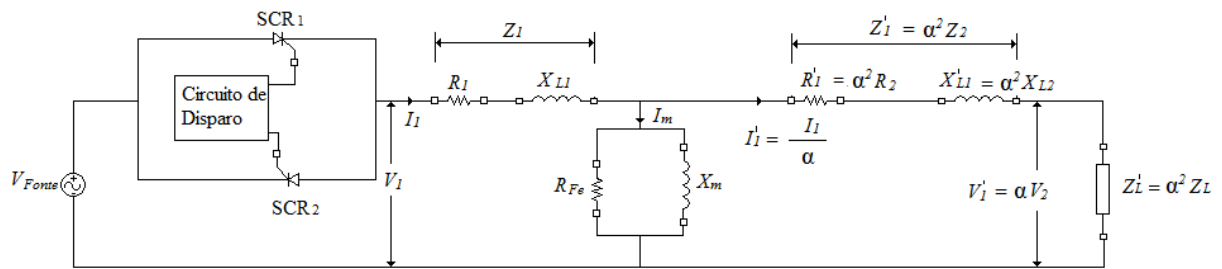


Figura 4.3 – Circuito equivalente da máquina de soldagem a resistência por ponto monofásica CA

No processo de soldagem, o transformador está ligado na condição de abaixador, ou seja, no secundário tem-se uma baixa tensão e uma corrente elevada, que é o desejado para o processo de soldagem a resistência por ponto (Canadian Welding Association Journal, 2005). Nesta condição tem-se que a corrente $I'_1 \gg I_m$ (a corrente refletida ao primário é muito maior do que a corrente de magnetização), permitindo supor que a corrente de magnetização seja desprezível e a corrente $I_1 = I'_1$, como mostra o circuito equivalente da Fig. 4.4.

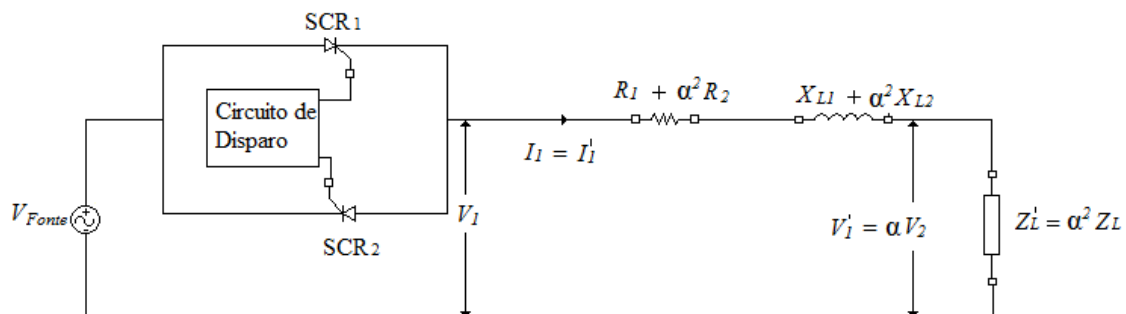


Figura 4.4 – Circuito equivalente da máquina de soldagem a resistência por ponto monofásico CA, desprezando o ramo magnetizante

No circuito da Fig. 4.4, considerando o SCR_1 conduzindo no tempo $t = 0$, e adicionando a impedância de carga aos parâmetros em série do circuito tem-se a impedância equivalente do circuito, conforme as Equações 4.5 e 4.6. Redesenhando o circuito da Figura 4.4 obtem o circuito da Fig. 4.5. E a resistência e reatância equivalente é expressa pela Equação 4.5 e 4.6.

$$R_{eq} = R_1 + a^2 R_2 + a^2 R_{solda} \quad (4.5)$$

$$X_{eq} = X_{L1} + a^2 X_{L2} + a^2 X_{solda} \quad (4.6)$$

onde $X_{eq} = \omega L_{eq}$.

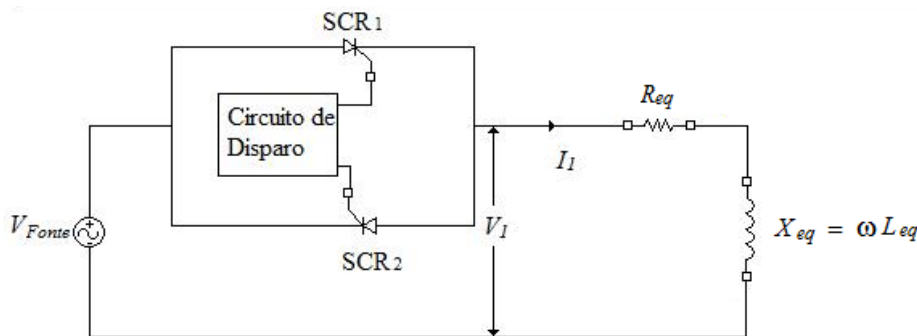


Figura 4.5 – Circuito equivalente da máquina de solda a resistência por ponto resumido

O circuito equivalente da máquina de solda a resistência por ponto pode ser visto como um circuito controlador de tensão de corrente alternada, ou regulador, que converte uma fonte de tensão CA fixa em uma fonte de tensão CA variável. A frequência de saída é sempre igual à frequência de entrada. Desta forma os SCR 's (*Silicon Controlled Rectifiers* – *Retificadores Controlados de Silício*) trabalham como chave bidirecional.

A carga do circuito controlador de tensão CA da Fig. 4.5 consiste no resistor R_{eq} em série com um indutor L_{eq} . As formas de ondas correspondentes ao circuito estão representadas na Fig. 4.6. O SCR_1 é acionando em α e SCR_2 em $\pi + \alpha$. Quando SCR_1 passar para o estado ligado, a fonte de tensão ficará ligada à carga, fazendo com que a tensão de saída $v_f = v_1$. A

corrente na saída i_l se forma em α . Entretanto, ela não passa a zero em π , mas continua a fluir até β , conhecido como ângulo de extinção. O intervalo durante o qual SCR_1 conduz é denominado ângulo de condução γ onde: ($\gamma = \beta - \alpha$). Quando SCR_2 passar para o estado ligado, uma corrente reversa fluirá na carga

Observando o gráfico da Fig. 4.6, o estabelecimento da corrente na saída coincide com o ângulo de disparo. Isto é, o ângulo de fase da carga θ onde: ($\theta = \tan^{-1}(X_{eq} / R_{eq})$). Nessa condição, obtém-se tensão de saída plena. Além disso, por causa da indutância da carga, o fluxo de corrente é mantido através do SCR, mesmo após a tensão de entrada ter sua polaridade invertida e passar a ser negativa. No instante em que a corrente na saída cai a zero, a tensão na chave sofre uma descontinuidade ideal. A forma de onda da tensão de saída tem uma forma senoidal com uma porção vertical removida. A porção que falta da forma de onda da tensão de saída representa a queda de tensão na chave SCR.

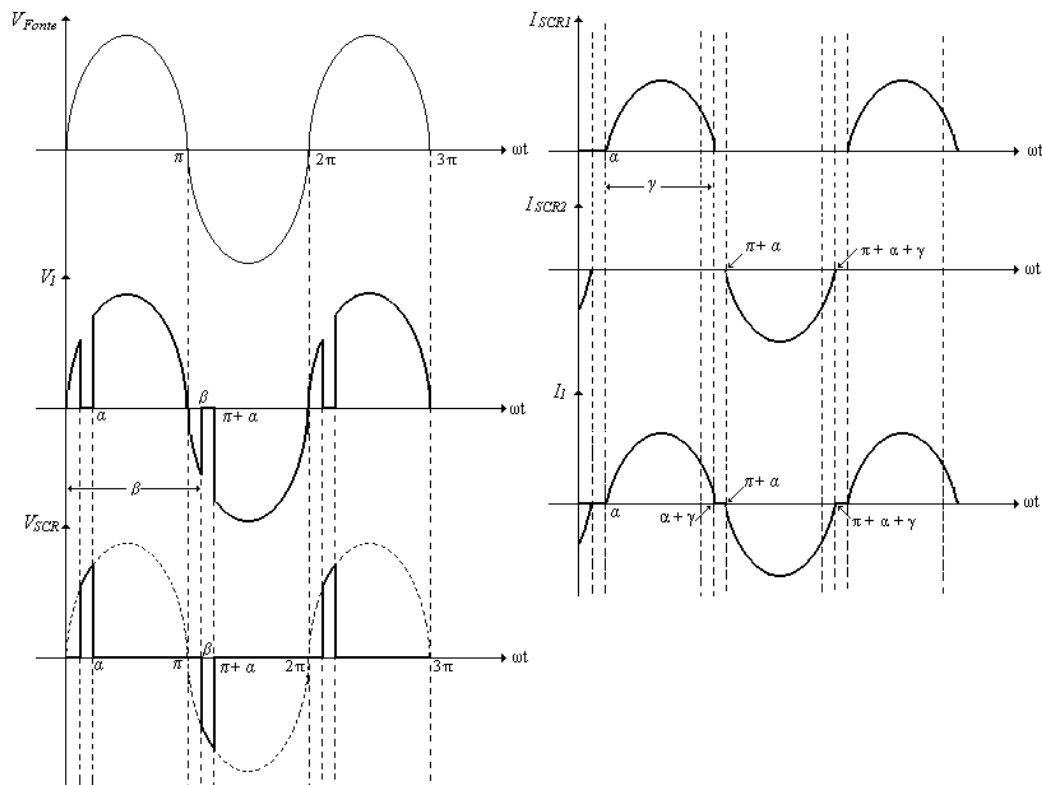


Figura 4.6 – Forma de onda de tensão, corrente no SCR_1 e pulsos de gatilho na entrada do transformador

Considerando $v_{fonte}(t) = \sqrt{2}V\text{sen}(\omega.t)$, a tensão instantânea de alimentação da máquina de solda CA e o ângulo de disparo for α , a corrente que circula na carga é encontrada a partir de

$$L_{eq} \frac{di_1}{dt} + R_{eq} i_1 = \sqrt{2}.V.\text{sen}(\omega.t) \quad (4.7)$$

Fazendo $\omega t = \theta$ e a tensão máxima em função da tensão eficaz ($V_m = \sqrt{2}V$) tem-se a equação 4.8.

$$\frac{di_1}{d\theta} + \frac{R_{eq}}{\omega L_{eq}} i_1 = \frac{V_m}{\omega L_{eq}} .\text{sen}\theta \quad (4.8)$$

Pode-se colocar a equação 4.8 em função do fator de qualidade da indutância ($q = \frac{\omega L_{eq}}{R_{eq}}$) e encontrar a equação 4.9.

$$\frac{di_1}{d\theta} + \frac{i_1}{q} = \frac{V_m}{qR_{eq}} .\text{sen}\theta \quad (4.9)$$

A solução da Equação 4.9 para encontrar a equação da corrente é da forma expressa pela Equação 4.10.

$$i_1(\theta) = \frac{V_m}{R_{eq}} \cos \phi \left[\text{sen}(\theta - \phi) - \text{sen}(\alpha - \phi) e^{\frac{\alpha - \theta}{q}} \right] \quad (4.10)$$

Pode-se observar que na Equação 4.10 a tensão da carga (e corrente) será senoidal se o ângulo de disparo (α) for menor que o ângulo da carga, ϕ . Se α for maior que ϕ , a corrente da carga será descontínua e não senoidal. Devido a energia armazenada na indutância, a corrente continua a fluir no circuito após a tensão da fonte passar para o ciclo negativo. Ou seja, a corrente i_1 cai para zero quando o SCR_1 é desligado e $i_1(\theta = \beta) = 0$. Assim sendo, tem-se condições de encontrar o valor do ângulo β impondo estas condições na Equação 4.10 e encontrando a Equação 4.11.

$$\sin(\theta - \phi) - \sin(\alpha - \phi)e^{\frac{\alpha - \theta}{\gamma}} = 0 \quad (4.11)$$

Se $\alpha = 0$, a Equação 4.11 fornece $\sin(\beta - \phi) = \sin(\alpha - \phi) = 0$ e $\beta - \alpha = \gamma = \pi$. Como o ângulo de condução, γ , não pode exceder a π e a corrente de carga tem de passar por zero, o ângulo de disparo α não pode ser menor que ϕ e a faixa de controle do ângulo de disparo é $\phi \leq \alpha \leq \pi$. Se $\alpha \leq \phi$ e os pulsos de gatilho dos SCR 's são de longa duração, a corrente da carga não muda com α , mas ambos os SCR 's conduzem por π . O SCR_1 seria disparado em $\omega t = \phi$ e os SCR_2 em $\omega t = \pi + \phi$.

A tensão eficaz de saída é dada pela Equação 4.12.

$$V_1 = \left[\frac{2}{2\pi} \int_{\alpha}^{\beta} 2V_1^2 \sin^2(\omega t) d(\omega t) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4.12)$$

A solução da Equação 4.12 é expressa conforme a Equação 4.13.

$$V_1 = V \left[\frac{1}{\pi} \left(\beta - \alpha + \frac{\sin 2\alpha}{2} - \frac{\sin 2\beta}{2} \right) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4.13)$$

A corrente eficaz do SCR pode ser encontrada a partir da Equação 4.10 conforme a Equação 4.14.

$$I_{SCR1} = \left[\frac{1}{2\pi} \int_{\alpha}^{\beta} i_1^2 d(\omega t) \right]^{\frac{1}{2}} = \left\{ \frac{1}{2\pi} \int_{\alpha}^{\beta} \left[\frac{V_m}{R_{eq}} \cos \phi \left(\sin(\theta - \phi) - \sin(\alpha - \phi) e^{\frac{\alpha - \theta}{q}} \right) \right]^2 d(\omega t) \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (4.14)$$

Resolvendo a Equação 4.14 encontra-se a Equação para o calculo do valor eficaz da corrente no SCR_1 conforme expressa a Equação 4.15.

$$A = 0,5(\beta - \alpha) + 0,25[\sin(-2\beta + 2\phi) - \sin(-2\alpha + 2\phi)]$$

$$B = -\frac{\cos(-\beta + 2\phi - \alpha)}{q} - \sin(-\beta + 2\phi - \alpha) + \frac{\cos(-\beta + \alpha)}{q} + \sin(-\beta + \alpha)$$

$$C = \cos(-2\alpha + 2\phi) + \sin(-2\alpha + 2\phi) - \frac{1}{q}$$

$$D = \cos(-2\alpha + 2\phi - 1)$$

$$E = 1 - \cos(-2\alpha + 2\phi)$$

$$I_{SCR1} = \frac{V_m}{\sqrt{2} \cdot R_{eq}} \left[A + \frac{e^{\frac{\alpha - \beta}{q}}}{1/(q^2 + 1)} B + \frac{1}{1/(q^2 + 1)} C + 0,25q \left(e^{\frac{\alpha - \beta}{q}} \right)^2 D + 0,25qE \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4.15)$$

O valor da corrente eficaz de saída é determinado através da combinação da corrente eficaz de cada SCR conforme expressa a Equação 4.16.

$$I_{ef_{SCR}} = \left[I_{SCR1}^2 + I_{SCR1}^2 \right]^{\frac{1}{2}} = \sqrt{2} \cdot I_{SCR1} \quad (4.16)$$

O valor médio da corrente encontrada no SCR_1 também é calculado a partir da Equação 4.10, resultando na Equação 4.17.

$$I_{médio} = \frac{1}{2\pi} \int_{\alpha}^{\beta} i_1 d\theta = \frac{V_m}{2\pi R_{eq}} \cos \phi \int_{\alpha}^{\beta} \left[\sin(\theta - \phi) - \sin(\alpha - \phi) e^{\frac{\alpha - \theta}{q}} \right] d\theta \quad (4.17)$$

A solução da Equação 4.17 resulta na Equação 4.18 que permite calcular o valor médio da corrente no SCR.

$$I_{médio} = \frac{V_m}{2\pi R_{eq}} \cos \phi \left[\cos(\alpha - \phi) - \cos(\beta - \phi) - q \sin(\alpha - \phi) \left(1 - e^{\frac{\alpha - \beta}{q}} \right) \right] \quad (4.18)$$

A potência aparente de entrada da máquina de solda a resistência por ponto deve ser calculada conforme a Equação 4.19.

$$S = V_1 I_{ef_{SCR1}} \quad (4.19)$$

A potência de saída é dada pela Equação 4.20.

$$P_{saída} = R_{eq} I_{ef_{SCR}}^2 \quad (4.20)$$

O fator de potência da máquina de solda é dado pela Equação 4.21.

$$FP = \cos \phi = \frac{R_{eq}}{\sqrt{R_{eq}^2 + X_{eq}^2}} \quad (4.21)$$

A potência ativa de entrada da máquina de solda é dada pela Equação 4.22.

$$P_{ent} = S \times FP \quad (4.22)$$

As perdas na máquina de solda são dadas pela Equação 4.23.

$$\sum perdas = P_{ent} - P_{saída} \quad (4.23)$$

Logo o rendimento da máquina de solda monofásica a resistência por ponto é dado pela Equação 4.24.

$$\eta = \frac{P_{saída}}{P_{ent}} = \frac{P_{saída}}{P_{saída} + \sum perdas} \quad (4.24)$$

Outra maneira de calcular o rendimento é através de procedimentos experimentais, onde se faz a medição das potências de entrada da máquina e na saída. Este processo permite verificar as perdas totais da máquina.

Para alguns autores o rendimento também é definido como “*eficiência da máquina*”.

4.3 – Modelamento da Máquina de Solda a Resistência por Ponto a Média Frequência em Corrente Contínua (MFDC)

Da mesma forma que a máquina de solda CA, a máquina de solda de corrente contínua a média frequência (MFDC) pode também ser representada por um circuito equivalente apropriado, conforme mostra a Fig. 4.6.

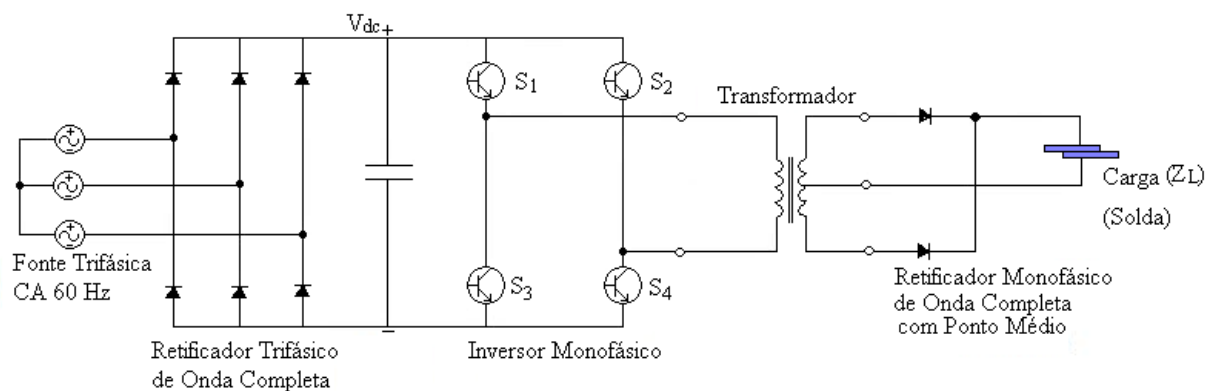


Figura 4.6 – Máquina de solda de corrente contínua a média frequência (MFDC)

- *Fonte de alimentação*: responsável pela alimentação da máquina de solda, podendo ser uma subestação
- *Retificador trifásico*: circuito composto por seis diodos de potência que transforma a tensão senoidal em uma tensão unidirecional, ou seja, tensão contínua;
- *Capacitor*: colocado em paralelo com o retificador para filtrar a tensão dando estabilidade;
- *Inversor monofásico*: composto de quatro transistores de alta potência (*Insulated Gate Bipolar Transistors – IGBT*) ou transistores de potência que trabalham em pares a alta frequência (400 – 1200 Hz), o ciclo positivo é feito através do chaveamento das chaves S_1 e S_4 , enquanto o ciclo negativo é feito pelas chaves S_2 e S_3 , a forma de onda produzida é resultado de uma CC cortada, ou CA de onda quadrada que alimenta o primário do transformador;

- *Transformador*: responsável pela diminuição da tensão e aumento da corrente que alimenta o retificador de ponto médio;
- *Retificador monofásico de ponto médio*: converte a tensão CA em tensão unidirecional que alimenta a carga;
- *Carga*: composta pela resistência dos eletrodos, resistência entre eletrodos e chapas entre chapas.

4.3.1 – Tensão de saída do retificador

O desenvolvimento do modelo matemático da máquina de solda a resistência média frequência tem início tomando-se como referência a fonte de alimentação. Esta fonte pode ser um transformador que alimenta o retificador de onda completa, veja Fig. 4.7. As expressões das tensões que alimentam o retificador estão descritas conforme 4.25.

$$v_a(\omega.t) = V_m \cos(\omega.t)$$

$$v_b(\omega.t) = V_m \cos(\omega.t - 120^\circ) \quad (4.25)$$

$$v_c(\omega.t) = V_m \cos(\omega.t - 240^\circ)$$

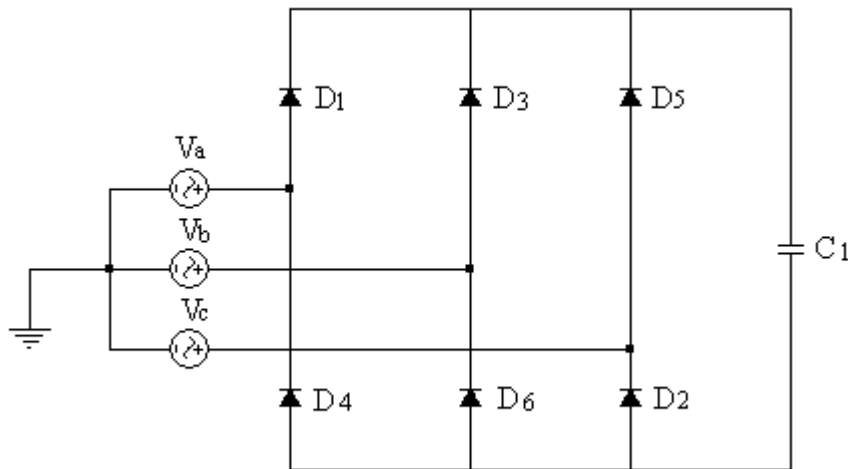


Figura 4.7 – Circuito da alimentação do retificador de onda completa

Segundo Oliveira (2010) a potência aparente (S) fornecida pela fonte até o retificador de onda completa é dada pela Equação 4.26.

$$S = \sqrt{\sum_{n=1}^{\infty} V_n^2 \sum_{n=1}^{\infty} I_n^2} \quad (4.26)$$

Como nesta equação tem-se a adição de todos os valores de correntes, o conceito de triângulo das potências já não atende as exigências para sinais distorcidos. Em função desta limitação, é introduzida a potência de distorção (D) que é definida conforme a Equação 4.27. Esta componente deve-se às interações entre tensões e correntes harmônicas de ordens distintas, as quais incrementam a potência aparente.

$$D = \sqrt{\sum_{n \neq m}^{n,m} V_n^2 I_m^2 + V_m^2 I_n^2 - 2V_n I_n V_m I_m \cos(\theta_n - \theta_m)} \quad (4.27)$$

Esta potência de distorção também pode ser escrita conforme a Equação 4.28.

$$D^2 = S^2 - P^2 - Q^2 \quad (4.28)$$

Isolando a potência aparente S na Equação 4.28 e igualando com a Equação 4.26, encontra-se a Equação 4.29.

$$S^2 = \sum_{n=1}^{\infty} V_n^2 \sum_{n=1}^{\infty} I_n^2 = P^2 + Q^2 + D^2 \quad (4.29)$$

Obtém-se, assim, um triângulo de potências diferente do caso senoidal, conforme está representado na Fig. 4.8.

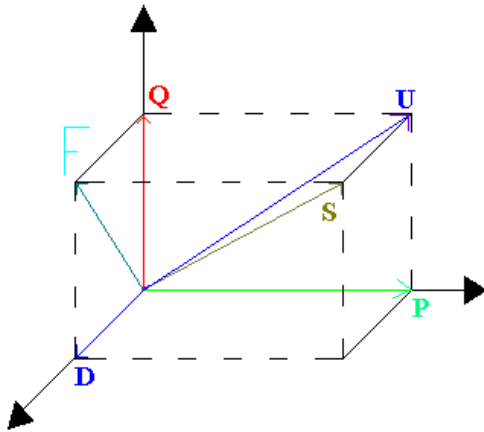


Figura 4.8 – Novo triângulo das potências

O fator de potência (FP_v) para esta nova condição é dado pela Equação 4.30.

$$FP_v = \frac{V_1 I_1 \cos(\theta_1)}{V_1 \sqrt{I_1^2 + \sum_{h=2}^n I_h^2}} = \frac{1}{\sqrt{1 + DHT_I^2}} \cos(\theta_1) \quad (4.30)$$

onde: DHT_i é distorção harmônica da corrente;

V_1 componente fundamental da tensão;

I_1 componente fundamental da corrente;

I_h^2 componente das harmônicas de corrente;

θ_1 ângulo de defasagem entre a tensão e corrente fundamental.

Segundo Rashid (2001) o retificador trifásico de onda completa com seis diodos converte a tensão CA em uma tensão unidirecional que alimenta o capacitor de filtro, que tenderá a manter constante a tensão quando da comutação dos diodos, ou seja, tem a função de estabilizar a tensão entregue ao inversor monofásico. Assumindo que, as três tensões de fase são iguais e defasadas de 120° , o que é uma característica geral de um sistema trifásico equilibrado. Além disso, em um sistema trifásico equilibrado, a impedância de qualquer uma das fases é igual à de outra das duas fases, de modo que, as correntes de fase resultantes são iguais e defasadas entre si de 120° . Assim sendo, os diodos alimentados são todos idênticos nas suas características, fazendo com que o sistema se torne equilibrado. Logo pode-se encontrar a tensão média sobre o elemento de ligação (o capacitor) resolvendo a integral da expressão 4.31, tomando-se como referência apenas a tensão da fase **a** e multiplicando esta tensão por $\sqrt{3}$, para obter-se o valor da tensão sobre o capacitor levando-se em conta as três fases.

$$V_{dc} = \left\{ \frac{2}{2\pi/6} \int_0^{\pi/6} \left[\sqrt{3} V_m \cos(\omega t) \right]^2 dt \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (4.31)$$

Resolvendo a expressão 4.31 chega-se ao valor da tensão média sobre o capacitor, conforme a expressão 4.32.

$$V_{dc} = 1,6554.V_m \text{ ou } V_{dc} = 2,3411.V \quad (4.32)$$

onde: $V_m = \sqrt{2}.V$, sendo V a tensão eficaz da fonte de alimentação.

4.3.2 – Modelo da máquina de soldagem refletido ao secundário

O circuito da Fig. 4.6 mostra um inversor monofásico que é alimentado por uma tensão contínua (V_{dc}) por meio de um conjunto de quatro transistores de potência, também denominado por alguns autores como configuração H , estes transistores deste sistema são utilizados como chaves.

Segundo Shaffer (2007), a impedância de carga do inversor de onda quadrada é significativamente indutivo, especialmente quando a carga é o enrolamento primário de um transformador. As cargas indutivas necessitam de diodos no circuito para fornecer um caminho condutor para a energia armazenada na indutância, quando as opções de chaveamentos estão abertas. Neste caso, os diodos protegem as chaves de formar grandes transientes de tensão que poderiam resultar de uma interrupção brusca da corrente de carga. Fig. 4.9 mostra o inversor em ponte completa com diodos de proteção colocada sobre os interruptores.

Neste inversor, considerando que as chaves S_1 e S_3 estão fechadas e que a corrente de circulação no primário (i_L) seja positiva. Nessas condições, a tensão de carga é igual à V_{dc} e a corrente de carga é, portanto igual à V_{dc}/Z_{eq} . Agora S_1 é aberta, ao passo que S_3 permanece fechada. Isso fará com que a corrente de carga, que não pode mudar instantaneamente de valor devido à presença do indutor, seja comutada da chave S_1 para o diodo D_2 . Assim sendo, a tensão de carga tenderá a zero e, portanto a corrente de carga também tenderá a zero. Logo, é possível inverter a tensão e a corrente de carga, fechando as chaves S_2 e S_4 , neste caso a tensão é $-V_{dc}$ e a corrente de carga $-V_{dc}/Z_{eq}$. Finalmente, a corrente pode tender a zero, abrindo-se a chave S_2 ou a chave S_4 . Neste ponto, foi completado um ciclo da tensão de carga aplicada, conforme a onda Fig. 4.10.

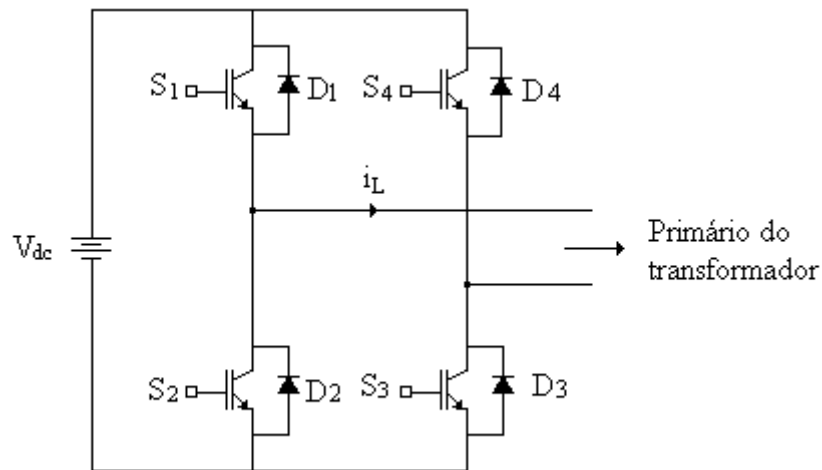


Figura 4.9 – Representação do circuito de inversor monofásico em ponte.

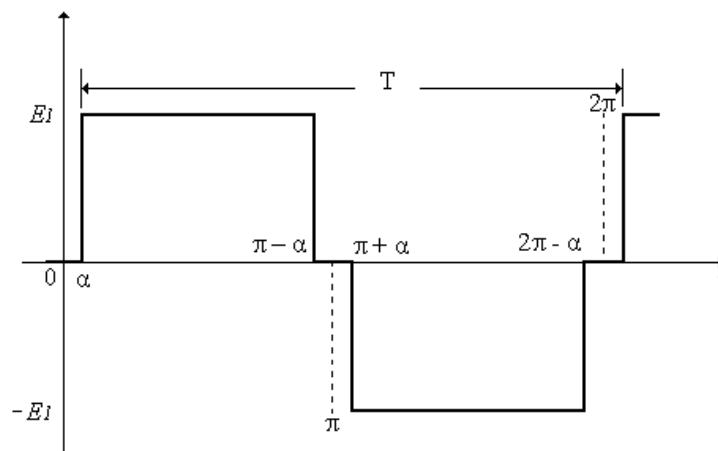


Figura 4.10 – Forma de onda da tensão de saída do inversor tipo H

O enrolamento primário e secundário apresentam quedas devido à presença da resistência e reatância. Estas quedas podem ser representadas em série com o enrolamento, preservando o transformador ideal para justificar a transformação da tensão e corrente que ocorre entre o enrolamento primário e secundário. Assim, a carga a ser alimentada do lado primário do transformador vista pelo inversor, é uma carga RL e o ramo que apresenta a resistência de perdas no núcleo (puramente resistivo) em paralelo com o ramo puramente

reativo. E, do lado secundário, têm-se a resistência e reatância do enrolamento para o ciclo positivo e ciclo negativo, conforme mostra a Fig. 4.11.

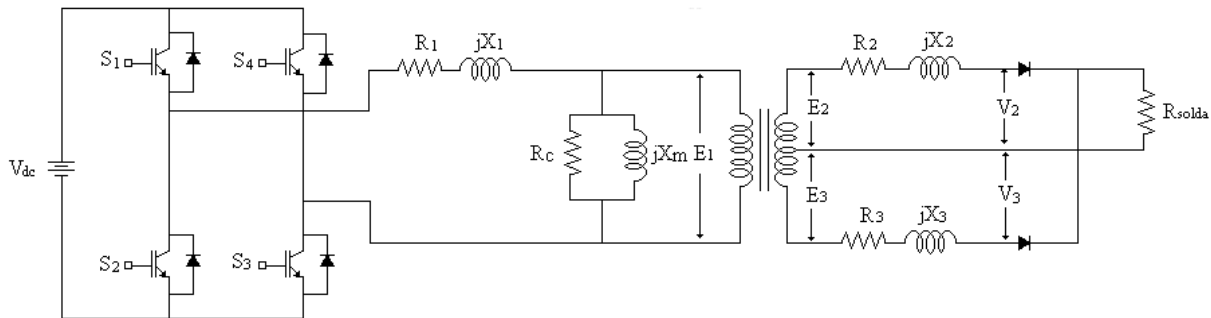


Figura 4.11 – Circuito equivalente da máquina de solda MFDC

No momento da realização da solda a corrente é bastante elevada em comparação com a corrente do ramo magnetizante. Assim sendo, o ramo magnetizante pode ser desprezado e o circuito se torna como o representado pela Fig. 4.12.

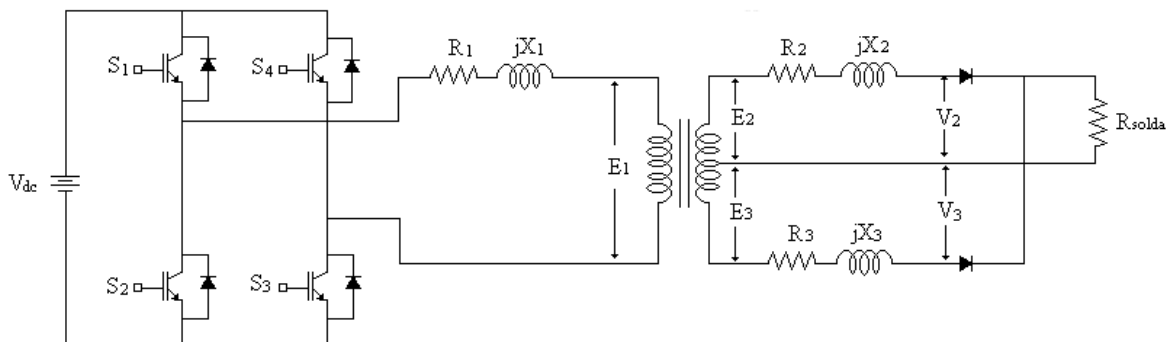


Figura 4.12 – Circuito equivalente da máquina de solda MFDC sem a presença do ramo magnetizante

A tensão a ser transformada para o enrolamento secundário é a tensão E_1 , e do lado secundário as tensões transformadas são as tensões E_2 e E_3 , pois o transformador é com derivação central. Cada metade do transformador com seu diodo associado agem como um

retificador de meia onda e na saída sobre a carga tem-se uma retificação de onda completa. Ambos os enrolamentos apresentam o mesmo número de espiras, isto significa que ambas as tensões do secundário são iguais ($E_2 = E_3$).

Refletindo o primário ao secundário o valor da resistência e reatância podem ser calculadas dividindo-as pela relação de transformação elevada ao quadrado, conforme as Equações 4.33 e 4.34, e as tensões $E_2 = E_3 = E_1/a$. O circuito refletido ao secundário é representado pela Fig. 4.13.

$$R'_1 = \frac{R_1}{a^2} \quad (4.33)$$

$$X'_1 = \frac{X_1}{a^2} \quad (4.34)$$

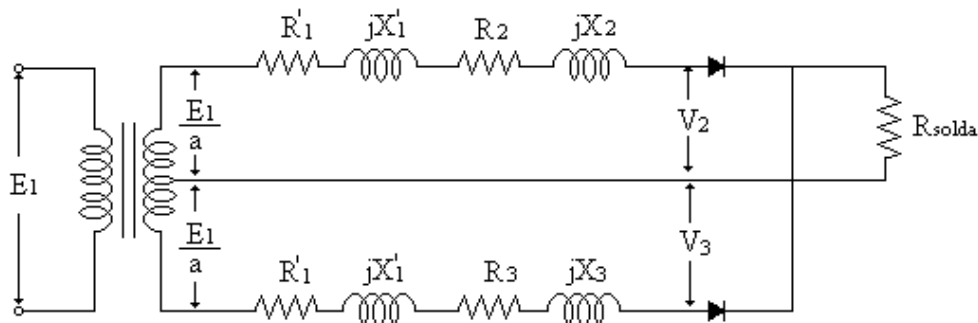


Figura 4.13 – Circuito da máquina de solda MFDC refletido ao secundário

A resistência e reatância equivalentes para o ciclo positivo e negativo podem ser calculadas pelas Equações 4.35 e 4.36.

$$R_{eq} = R'_1 + R_2 \text{ e } R_{eq} = R'_1 + R_3 \quad (4.35)$$

$$X_{eq} = X'_1 + X_2 \text{ e } X_{eq} = X'_1 + X_3 \quad (4.36)$$

Desta forma o circuito equivalente da máquina de solda MFDC pode ser resumido ao circuito representado pela Fig. 4.14.

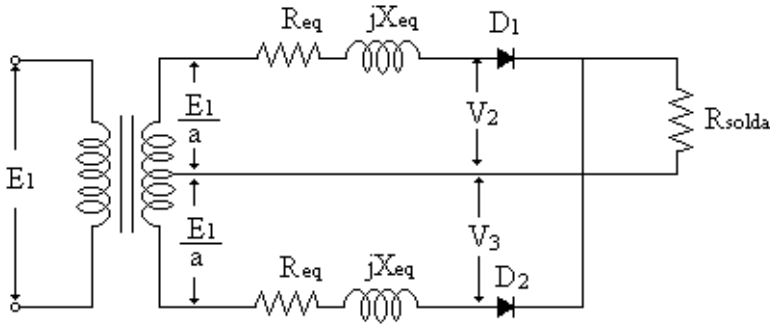


Figura 4.14 – Circuito equivalente da máquina de solda MFDC refletido ao secundário

Considerando o diodo D_1 como uma chave ideal e polarizada diretamente, tem-se a condução do ciclo positivo, enquanto que o diodo D_2 está polarizado reversamente, comportando-se como uma chave aberta. Assim sendo, o circuito da Fig. 4.14 se torna o circuito da Fig. 4.15. Contudo, quando a onda do ciclo positivo vai a zero o diodo D_1 é polarizado reversamente e entra em corte (chave aberta), enquanto o diodo D_2 é polarizado diretamente passando a conduzir no ciclo negativo. E o circuito da Fig. 4.14 se torna como o circuito da Fig. 4.16.

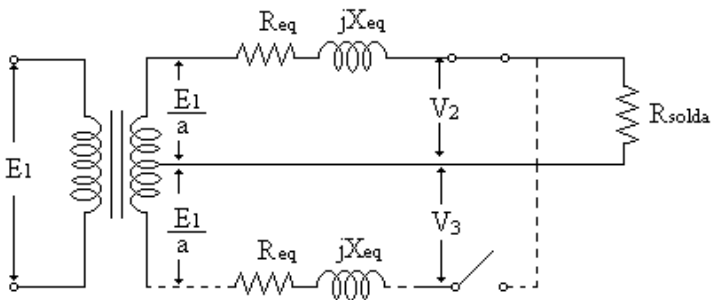


Figura 4.15 – Circuito da máquina de solda MFDC com condução do ciclo positivo

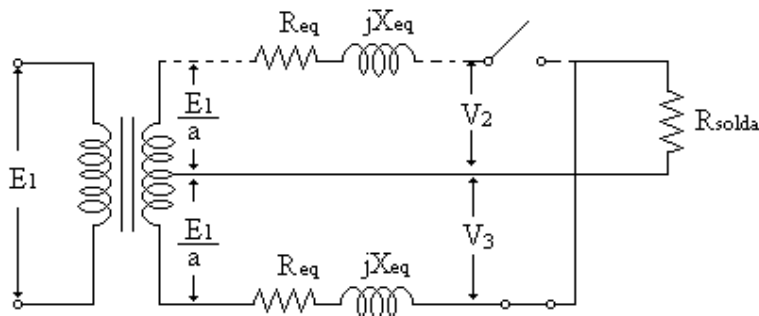


Figura 4.16 – Circuito da máquina de solda MFDC com condução do ciclo negativo

Observando o circuito da Fig. 4.15, verifica-se que a resistência da carga (R_{solda}) está em série com a resistência equivalente. Logo o circuito pode ser resumido a um circuito em série com alimentação do ciclo positivo, com isso a Fig. 4.15 se torna a Fig. 4.17. Igualmente, ocorre o mesmo o circuito da Fig. 4.16, que se torna o circuito da Fig. 4.18.

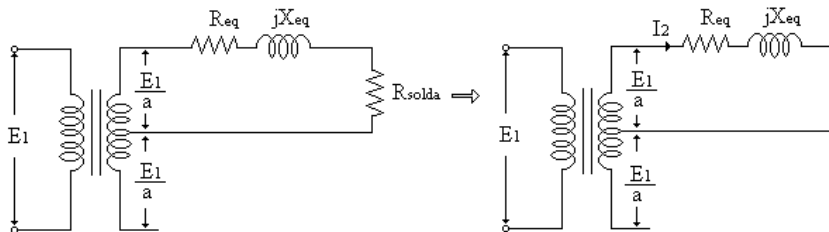


Figura 4.17 – Circuito equivalente da máquina de solda MFDC para o ciclo positivo.

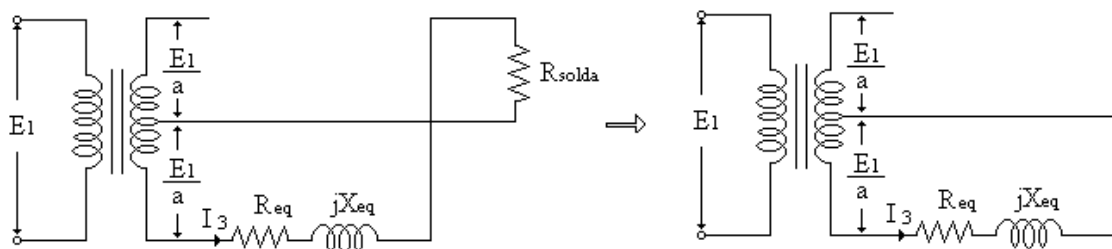


Figura 4.18 – Circuito equivalente da máquina de solda MFDC para o ciclo negativo.

As formas de onda da tensão e corrente ($I_2 = I_3$) aplicadas na carga após a retificação de onda completa realizada pelos diodos esta representada pela Fig. 4.19.

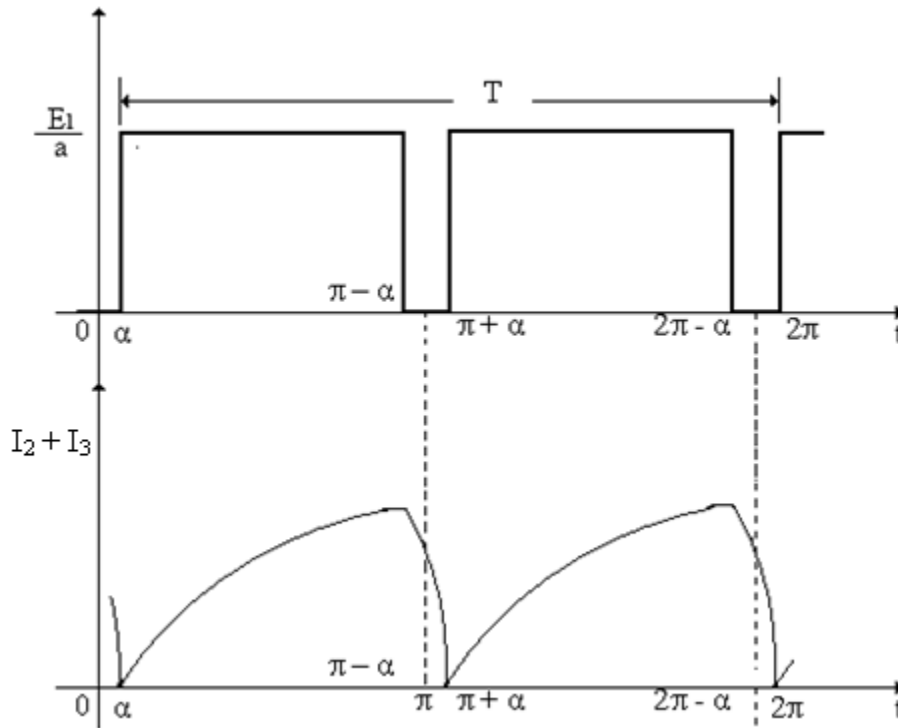


Figura 4.19 – Forma de onda da tensão e corrente sobre a carga após a retificação

Tanto para o circuito da Fig. 4.17 quanto para o da Fig. 4.18 a resistência equivalente é calculada conforme a Equação 4.37.

$$R_{eq} = R'_1 + R_2 + R_{solda} \text{ e } R_{eq} = R'_1 + R_3 + R_{solda} \quad (4.37)$$

4.3.3 – Modelo da máquina de soldagem refletido ao primário

Outra forma de modelar é refletir a impedância do secundário ao primário. Para que isto ocorra basta tomar como referência a Fig. 4.12, e considerado o diodo polarizado diretamente para o semiciclo positivo e reversamente para o ciclo negativo o circuito torna-se como da Fig. 4.20. No momento em que o diodo do semiciclo negativo se torna polarizado diretamente e do semiciclo positivo reversamente o circuito da Figura 4.20 continua valendo, pois os enrolamentos do transformador são considerados idênticos, bem como os diodos retificadores.

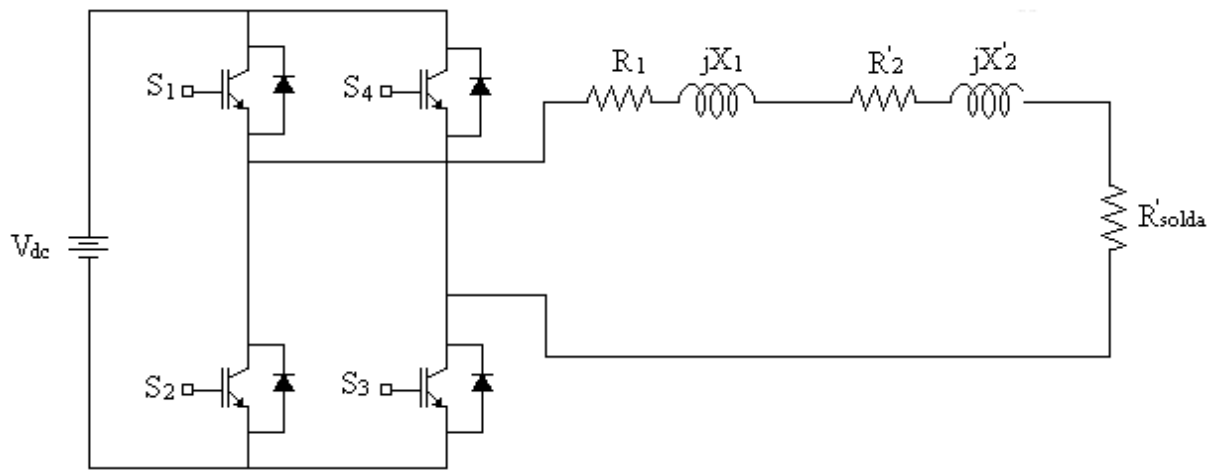


Figura 4.20 – Circuito com a impedância do secundário conjuntamente com a resistência de solda são refletidos ao primário

A resistência equivalente conforme o circuito é dada pela Equação 4.38.

$$R_{eq} = R_1 + R'_2 + R'_{solda} = R'_1 + R'_3 + R'_{solda} \quad (4.38)$$

A reatância equivalente é dada conforme a Equação 4.39.

$$R_{eq} = R_1 + R'_2 + R'_{solda} = R'_1 + R'_3 + R'_{solda} \quad (4.39)$$

Logo o circuito equivalente refletido ao lado do primário do transformador de solda esta representado pela Fig. 4.21. Observe que este circuito representa à máquina de soldagem a resistência por pontos a média frequência tanto para o semiciclo positivo, quanto para o semiciclo negativo.

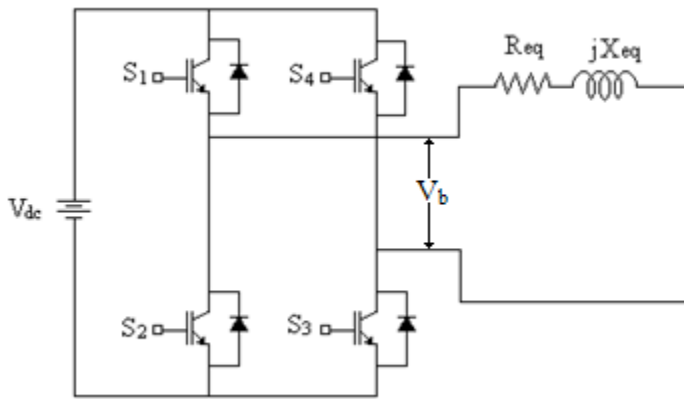


Figura 4.21 – Circuito equivalente refletido ao lado primário que representa a máquina de soldagem MFDC

Assim sendo, a carga é modelada como uma resistência e indutância em série, tanto para o ciclo positivo quanto para o ciclo negativo. Fazendo $V_b = E_1/a$ e aplicando a lei das tensões de Kirchhoff, encontra-se a equação diferencial que representa o lado secundário do transformador, da mesma maneira fazendo $V_b = E_1$ e $i_2 = i_1$, encontra-se a mesma equação que representa a máquina de soldagem MFDC refletida ao primário, conforme é mostrado pela Equação 4.40. Esta equação tem aplicação tanto para o ciclo positivo quanto para o negativo, pois se considera que os enrolamentos do lado secundário do transformador são idênticos em relação ao ponto central, a tensão aplicada a carga tem a mesma amplitude, diferenciando apenas no aspecto da polaridade, tanto para o lado secundário quanto o primário o transformador foi reduzido a um circuito RL , assim o equacionamento a seguir vale para ambos os lados.

$$\omega L_{eq} \frac{di}{dt} + R_{eq} i = V_b \quad (4.40)$$

Trabalhando a Equação 4.32 e colocando-a em termos do fator de qualidade da carga a Equação 4.32 pode ser representada pela Equação 4.41.

$$\frac{di}{d\theta} + \frac{i}{q} = \frac{V_b}{qR_{eq}} \quad (4.41)$$

onde $q = \frac{\omega L_{eq}}{R_{eq}}.$

Considerando as chaves S_1 e S_3 fechadas e as chaves S_2 e S_4 abertas no circuito da Fig. 4.11, a solução da Equação 4.40 para o ciclo positivo ($0 \leq \theta \leq \pi$), a corrente pode ser expressa conforme a Equação 4.42.

$$i_2(\theta) = A_2 e^{\frac{-\theta}{q}} + \frac{V_b}{R_{eq}} \quad (4.42)$$

onde a constante A_2 é determinada pelas condições de fronteiras.

Se $\theta = \pi$, e se os pares de chaves S_1 e S_3 estão abertas, enquanto que as chaves S_2 e S_4 se encontram fechadas, a corrente para o ciclo negativo ($\pi \leq \theta \leq 2\pi$) pode ser calculada pela Equação 4.43.

$$i_3(\theta) = A_3 e^{\frac{-\theta}{q}} + \frac{V_b}{R_{eq}} \quad (4.43)$$

Como a corrente no indutor não muda instantaneamente, a corrente obtida pela Equação 4.42 para o ciclo positivo é inibida a sua evolução no início do período pela corrente obtida pela Equação 4.43 para o ciclo negativo. Pela mesma razão elas também são iguais no ponto médio do período. Assim sendo, as condições de contorno são

$$i_2(0) = i_3(2\pi) \text{ e } i_2(\pi) = i_3(\pi) \quad (4.44)$$

Aplicando a primeira condição de contorno, as Equações 4.40 e 4.41 resultam na Equação 4.45.

$$A_2 + \frac{V_b}{R_{eq}} = A_3 e^{\frac{-\pi}{q}} - \frac{V_b}{R_{eq}} \quad (4.45)$$

Aplicando a segunda condição de contorno, encontra-se a Equação 4.46.

$$A_2 e^{\frac{-\pi}{q}} + \frac{V_b}{R_{eq}} = A_3 - \frac{V_b}{R_{eq}} \quad (4.46)$$

A solução das Equações 4.45 e 4.46 fornece o valor de A_2 e A_3 .

$$A_2 = -\frac{2V_b}{R_{eq}} \frac{1 - e^{\frac{-\pi}{q}}}{1 - e^{\frac{-2\pi}{q}}} \quad (4.47)$$

$$A_3 = -\frac{2V_b}{R_{eq}} \frac{1 - e^{\frac{-\pi}{q}}}{1 - e^{\frac{-2\pi}{q}}} \quad (4.48)$$

O termo exponencial na Equação 4.47 e 4.48 é uma identidade trigonométrica hiperbólica, conforme a Equação 4.49

$$\frac{1 - e^{\frac{-\pi}{q}}}{1 - e^{\frac{-2\pi}{q}}} = \frac{1}{2} + \frac{1}{2} \tanh\left(\frac{x}{2}\right) \quad (4.49)$$

Substituindo a Equação 4.49 nas Equações 4.47 e 4.48, encontram-se as constantes A_2 e A_3 .

$$A_2 = -\frac{V_b}{R_{eq}} \left[1 + \tanh\left(\frac{\pi}{2q}\right) \right] \quad (4.50)$$

$$A_3 = -\frac{V_b}{R_{eq}} \left[1 + \tanh\left(\frac{\pi}{2q}\right) \right] \quad (4.51)$$

Substituindo as Equações 4.50 e 4.51 nas Equações 4.40 e 4.41, respectivamente, encontra-se a corrente instantânea da carga alimentada pela tensão refletida para o lado secundário que é alimentado pelo inversor de onda quadrada do lado primário. A Equação

4.52 descreve o comportamento da corrente no ciclo positivo ($0 \leq \theta \leq \pi$), enquanto a Equação 4.53 pelo ciclo negativo ($\pi \leq \theta \leq 2\pi$).

$$i_2 = \frac{V_b}{R_{eq}} - \frac{V_b}{R_{eq}} \left[1 + \tanh\left(\frac{\pi}{2q}\right) \right] e^{-\frac{\theta}{q}} \quad (4.52)$$

$$i_3 = \frac{V_b}{R_{eq}} - \frac{V_b}{R_{eq}} \left[1 + \tanh\left(\frac{\pi}{2q}\right) \right] e^{-\frac{(\theta-\pi)}{q}} - \frac{V_b}{R_{eq}} \quad (4.53)$$

Para a simulação do inversor é necessário multiplicar a tensão de alimentação do circuito (RL) do lado secundário pela variável de controle, conforme a Equação 4.54.

$$V'_b = u(\theta)V_b \quad (4.54)$$

Desta forma a Equação 4.39 se torna a Equação 4.55

$$\frac{di}{d\theta} + \frac{i}{q} = \frac{V_b}{qR_{eq}} u(\theta) \quad (4.55)$$

onde a variável de controle $u(\theta)$ é definida como

$$u(\theta) = \begin{cases} 0 & -\alpha < \theta < \alpha \\ 1 & \alpha < \theta < \pi - \alpha \\ 0 & \pi - \alpha < \theta < \pi + \alpha \\ -1 & \pi + \alpha < \theta < 2\pi - \alpha \end{cases} \quad (4.56)$$

Na expressão 4.56, o ângulo α representa a metade do intervalo de tempo e 2α é o tempo total. A equação diferencial é melhor simulada quando normalizada em relação à frequência fundamental da tensão de saída do inversor (Shaffer, 2007). Em termos de tempo a variável t , a Equação 4.52 se torna a Equação 4.53.

$$\frac{di}{dt} + \frac{R_{eq}}{L_{eq}} i = \frac{V_b}{L_{eq}} u(t) \quad (4.57)$$

Normalizando a equação 4.57 encontra-se a equação 4.58.

$$\frac{di}{d\tau} + \frac{R_{eq}}{L_{eqf}} i = \frac{V_b}{L_{eqf}} u(\tau) \quad (4.58)$$

onde a variável $u(\tau)$ normalizada depois da divisão dos ângulos por 2π é dada pela Equação 4.59

$$u(\tau) = \begin{cases} 0 & -\delta < \tau < \delta \\ 1 & \delta < \tau < 1/2 - \delta \\ 0 & 1/2 - \delta < \tau < 1/2 + \delta \\ 1 & 1/2 - \delta < \tau < 1 - \delta \end{cases} \quad (4.59)$$

onde

$$\delta = \frac{\alpha}{2\pi} \quad (4.60)$$

A Equação 4.58 e 4.59, δ é a variável que representa a metade da proporção do intervalo de tempo sem energia para o período total.

A eficiência da máquina pode ser calculada conforme a equação 4.61.

$$\eta = \frac{P_{saída}}{P_{ent}} = \frac{P_{saída}}{P_{saída} + \sum perdas} \quad (4.61)$$

onde a potência de saída $P_{saída}$ [W] é a potência média na carga calculada utilizando o valor médio da tensão e corrente, enquanto que a potência de entrada é a potência em corrente alternada de entrada utilizando o valor eficaz da tensão e corrente.

4.4 – Modelamento via Máquina Virtual

Num primeiro momento, dada a complexidade dos modelos matemáticos desenvolvidos, é importante utilizar uma ferramenta de simulação como uma primeira comparação, para nortear os rumos do desenvolvimento matemático. Assim, foi desenvolvido no pacote SimPowerSystems um modelo da máquina virtual para a máquina CA (Fig. 4.20) e MFDC (Fig. 4.21), e as respectivas formas de onda (Fig. 4.22 para CA no primário e secundário, respectivamente e a Fig. 4.23 para MFDC, no primário e secundário, respectivamente).

Neste pacote encontram-se várias ferramentas que possibilitam a montagem de modelos através de diagramas de blocos. A simulação é feita com diferentes algoritmos de resolução, pois todas as partes elétricas do circuito montado interagem com a extensa biblioteca do simulink, que modela o circuito. Como resultados foram gerados gráficos e valores eficazes.

A grande desvantagem de modelamento através deste sistema é a impossibilidade de acesso às equações resultantes, limitando possíveis ajustes ou mudanças no modelo. E quando se deseja análise com um período de simulação maior, o sistema se torna lento, exigindo um

maior esforço computacional. Porém, dá uma boa indicação do processo inicial do sistema modelado, permitindo ajustes no modelo matemático desenvolvido.

Com o modelo matemático desenvolvido dá condições de ajustar projetos. E no futuro desenvolver uma máquina virtual mais completa onde se possa inserir vários elementos de campo, tais como temperatura, resistência de contato, etc que condicionam o funcionamento das máquinas soldagem a resistência por ponto.

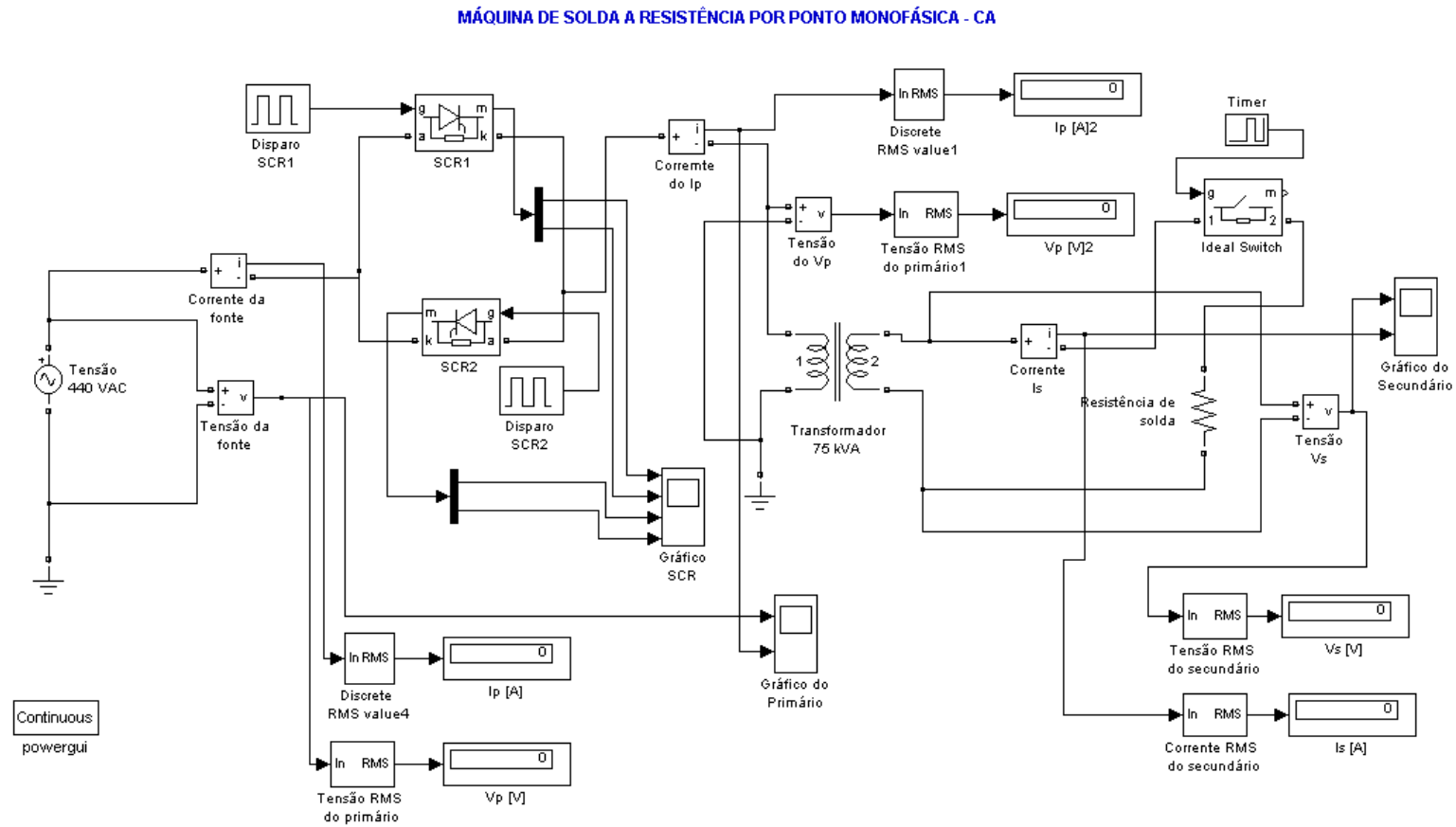


Figura 4.20 – Modelo da máquina virtual de soldagem CA

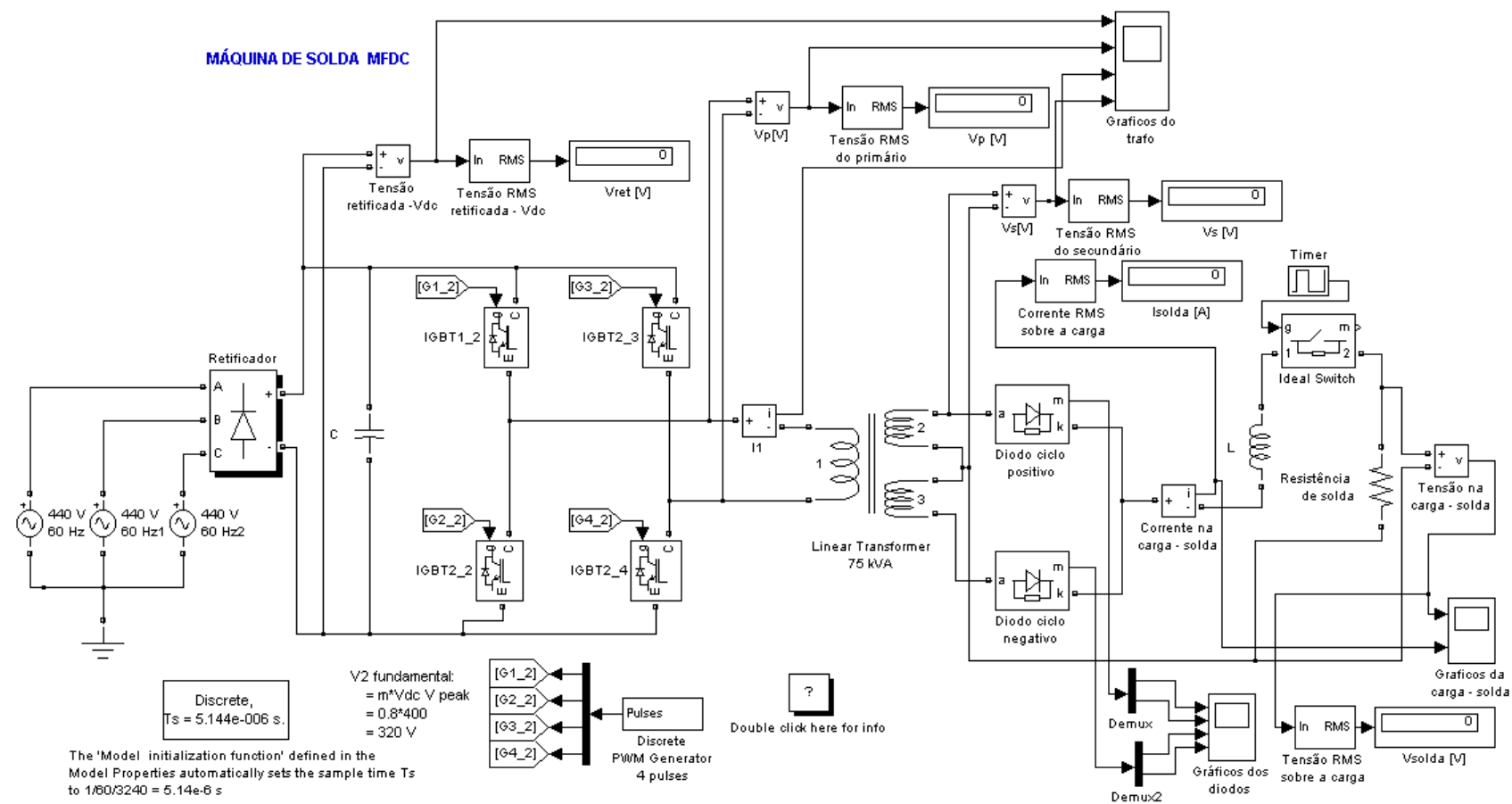


Figura 4.21 – Modelo virtual da máquina de soldagem MFDC

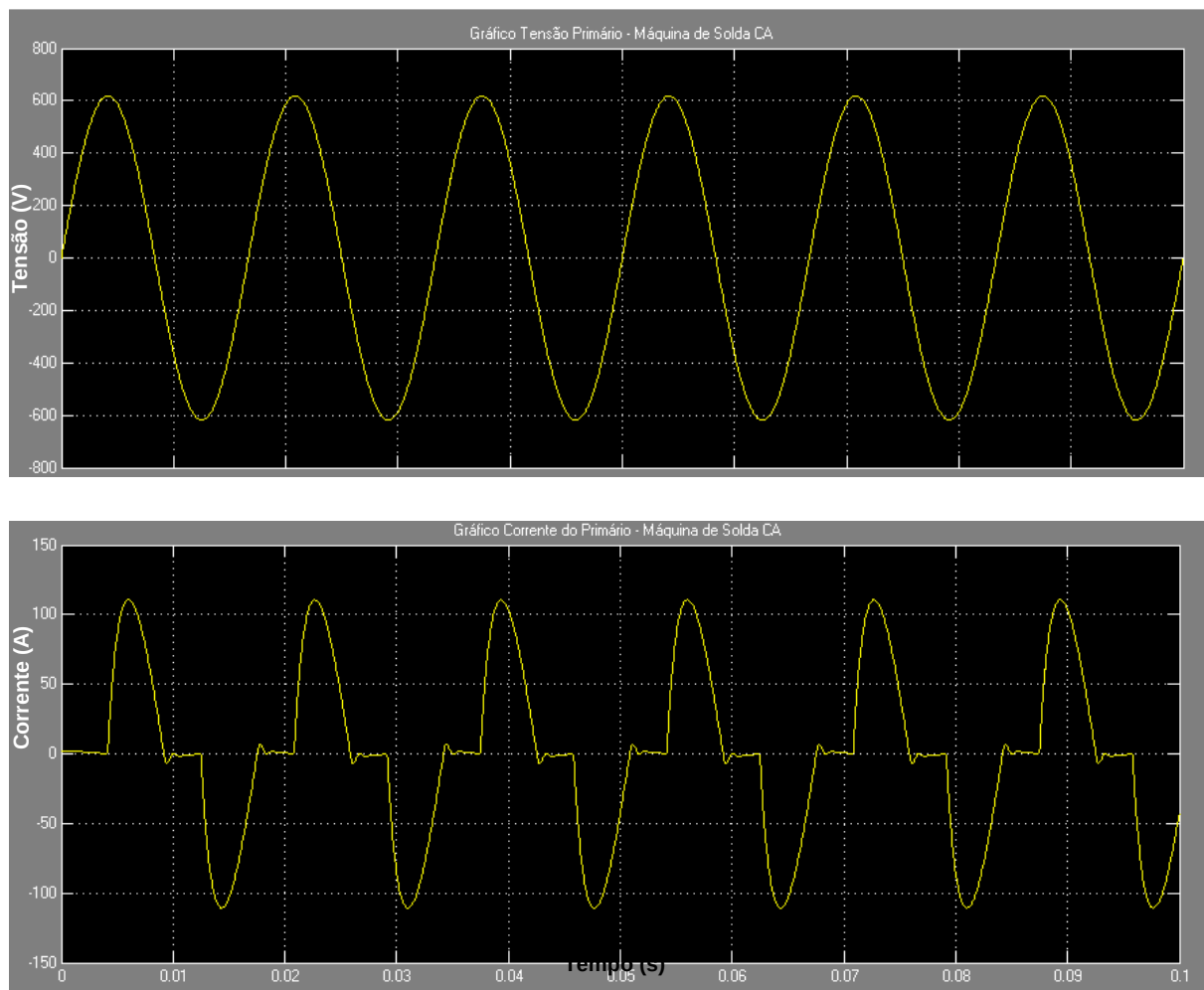


Figura 4.22 – Gráfico da tensão e corrente obtidos na máquina virtual do Simulink

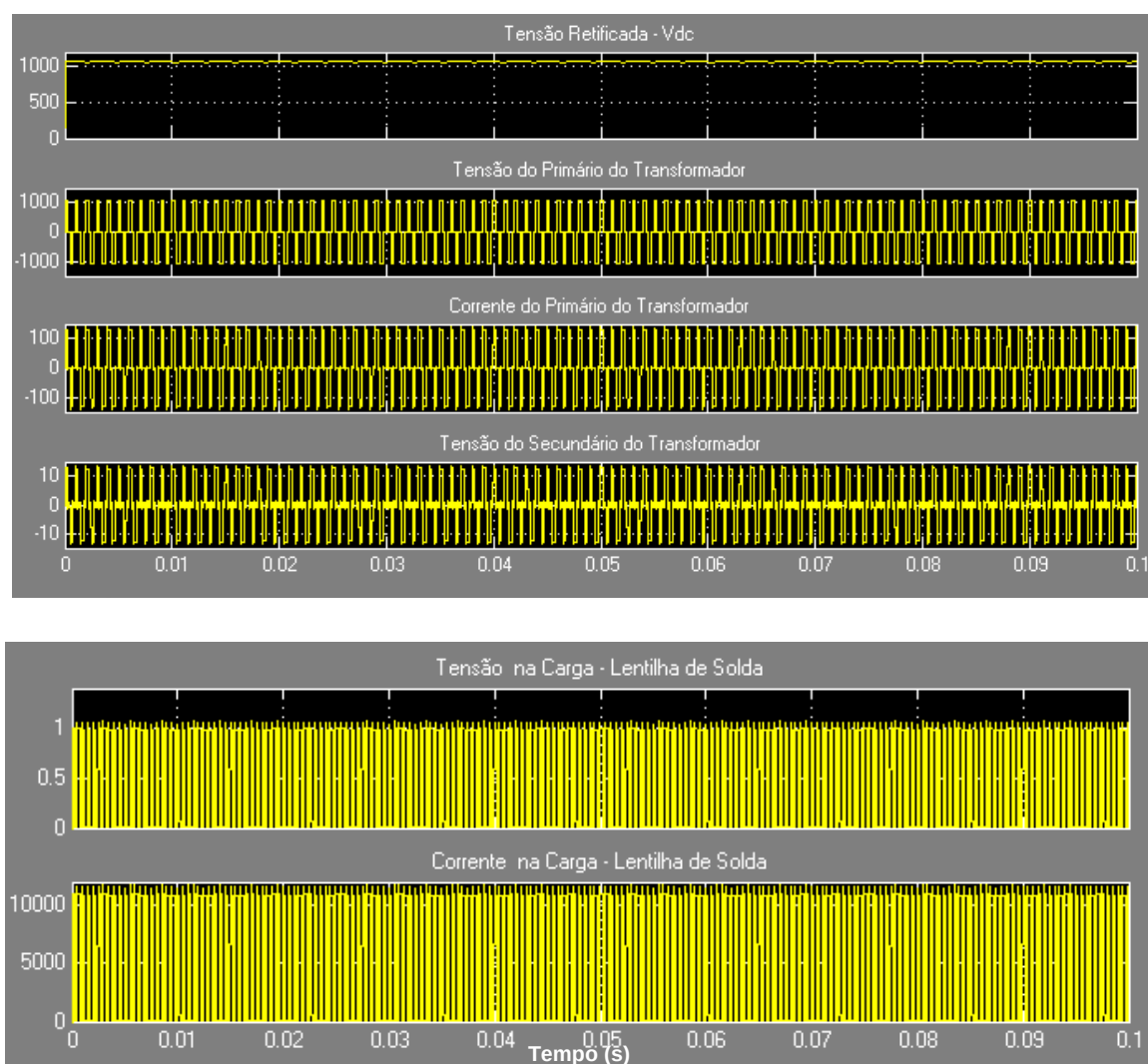


Figura 4.23 – Gráfico da tensão e corrente na carga da máquina solda MFDC.

4.5 – Considerações finais

Neste capítulo foram apresentados os modelos matemáticos para as máquinas de soldagem CA e MFDC. Neste modelo não foi inserido as resistências de contato, e foi considerado o conjunto de resistências que compõe a formação do botão de solda como uma única resistência (carga para o secundário do transformador).

Optau-se pela comprovação experimental dos modelos através da medição da corrente de alimentação do primário do transformador, que é comparada com a corrente simulada, conforme será apresentado no Capítulo V. Sendo o modelo comprovado experimentalmente.

CAPÍTULO V

VALIDAÇÃO DA MODELAGEM MATEMÁTICA

5.1 – Validação do modelo matemático da máquina CA

Para o cálculo dos valores de correntes simuladas são necessários os valores da impedância equivalente referida ao lado primário para cada ensaio, ou seja, ensaio de curto-circuito com medições do lado primário. Como o princípio da soldagem a resistência por ponto é um curto-circuito, os valores da tensão, corrente e potência medidos em testes experimentais, foram obtidos por intermédio de um sistema de aquisição de dados. E utilizados para o cálculo da impedância equivalente descrito no Item 3.3.5 por meio das Equações 3.11 a 3.13.

Conforme o procedimento experimental detalhado no Item 3.4, permitindo para cada medição o cálculo do conjunto de resistências que compõe a carga, ou seja, pela resistência dos eletrodos, resistência entre eletrodos e chapas e resistência entre chapas, onde se forma o botão de solda. Estas resistências são refletidas para o lado primário, sendo adicionada a parte real da impedância equivalente. Os valores das impedâncias obtidas para montagem do circuito que representa a máquina de soldagem a resistência por ponto CA estão

registrados na Tab. 5.1. Os valores entre parenteses representam valores das indutâncias (em H) calculados conforme a Equação 3.14.

Tabela 5.1 – Impedância equivalente referida ao primário para cada experimento

Procedimento			Valores Medidos		
Ens	Corrente [kA]	Chapa [mm]	$Z_{eq1} [\Omega]$	$Z_{eq2} [\Omega]$	$Z_{eq3} [\Omega]$
1	-1	-1	0.9515+j6.5904(0.0175)	0.9582+j6.5675(0.0175)	0.9744+j6.5737(0.0175)
2	-1	0	0.9816+j6.6489(0.0175)	0.9941+j6.6471(0.0176)	1.0032+j6.6794(0.0176)
3	-1	1	0.9476+j6.6429(0.0175)	0.9548+j6.6106(0.0175)	0.9543+j6.6138(0.0175)
4	0	-1	1.2363+j3.9366(0.0111)	1.2374+j3.9816(0.0111)	1.2353+j3.9966(0.0110)
5	0	0	1.2520+j3.9870(0.0111)	1.2459+j3.9730(0.0111)	1.2549+j3.9703(0.0110)
6	0	1	1.2708+j3.9485(0.0111)	1.2766+j3.9362(0.0110)	1.2749+j3.9387(0.0110)
7	1	-1	1.5047+j3.0527(0.0081)	1.4883+j3.0800(0.0082)	1.5055+j3.0819(0.0082)
8	1	0	1.5074+j3.0186(0.0081)	1.4999+j3.0511(0.0081)	1.5083+j3.0465(0.0081)
9	1	1	1.5327+j3.0528(0.0081)	1.5287+j3.0698(0.0081)	1.5287+j3.0698(0.0081)

Com os valores das impedâncias refletidas ao primário obtidos, estão na Tab. 5.1, aplicando-se o valor da tensão medida nos ensaios do procedimento experimental, calcula-se as correntes simuladas utilizando-se as equações do modelo matemático do item 4.2, chegando-se aos valores apresentados Tab. 5.2. Destaca-se que as correntes medidas foram obtidas com três medidas de correntes para três espessuras de chapas através de um procedimento experimental 3^k , com dois fatores a três níveis, de acordo com o item 3.5.

Tabela 5.2 – Resultados obtidos para máquina de solda CA

Procedimento			Valores Medidos				Valores Simulados				Erro(%)
Ensaio	Corrente [kA]	Chapa [mm]	I_{p1} [A]	I_{p2} [A]	I_{p3} [A]	$I_{pmédio}$ [A]	I_{p1} [A]	I_{p2} [A]	I_{p3} [A]	$I_{pmédio}$ [A]	Valor médio [%]
1	-1	-1	65,78	65,92	65,88	65,86	67,04	66,97	67,03	67,01	1,71
2	-1	0	65,70	65,70	65,70	65,70	67,60	67,60	67,84	67,68	2,92
3	-1	1	65,34	65,64	65,59	65,52	67,10	67,11	67,09	67,10	2,35
4	0	-1	105,29	104,79	104,36	104,81	102,87	103,33	103,33	103,17	1,58
5	0	0	104,86	105,14	105,21	105,07	104,34	104,27	104,31	104,31	0,72
6	0	1	105,13	105,24	104,94	105,1	107,09	106,86	107,43	107,12	-1,88
7	1	-1	126,99	126,41	126,2	125,53	129,35	129,97	131,61	130,31	3,66
8	1	0	127,6	126,68	126,76	127,01	128,48	128,93	128,59	128,66	1,04
9	1	1	127,48	126,74	126,73	126,98	129,08	128,78	128,92	128,92	1,50

Examinando os dados da Tab. 5.2, verifica-se que os valores simulados obtidos foram levemente superiores do que os valores monitorados pelo sistema de medição. Esta diferença pode ser explicada em função do modelo matemático proposto, que não contempla os efeitos dos chaveamentos, resistências de contatos e perdas nos cabos de alimentação. Destaca-se que o erro médio relativo encontrado foi de 1,93 %, ou seja, menor do que 5%, patamar considerado neste trabalho para inferência estatística (nível de significância), o que indica a adequada modelagem matemática para a máquina CA.

A Fig. 5.1 mostra o gráfico da tensão e corrente simulada para o valor de 6 kA e chapa de 1,5 mm. Nesta figura fica evidente a falta de interferência do chaveamento, que no modelo matemático não foi inserido, porém o chaveamento ocorre com ângulo de 90° . Na Fig. 5.2 encontra-se o gráfico da tensão e corrente medida para o valor de 6 kA aplicados na chapa de 1,5 mm. Nesta figura, o efeito de chaveamento fica evidente na tensão e refletindo na corrente que aparece com uma amplitude aproximadamente do que no gráfico simulado. Entretanto, a forma de onda simulada aproxima-se da forma de onda obtida pelos dados medidos pelo sistema de aquisição de dados.

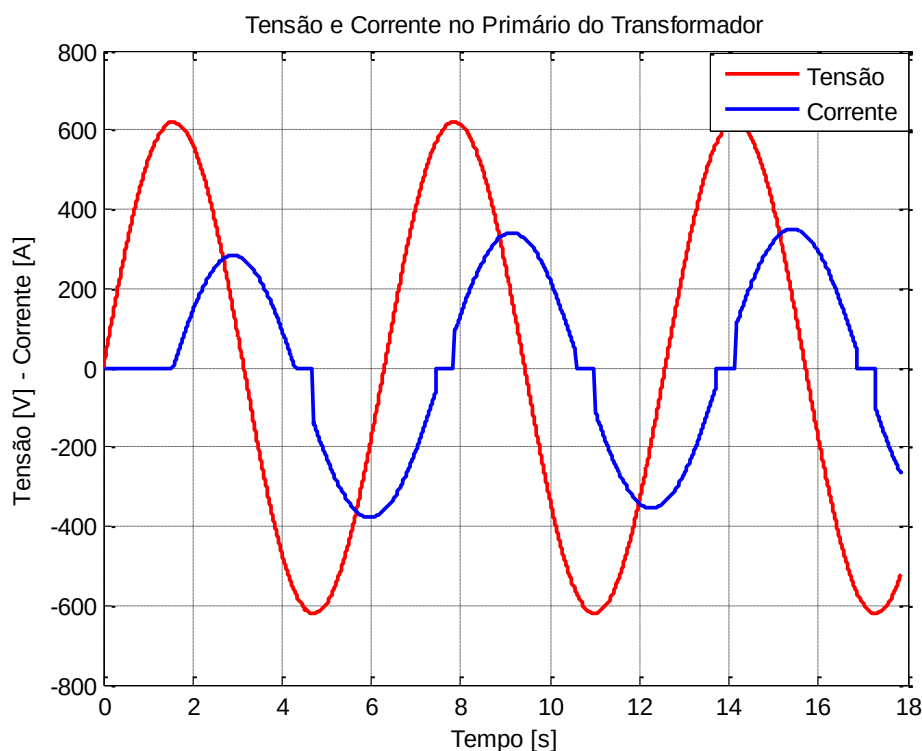


Figura 5.1 – Gráfico da tensão e corrente simulada 6 kA no primário do transformador

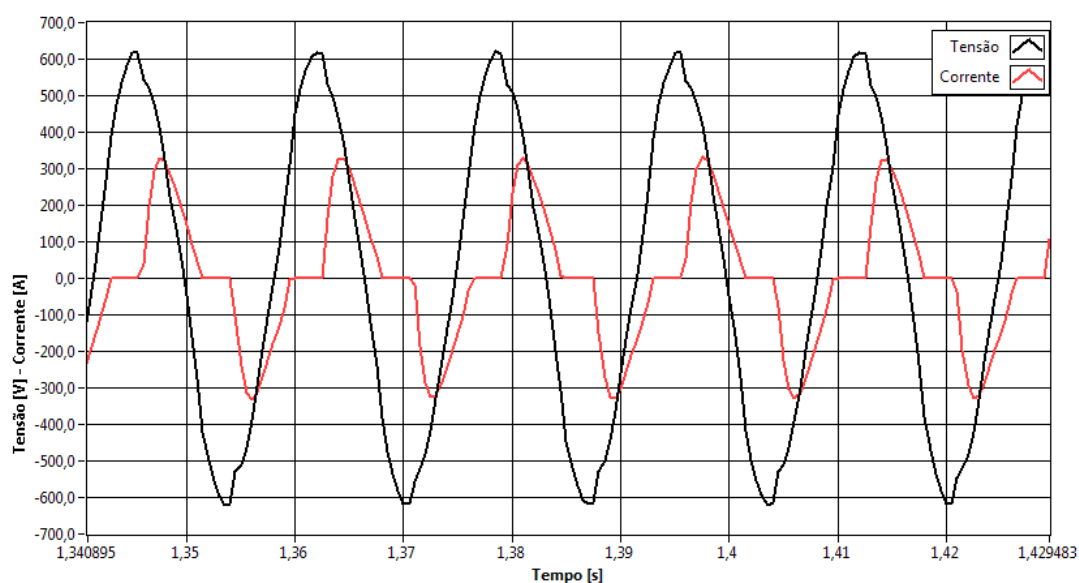


Figura 5.2 – Gráfico da tensão e corrente medida no lado primário para corrente de 6kA aplicada a uma chapa de 1,5 mm

Na avaliação estatística, fez-se a comparação dos valores médios das correntes medidas e simuladas utilizando teste de hipótese. Como resultados, foi gerado a Tab. 5.3 do tratamento das variáveis independentes. O gráfico do desvio padrão entre a corrente medida e simulada, está representado na Fig. 5.3 e o gráfico de dispersão entre a corrente medida e simulada esta representada na Fig. 5.4.

Tabela 5.3 – Teste t com tratamento das variáveis independente

Grupo 1 x Grupo 2	Média Grupo 1	Média Grupo 2	t Student	df	p
I_{pm} [A] x I_{pms} [A]	99,06444	100,4756	-0,111287	16	0,91277

Examinando a Tab. 5.3, observa-se que o nível de significância (p) para afirmar que os valores das correntes medidas e simuladas são diferentes ficou muito baixo, ou seja, muito maior que 0,05 (5%). Neste caso, pode-se afirmar que há somente 8,723% de chance de que as medidas sejam diferentes. Desta forma, pode-se afirmar que estatisticamente as correntes são idênticas.

Avaliando a Fig. 5.3, compara-se visualmente que o desvio padrão entre a corrente medida e simulada são bem semelhantes, também indicando que as correntes obtidas são iguais.

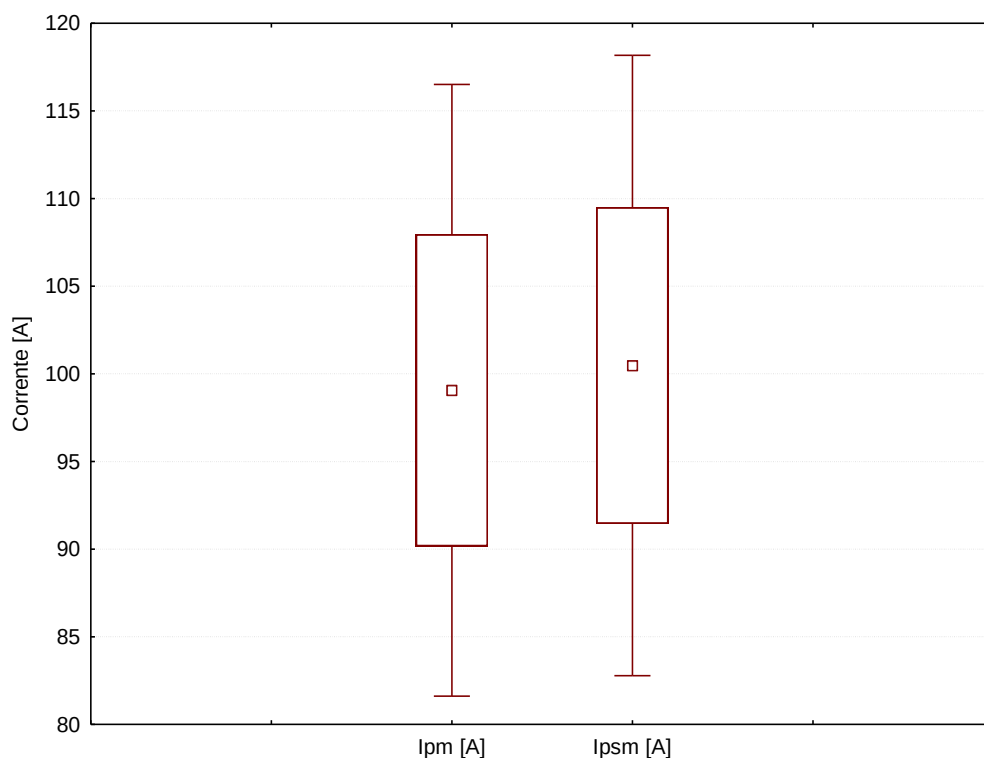


Figura 5.3 – Desvio padrão entre valor medido e simulado

Pela Fig. 5.4, a dispersão entre a corrente medida e simulada é bem modesta, onde os valores simulados (I_{psm}) apresentam-se um pouco maiores do que os valores medidos (I_{pm}), conforme observado na Tab. 5.2. Destacam-se, as formas de projeção entre I_{psm} e I_{pm} apresentam a mesma tendência, indicando que são semelhantes no aspecto de construção.

Esta diferença de valores para a simulada um pouco maior do que a medida, é em função do modelo não levar em consideração as perdas dos componentes, resistências de contatos, sendo estes considerados ideais. Assim sendo, os valores medidos levam em consideração estas perdas, diminuindo os seus valores em relação aos os valores simulados pelo conjunto de equações que representa a máquina de soldagem a resistência por ponto.

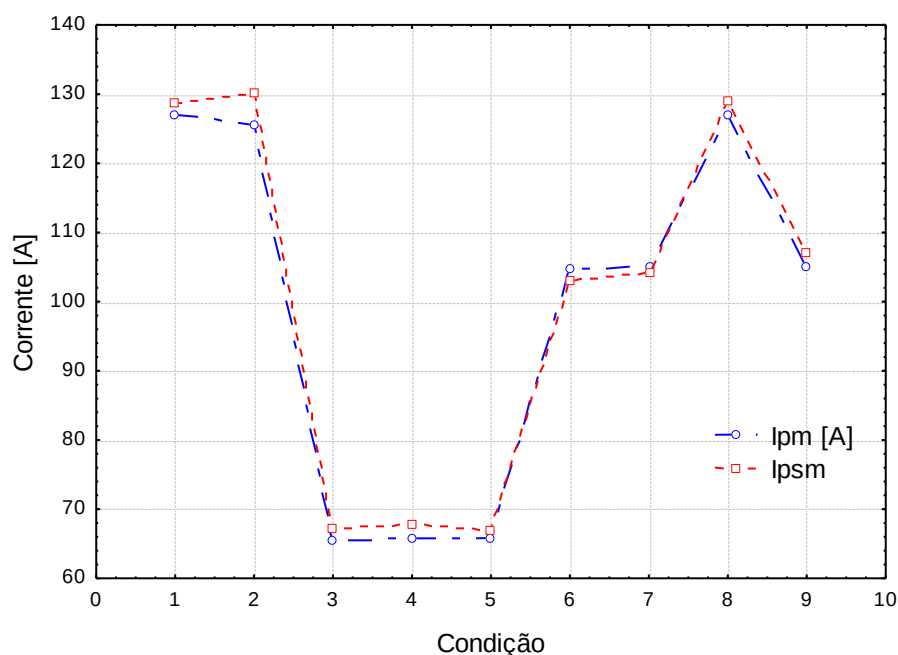


Figura 5.4 – Gráfico de dispersão entre a corrente medida e simulada

Conforme a análise realizada tanto pelo erro relativo que consta na Tab. 5.2, bem como na análise estatística, garante que o conjunto de Equações desenvolvido representa à máquina de soldagem a resistência por ponto CA monofásica. Portanto, o modelo matemático é considerado validado.

5.2 – Validação do modelo matemático da máquina MFDC

Da mesma forma que a máquina CA, para máquina MFDC necessita-se se obter a impedância equivalente. O mesmo método utilizado para a máquina CA foi utilizado para a máquina MFDC e o conjunto de impedâncias obtida por ensaio para a máquina esta representada na Tab. 5.4.

A validação do modelo proposto para a máquina de solda MFDC é feita da mesma forma que para a máquina CA, ou seja, com os dados das correntes adquiridas por medições e correntes obtidas por simulação com um programa feito com o conjunto de equações do Item 4.3 esta representada na Tab. 5.5. Estes dados foram adquiridos com três medidas de correntes para três espessuras de chapas através de um procedimento experimental 3^k , com dois fatores

a três níveis, conforme descrito no Item 3.5. Os valores entre parenteses na Tab. 5.4 são referentes as indutâncias (em H).

Tabela 5.4 – Impedância equivalente referida ao primário para cada experimento

Procedimento			Valores Medidos		
Ens	Corr. [kA]	Chapa [mm]	$Z_{eq1} [\Omega]$	$Z_{eq2} [\Omega]$	$Z_{eq3} [\Omega]$
1	-1	-1	9,7280 + j 30,7876(0,0049)	4,3908 + j 32,3519(0,0051)	9,6310 + j 29,9861(0,0048)
2	-1	0	3,7879 + j 26,1288(0,0042)	7,0051 + j 31,4616(0,0050)	4,4808 + j 23,9006(0,0038)
3	-1	1	5,5169 + j 38,0067(0,0060)	5,5633 + j 32,8801(0,0052)	6,8025 + j 44,4307(0,0071)
4	0	-1	5,2114 + j 20,7837(0,0033)	7,1134 + j 26,3893(0,0042)	6,9995 + j 25,3218(0,0040)
5	0	0	5,6950 + j 21,8191(0,0035)	6,1796 + j 17,4994(0,0028)	8,1440 + j 16,7553(0,0027)
6	0	1	2,9826 + j 22,1841(0,0035)	3,2901 + j 26,7863(0,0043)	2,8745 + j 21,5646(0,0034)
7	1	-1	2,3330 + j 16,3195(0,0026)	2,3108 + j 15,9204(0,0025)	2,4395 + j 16,7797(0,0027)
8	1	0	2,4485 + j 17,2228(0,0027)	2,5124 + j 16,5240(0,0026)	2,5895 + j 17,5465(0,0028)
9	1	1	3,5822 + j 13,2650(0,0021)	3,4418 + j 13,2949(0,0021)	3,3140 + j 11,2196(0,0018)

Tabela 5.5 – Resultados obtidos para máquina de solda MFDC

Procedimento			Valores Medidos				Valores Simulados				Erro(%)
Ensaios	Corrente [kA]	Chapa [mm]	I_{p1} [A]	I_{p2} [A]	I_{p3} [A]	$I_{pmédio}$ [A]	I_{p1} [A]	I_{p2} [A]	I_{p3} [A]	$I_{pmédio}$ [A]	Valor médio [%]
1	-1	-1	20,73	17,39	18,38	18,83	19,54	18,27	17,56	18,44	2,07
2	-1	0	24,92	19,27	22,68	22,29	23,79	24,46	16,52	21,59	3,14
3	-1	1	14,84	19,23	14,70	16,26	14,54	16,27	14,09	14,97	7,93
4	0	-1	35,06	25,63	26,28	28,99	37,90	25,97	27,29	30,86	6,45
5	0	0	27,06	35,75	38,78	33,86	28,94	30,19	28,67	29,26	13,58
6	0	1	28,40	27,07	27,09	27,52	30,26	29,33	26,95	28,85	4,83
7	1	-1	46,15	46,02	44,31	45,49	46,78	45,32	41,88	44,50	2,18
8	1	0	40,44	41,86	39,90	40,26	39,66	40,20	38,54	39,47	1,96
9	1	1	40,23	40,43	43,73	41,46	40,56	39,91	42,29	40,92	1,30

Examinando os dados da Tab. 5.5 verifica-se que o erro médio relativo entre os valores simulados e valores medidos foi de 4,82 %, ou seja, menor do que 5%, o que indica a adequada modelagem matemática para a máquina MFDC. Destaca-se o erro relativo encontrado de maior percentual foi de 13,58 %, que reflete os limitantes da modelagem, pois o modelo matemático proposto não contempla os efeitos dos chaveamentos, resistências de contatos e resistências dos diodos e perdas nos cabos de alimentação, ou seja, considerando-os como ideais.

Na Fig. 5.5 tem-se o gráfico da corrente simulada para o valor de 6 kA e chapa de 1,5 mm. Nesta figura fica evidente a falta de interferência do chaveamento.

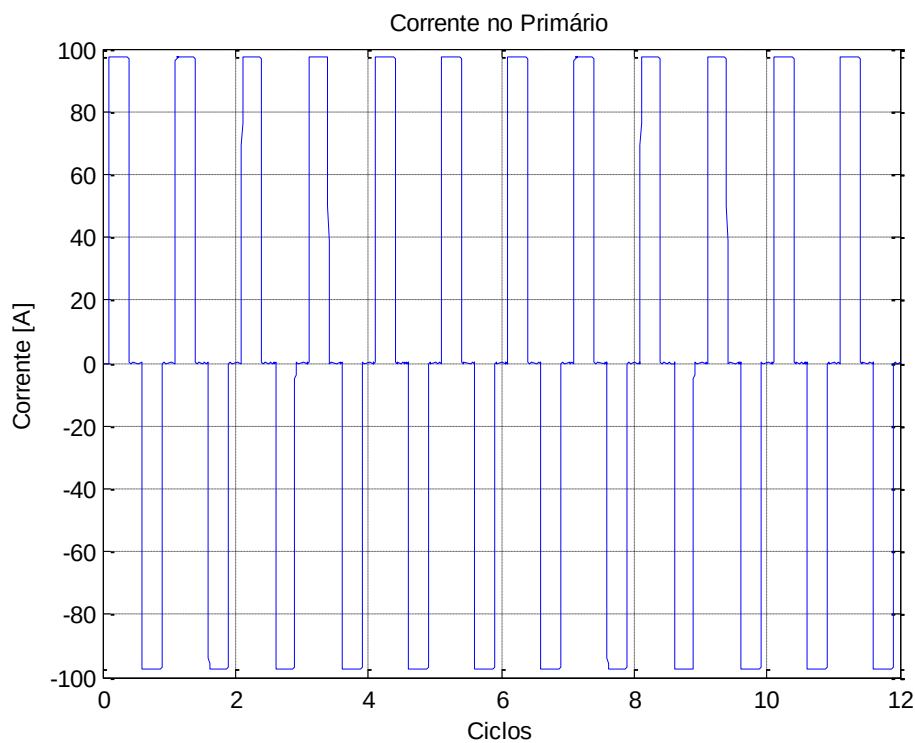


Figura 5.5 – Forma de onda da corrente simulada para 6 kA

Na Fig. 5.6 encontra-se o gráfico da corrente medida no primário quando uma corrente de 6 kA no secundário para realizar solda sobre a chapa de 1,5 mm. Nesta figura, o efeito de chaveamento dos transistores de potência do inversor fica evidente. Porém, a forma de onda simulada aproxima-se da forma de onda adquirida pelo sistema de aquisição de dados.

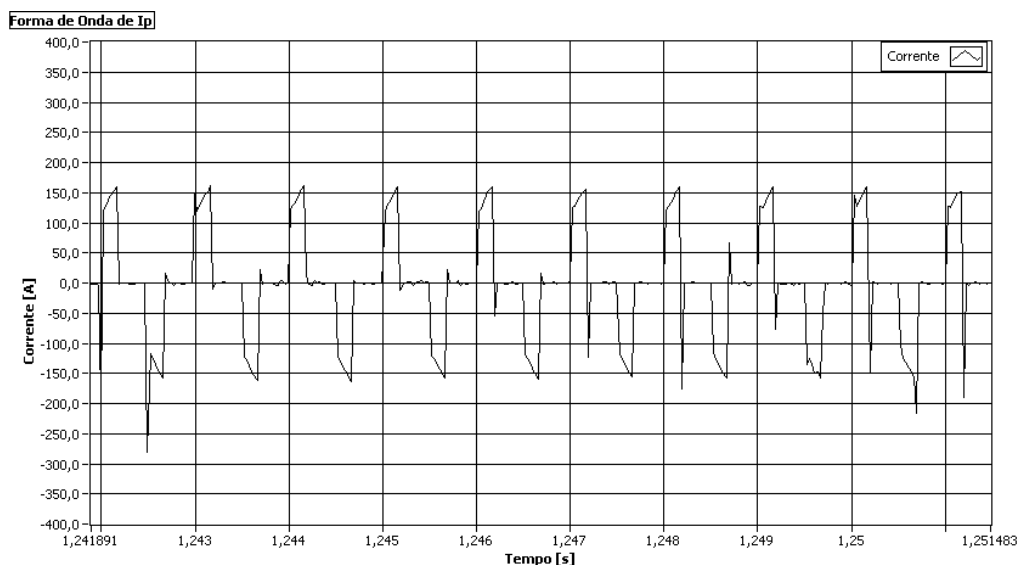


Figura 5.6 – Forma de onda da corrente do primário adquirida pelo sistema de aquisição de dados para corrente aplicada ao secundário de 6 kA sobre a chapa de 1,5 mm

Na avaliação estatística, fez-se a comparação dos valores médios das correntes medidas e simuladas utilizando teste de hipótese. Como resultados, foi gerado a Tab. 5.6 do tratamento das variáveis independentes. O gráfico do desvio padrão entre a corrente medida e simulada, está representado na Figura 5.7 e o gráfico de dispersão entre a corrente medida e simulada esta representado na Fig. 5.8.

Tabela 5.6 – Teste t com tratamento das variaveis independente

Grupo 1 x Grupo 2	Média Grupo 1	Média Grupo 2	t Student	df	p
Ipm [A] x Ipms [A]	30,55111	29,87333	0,138641	16	0,891464

Examinando a Tab. 5.6, observa-se que o nível de significância (p) para afirmar que os valores das correntes medidas e simuladas são diferentes ficou muito baixo, ou seja, muito maior que 0,05 (5%). Neste caso, pode-se afirmar que há somente 10,8536% de chance de que as medidas sejam diferentes. Desta forma, pode-se afirmar que estatisticamente as correntes são idênticas.

Avaliando a Fig. 5.7, observa-se visualmente que o desvio padrão entre a corrente medida e simulada são bem semelhantes, também indicando que as correntes obtidas são convergentes.

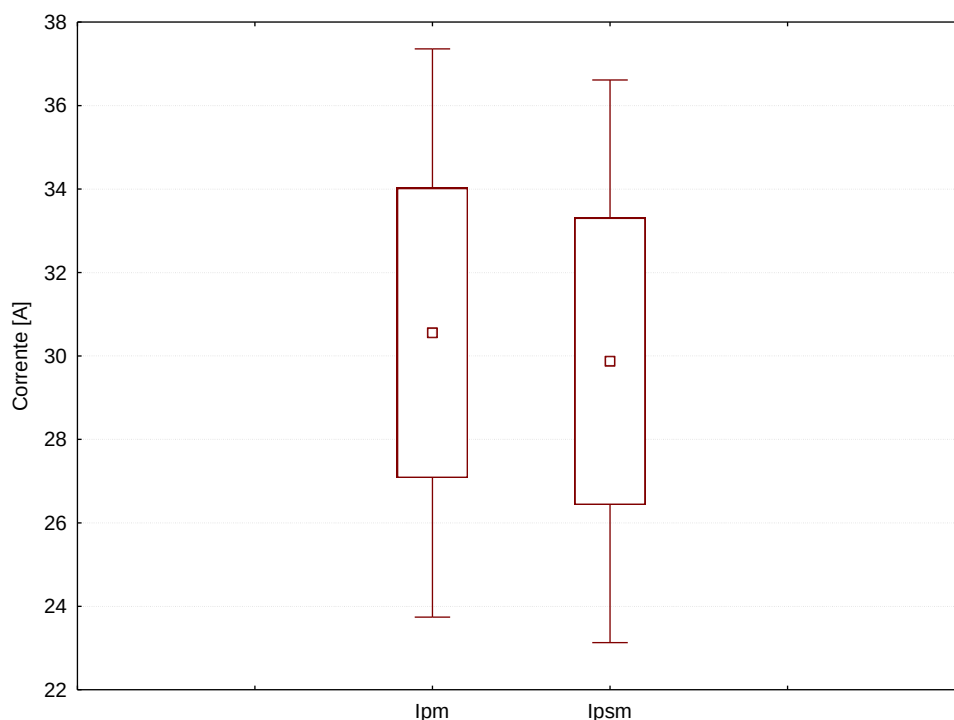


Figura 5.7 – Desvio padrão entre valor medido e simulado

Pela Fig. 5.8, a dispersão entre a corrente medida e simulada é bem modesta, onde os valores simulados (I_{psm}) apresentam pouca variação em relação aos valores medidos (I_{pm}), conforme observado na Tab. 5.5. Porém, as formas de projeção entre I_{psm} e I_{pm} apresentam a mesma tendência, indicando que são semelhantes no aspecto de construção. A exceção esta no quinto ensaio onde o erro foi maior do que 5%, que esta evidente na Fig. 5.8, apresentando o valor medido maior do que o valor simulado. Este fato ocorre em função das condições de ensaio, pode ter ocorrido vibração das peças soldadas no momento em que o eletrodo entrou em contato com as mesmas gerando um arco entre elas elevando a corrente de solda.

Conforme a análise realizada tanto pelo erro relativo que consta na Tab. 5.5, bem como na análise estatística, garante que o conjunto de equações desenvolvido representa à máquina de soldagem a resistência a média frequência por ponto MFDC. Portanto, o modelo matemático é considerado validado.

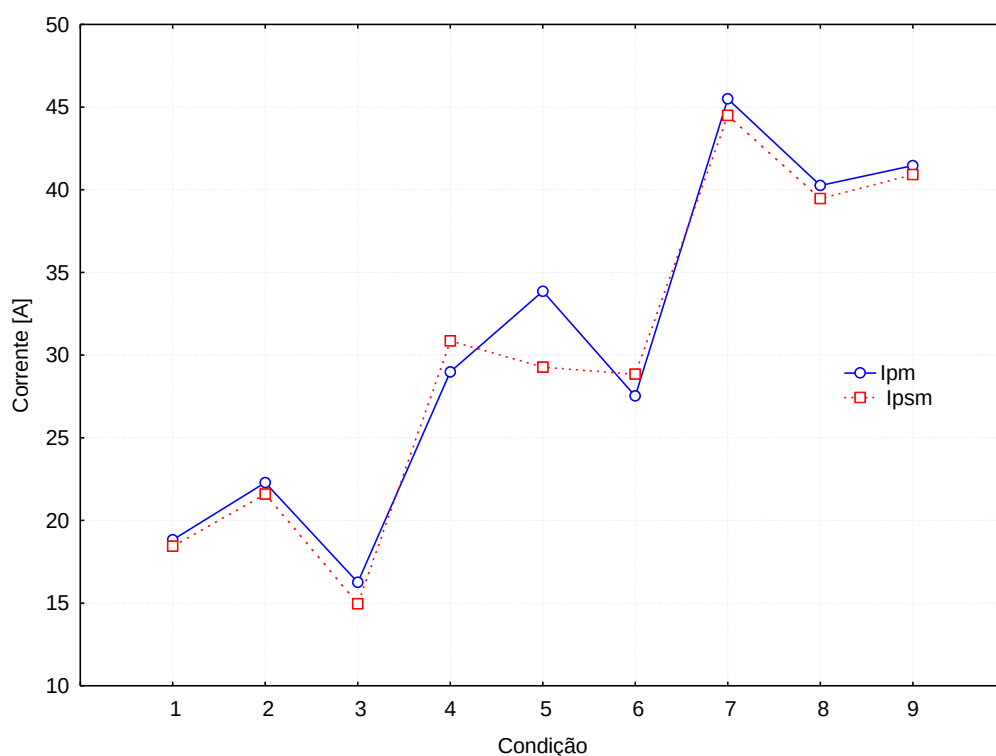


Figura 5.8 – Gráfico de dispersão entre a corrente medida e simulada

5.3 – Considerações finais

Obteve-se neste capítulo a comprovação dos modelos matemáticos para as máquinas de soldagem a resistência por ponto nas versões CA monofásica e a média frequência MFDC. Os resultados tiveram duas vertentes de comprovação, a primeira através do erro relativo entre a corrente medida e corrente simulada, onde o erro foi inferior a 5%; a segunda através de um planejamento experimental fatorial 3^k que permitiu a avaliação através do teste de hipótese, pois é o mais apropriado para comparação de duas grandezas.

Análise concludente é que os modelos matemáticos representam às máquinas de soldagem a resistência por ponto tendo como forte indicativo os valores eficazes das correntes medidas no lado primário e do secundário do transformador.

CAPÍTULO VI

ANÁLISE DOS RESULTADOS

Após a realização dos ensaios, conforme o procedimento experimental descrito no Capítulo III, neste capítulo é realizado as análises dos resultados obtidos com o intuito de comparar à eficiência energética das máquinas de soldagem a resistência por ponto. Estes resultados são avaliados levando-se em consideração os aspectos elétricos e mecânicos das máquinas. Na avaliação elétrica é analisado o rendimento, o fator de potência e as distorções harmônicas da tensão e corrente, enquanto que no aspecto mecânico é avaliado o diâmetro do botão de solda.

6.1 – Avaliação elétrica

Com os resultados adquiridos com o sistema de aquisição conforme o procedimento experimental descrito no Item 3.6 para a máquina CA e MFDC foi montada a Tab. 6.1 para a avaliação elétrica. Nesta tabela constam os valores obtidos para o rendimento, o fator de potência e a taxa de distorção harmônica da tensão e corrente. Cada item da Tab. 6.1 representa a média de três ensaios, sendo que os valores referentes aos ensaios individuais se encontram no Anexo 3.

Tabela 6.1 – Valores obtidos para avaliação elétrica

Ordem	Máquina CA					Máquina MFDC				
	I _s [A]	η [%]	TDH _v [%]	TDH _i [%]	FP	I _s [A]	η [%]	TDH _v [%]	TDH _i [%]	FP
1	5000	72,15	2,79	47,81	0,1068	5001	31,32	2,04	88,42	0,1382
2	5000	65,74	2,54	47,06	0,1123	5001	29,44	2,10	89,84	0,1398
3	5000	25,81	2,56	48,10	0,1031	5001	32,50	2,09	88,41	0,1368
4	5000	81,71	2,70	47,38	0,1125	5001	29,44	2,94	89,96	0,1401
5	5000	48,96	2,98	47,94	0,1346	5001	31,89	2,30	90,79	0,1720
6	5000	60,60	3,08	47,21	0,1414	5000	31,06	2,28	88,02	0,1767
7	5001	47,63	3,17	47,07	0,1349	5001	32,46	2,56	92,14	0,1710
8	5000	50,38	2,97	47,61	0,1348	5000	31,54	2,28	86,42	0,1771
9	7000	61,01	2,95	38,03	0,1465	7002	26,97	2,16	83,89	0,1521
10	7000	73,03	2,82	37,47	0,1492	7002	26,68	2,50	83,63	0,1536
11	7000	57,07	2,80	38,21	0,1447	7002	27,54	2,49	85,12	0,1486
12	7000	68,37	2,81	37,63	0,1470	7002	26,56	2,61	85,02	0,1522
13	7000	45,07	3,23	38,51	0,1860	7001	29,17	2,81	84,08	0,1892
14	7000	52,64	3,22	37,72	0,1901	7001	27,11	2,75	84,33	0,1922
15	7000	42,57	2,92	38,53	0,1848	7002	28,23	2,70	85,98	0,1886
16	7000	46,65	3,21	37,23	0,1901	7002	28,60	2,85	83,99	0,1903
17	4500	57,80	2,78	50,96	0,1125	4501	30,97	2,46	88,94	0,1482
18	7500	52,84	3,02	35,63	0,1804	7503	27,19	2,75	79,84	0,1719
19	6006	71,59	2,56	42,21	0,1202	6002	26,41	2,55	86,39	0,1331
20	6003	45,83	3,11	42,57	0,1724	6002	31,32	2,82	83,89	0,1901
21	6006	59,16	2,92	42,44	0,1448	6001	30,63	2,62	88,75	0,1639
22	6008	57,86	2,94	42,35	0,1449	6002	29,52	2,71	87,39	0,1643
23	6010	49,13	2,91	42,59	0,1409	6001	30,56	2,66	87,23	0,1633
24	6004	66,23	2,91	41,94	0,1505	6002	28,98	2,65	87,48	0,1665
25	6005	60,26	2,90	42,45	0,1455	6001	29,93	2,68	87,09	0,1631
26	6007	60,19	2,76	42,27	0,1453	6001	29,38	2,65	85,73	0,1657

6.1.1 – Taxa de distorção harmônica (TDH)

De acordo com Procobre (2001), a taxa de distorção harmônica é definida como sendo uma medida da distorção de uma forma de onda. Ou seja, como sendo a relação entre o valor eficaz (*root mean square - rms*) das componentes harmônicas em relação a fundamental. Nesse trabalho a taxa de distorção harmônica esta sendo considerada em relação a fundamental.

A taxa de distorção harmônica da corrente representada na Tab. 6.1 indica que a máquina MFDC apresentou uma TDH_i maior do que a máquina CA. Este fato ocorre em função da máquina MFDC em sua topologia construtiva possuir mais componentes eletrônicos de chaveamentos do que a máquina CA, conforme descrição na modelagem matemático apresentada no item 4.2 para a máquina CA e item 4.3 máquina MFDC.

Com os valores da taxa de distorção harmônica da corrente (TDH_I) da Tab. 6.1 para a máquina CA e MFDC obtém-se a Fig. 6.1.

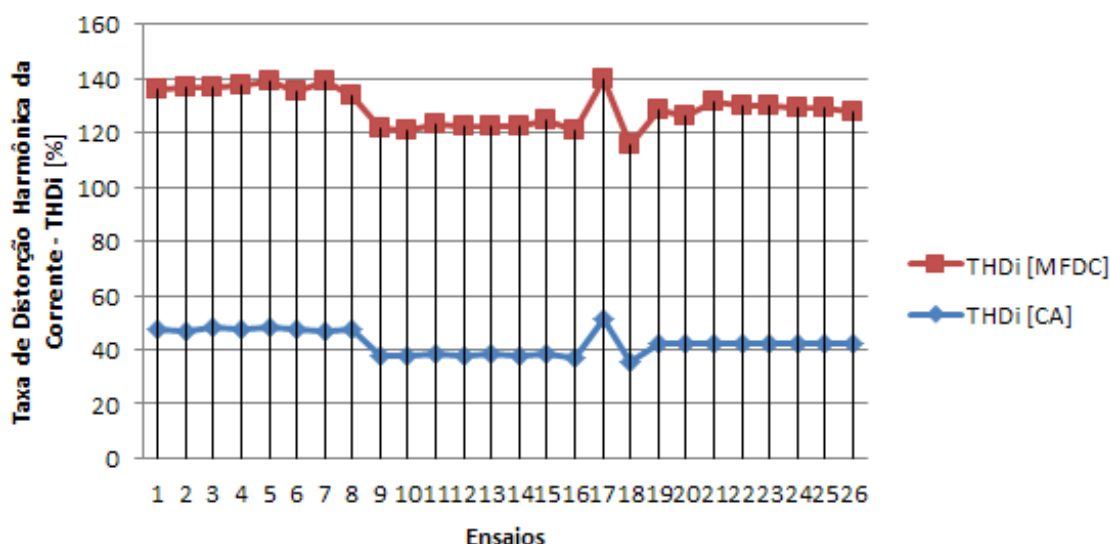
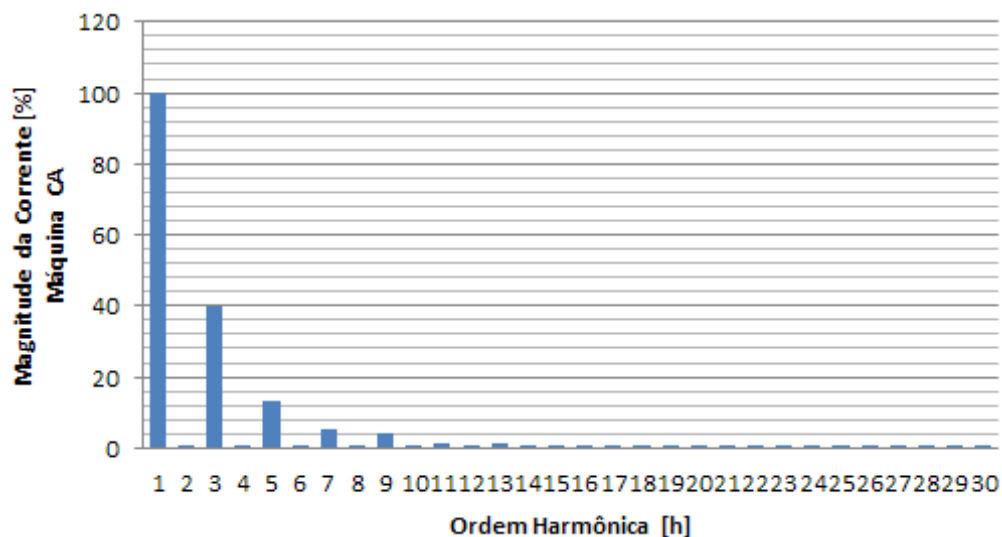


Figura 6.1 – Taxa de distorção harmônica da corrente

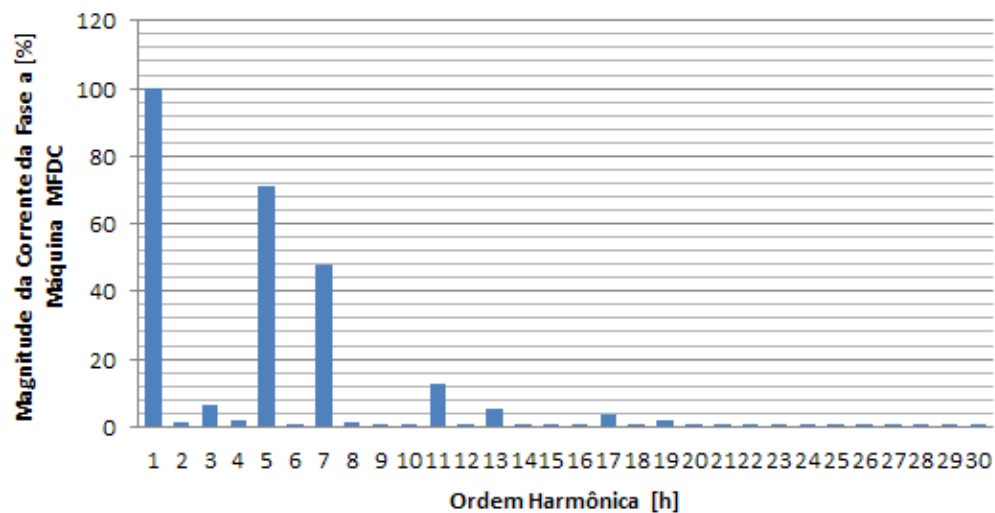
A Fig. 6.1 apresenta com perceptibilidade que a máquina CA tem a TDH_I variando em média de 35,63% a 50,96% enquanto que a MFDC variou de 79,84% a 92,14%. Portanto, a máquina CA apresenta taxa de distorção harmônica menor que a máquina MFDC. Não foi possível aplicar a norma de referência para confrontar o valor adquirido com valores exigidos por norma, pois a mesma estabelece um período de 15 min a 30 min de aquisição dos valores de corrente para avaliar a ordem harmônica globais das instalações elétricas conforme Item 2.6.1. Mas uma prévia das medições indica a necessidade de uma avaliação mais apurada da mesma. Na Fig. 6.2 está representada a magnitude harmônica em função da ordem harmônica para máquina CA e MFDC para o Ensaio 26, em que foi aplicada uma corrente de 6 kA em uma chapa de 1,5 mm, e para a máquina MFDC esta representada pelas três fases.

O espectro harmônico da corrente do primário da máquina CA apresenta a magnitude da fundamental como dominante sendo seguida pela de terceira, quinta, sétima, nona, décima primeira, décima terceira e décima quinta como as mais significativas com a particularidade de serem decrescentes ao longo da ordem harmônica. A forma de onda da fundamental está

representada na Fig. 6.3(a), que mostra o chaveamento dos SCR's está presente tanto no ciclo positivo quanto no negativo. Esta máquina nos demais ensaios seguiu o mesmo padrão de magnitude harmônica, bem como a forma de onda da fundamental.

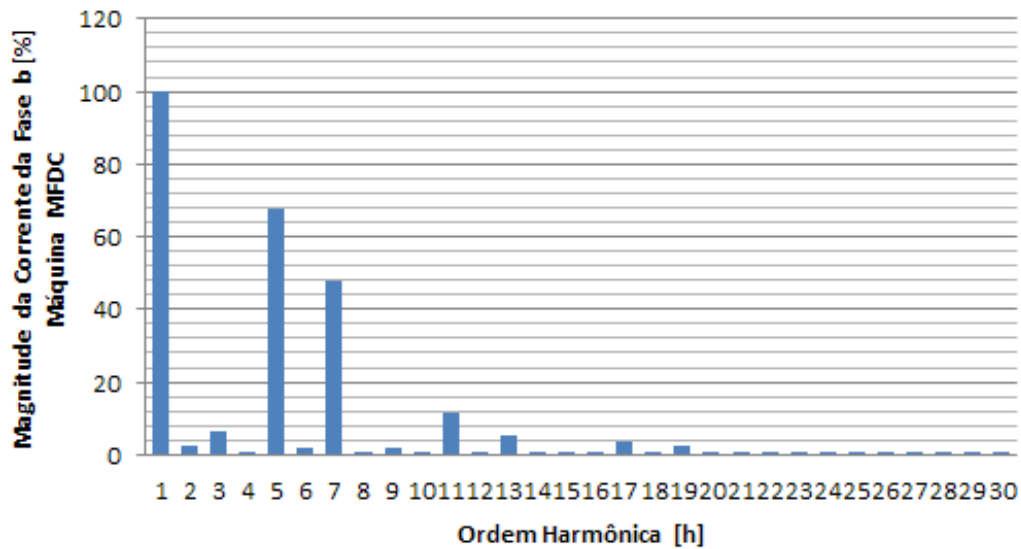


(a)

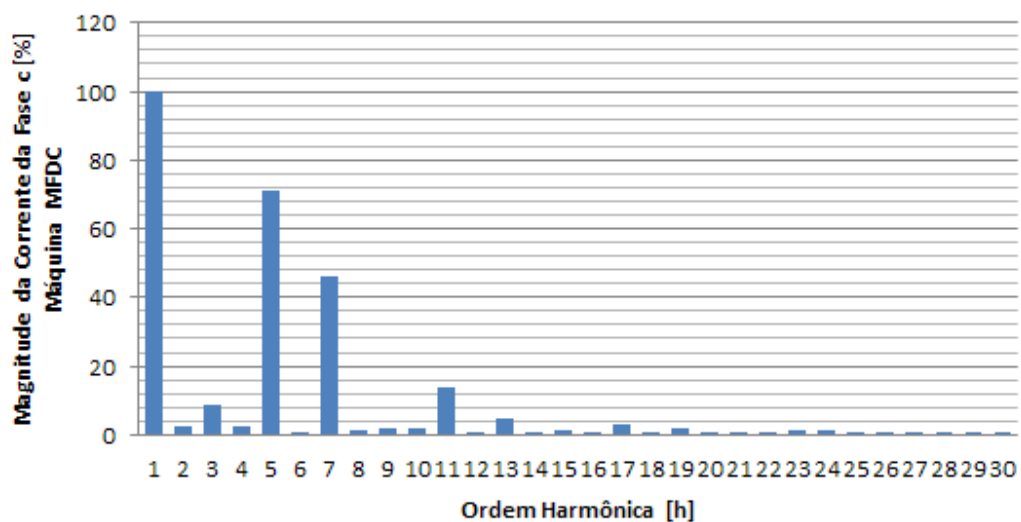


(b)

Figura 6.2 – Espectro harmônico da corrente, (a) Máquina CA, (b) Fase a da corrente MFDC, (c) Fase b da corrente MFDC, (d) Fase c da corrente MFDC



(c)

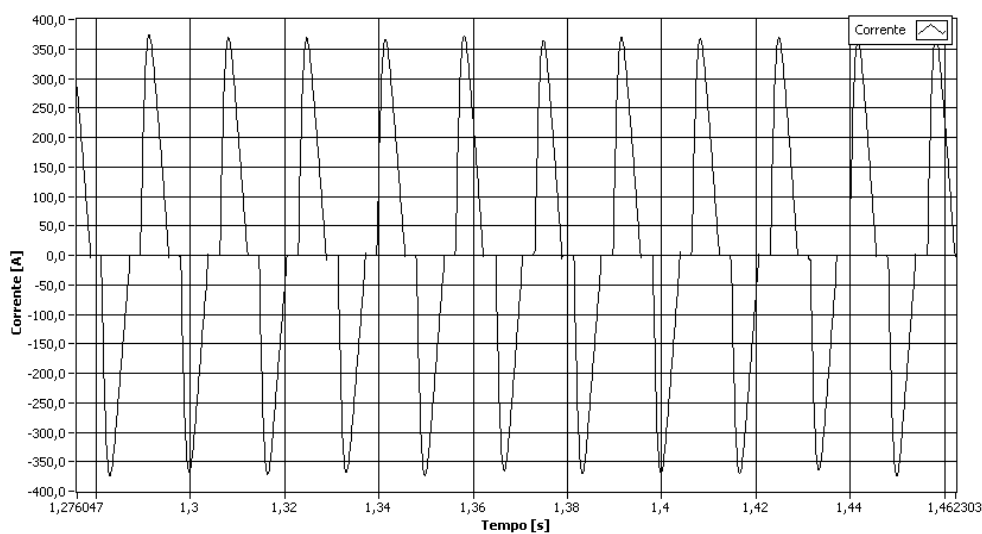


(d)

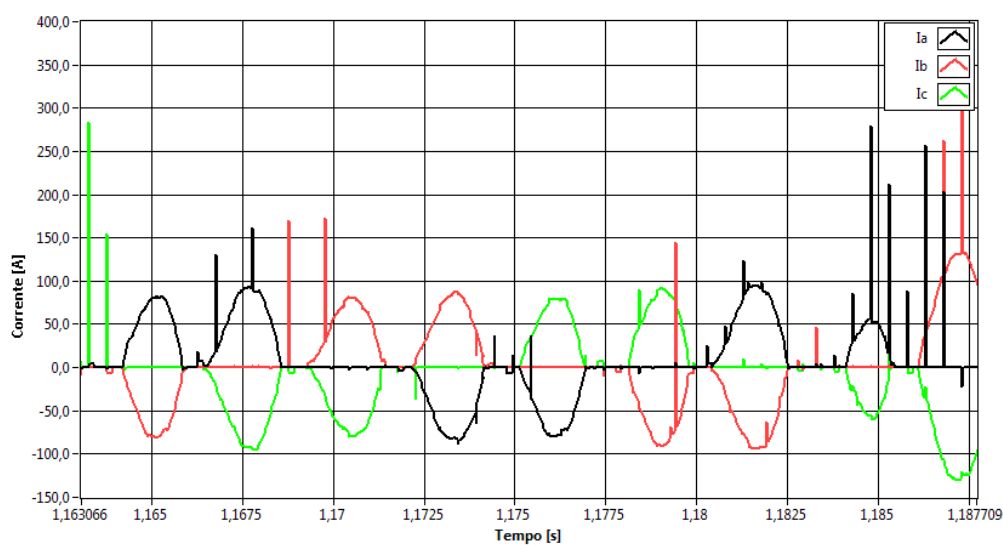
Figura 6.2 (continuação) – Espectro harmônico da corrente, (a) Máquina CA, (b) Fase a da corrente MFDC, (c) Fase b da corrente MFDC, (d) Fase c da corrente MFDC

Na máquina MFDC observou-se que não houve um decréscimo da ordem harmônica, apresentado quinta, sétima e décima primeira com maior magnitude, sendo as demais significativas à terceira, décima terceira, décima sétima e décima nona. A forma de onda da fundamental para as três fases está representada na Fig. 6.3 (b), em que exibiu a forma de onda distorcida, este fato se deve ao surgimento de ondas harmônicas na rede de energia em função da ação do retificador de onda completa com o capacitor de alisamento da tensão, e

chaveamento do inversor monofásico responsável pela produção da tensão quadrada que alimenta o primário do transformador, sendo as de maiores influências harmônicas para as ordens de 5, 7, 11, 13, 17 e 19, que esta em convergência com o fabricante conforme o item 2.3.4 e na Fig. 2.11 tem-se a forma de onda de uma das correntes que apresenta a mesma tendência da 6.3 (b) . Esta máquina nos demais ensaios seguiu o mesmo padrão de magnitude harmônica, bem como a forma de onda da fundamental.



(a)



(b)

Figura 6.3 – Forma de onda da corrente (a) CA e (b) MFDC

A taxa de distorção harmônica da tensão representada na Tab. 6.1 indica que a máquina MFDC apresentou uma TDH_v menor do que a máquina CA. Com os valores da taxa de distorção harmônica da tensão (TDH_v) da Tab. 6.1 para a máquina CA e MFDC obtém-se a Fig. 6.4. Na Figura 6.4 mostra que a TDH_v da máquina CA teve no geral a TDH_v maior do que a máquina MFDC, ressaltando que apenas em um dos valores de 5000 A em que a máquina MFDC foi maior do que a CA, e em um dos valores de 6000 A foram coincidentes. O valor médio da TDH_v da máquina CA foi de 2,91% e da máquina MFDC foi de 2,54%. De acordo com a norma o valor é de 8%, neste caso ambas as máquinas estão dentro das especificações de norma no quesito tensão.

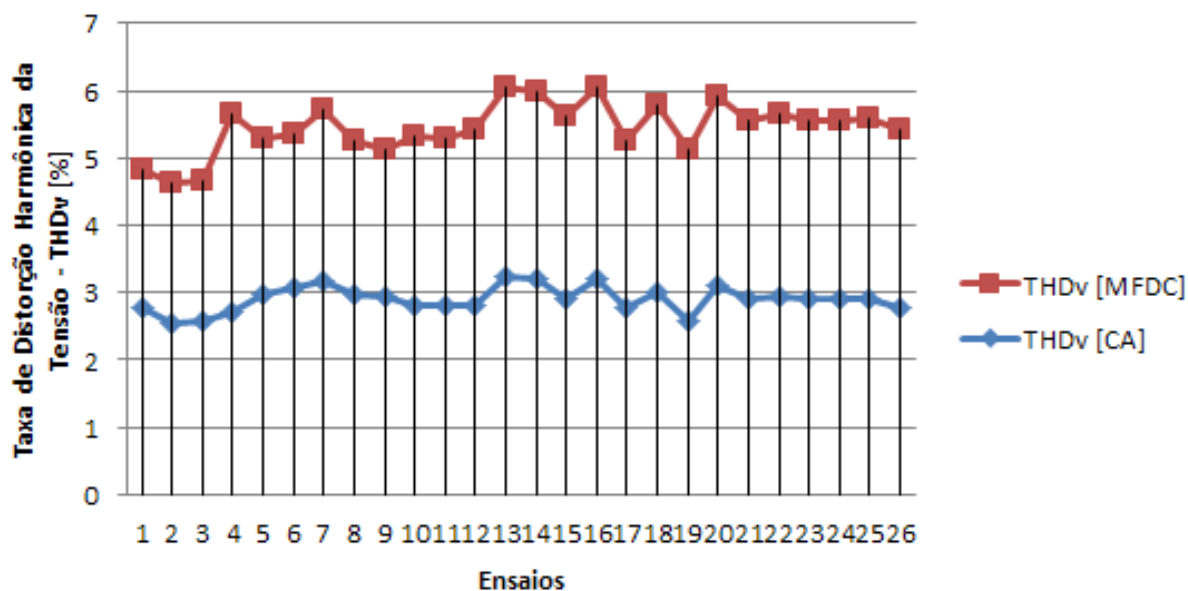
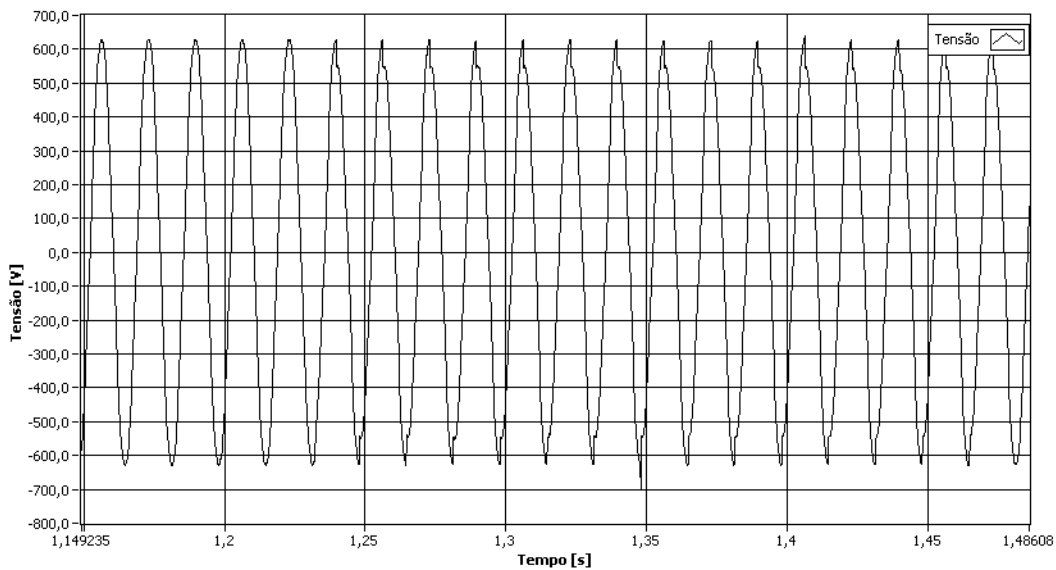


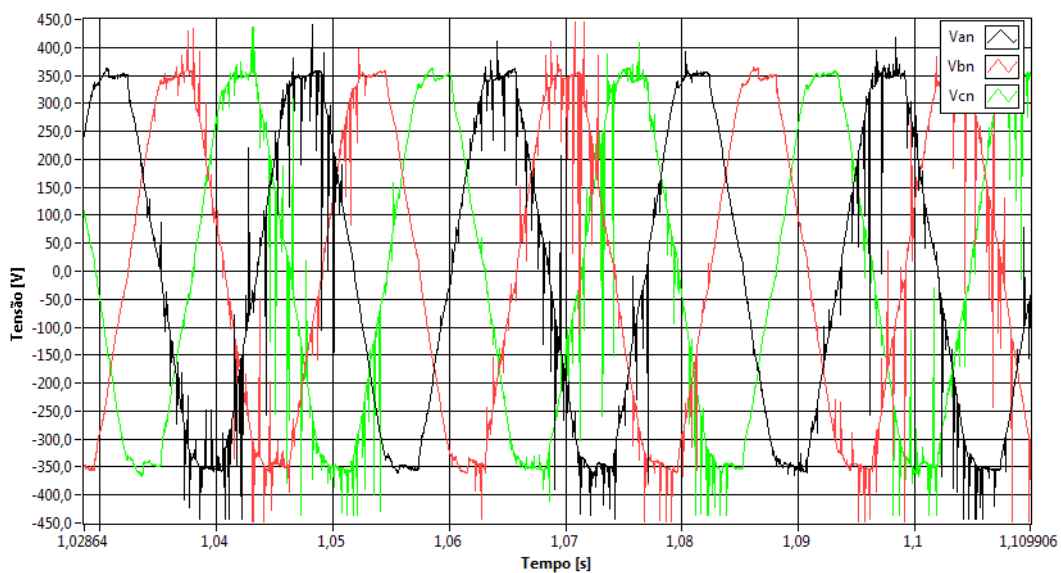
Figura 6.4 – Taxa de distorção harmônica da tensão

As formas de ondas da tensão para a máquina CA e MFDC estão representadas na Fig. 6.5. Na Fig. 6.5 (a) observa-se que próximo ao valor máximo da amplitude tanto do ciclo positivo como do negativo tem uma pequena distorção, esta distorção é em função do chaveamento dos SCR's. Na Fig. 6.5 (b) observa-se bastantes ruídos e distorções, bem como pequenos achatamentos, que são em função dos chaveamentos da ponte retificadora e da descarga do capacitor de alisamento da tensão de entrada do inversor, que por sua vez realiza

chaveamentos com frequência de 1000 Hz produzindo ruídos. Estes ruídos também podem ser em função das indutâncias parasitas da rede que não se comporta como uma fonte de tensão perfeita, e conforme indica o item 2.6.1 a TDH_v é produzida pela fonte geradora como consequência da circulação de correntes distorcidas pela instalação.



(a)



(b)

Figura 6.5 – Forma de onda da tensão, (a) Máquina CA e (b) Máquina MFDC

6.1.2 – Flutuação de tensão

Efeito da flutuação de tensão gerado pelas máquinas foi calculado conforme norma ND.50 (cálculos no Anexo 7) que são cálculos indiretos, ou seja, sem a realização de medições, sendo considerado o transformador de distribuição interna da Universidade Federal de Uberlândia - UFU de 500 kVA distante aproximadamente 50 m. Estes mostraram que ambas as máquinas geram flutuação de tensão, que esta de acordo Baldwin et al (2005), conforme Item 2.4. A máquina CA teve o índice de flutuação de 10,47% contra 4,54% de limite admissível de flutuação de tensão, enquanto a máquina MFDC teve o índice de flutuação de 10,40% contra 4,58% de limite admissível de flutuação de tensão. Assim sendo, ambas as máquinas necessitam de uma avaliação com mais medições diretas na rede de alimentação para efeito de pesquisa e correção do fenômeno.

6.1.3 – Fator de potência

Conforme Key e Lai (1995), o fator de potência é definido como a relação entre a potência ativa e a potência aparente consumida por um dispositivo ou equipamento, independentemente das formas de ondas de tensão e corrente se apresentem. Utilizando os dados da Tab. 6.1 gerou-se a Fig. 6.6.

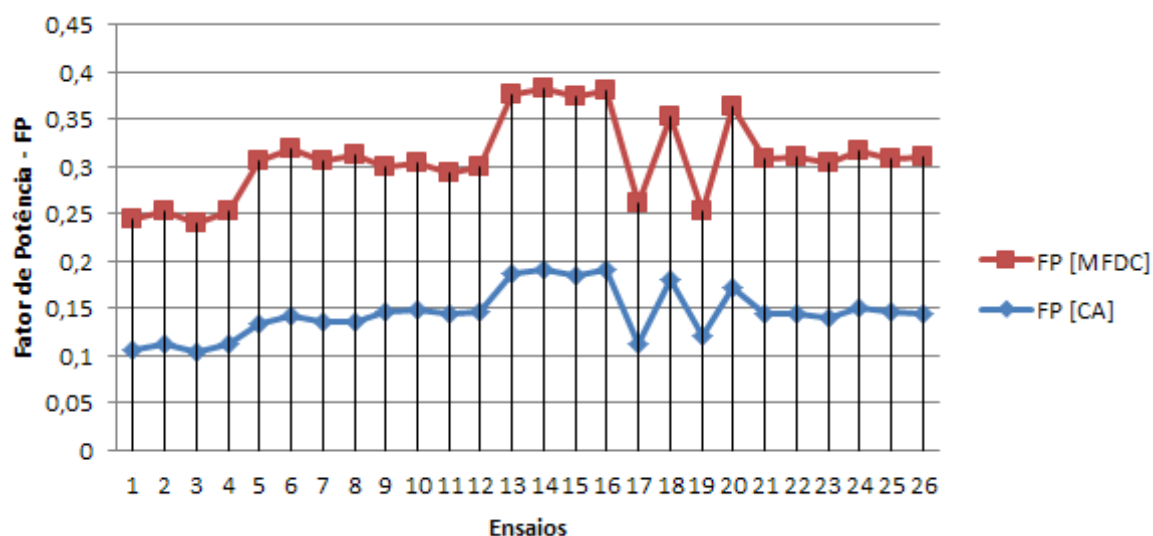


Figura 6.6 – Fator de potência máquina CA e MFDC

De acordo com a Tab. 6.1 e com a Fig. 6.6, a máquina MFDC apresenta um fator de potência um pouco maior do que a máquina CA. No valor de mínimo (4500 A) a máquina MFDC obteve valor maior do que a máquina CA, enquanto que no valor de máximo a máquina CA obteve valor maior do que a MFDC. Para valores 5000 A e 6000 A, a máquina MFDC teve valores maiores do que a CA, e para a corrente 7000 A eles se equivaleram.

Estes resultados obtidos para o fator de potência são contrários às conclusões chegadas pela Certeline (2002) e Hofman (2005), e que a máquina MFDC apresenta fator de potência alto próximos de 0,90 enquanto que a máquina CA de 0,3 a 0,80. Feng e Rutkowski (2005) que o fator de potência para as máquinas MFDC é alto que elimina a necessidade de ser corrigido nas instalações elétricas. Porém, ambas as máquinas estão com fator de potência muito baixo para atender aos 92% exigidos pela norma. O fator de potência médio da máquina CA foi de 14,52%, enquanto que da máquina MFDC foi de 16,34%. Assim sendo, necessita-se projetar filtros na entrada de ambas as máquinas para correção do fator de potência, bem como reduzir os níveis de harmônicos gerados. Uma justificativa para terem encontrado fator de potência tão alto seja em função de algumas máquinas já trazerem em sua concepção construtiva capacitores para correção do fator de potência, conforme Item 6.2.3.

6.1.4 – Eficiência energética ou rendimento

Eficiência ou rendimento permite avaliar o efeito útil de uma máquina, ou seja, avaliar o quanto ela trabalha com a menor perda possível. Utilizando os dados da Tab.6 gerou-se o gráfico do rendimento em função do ensaio, conforme o Fig. 6.7.

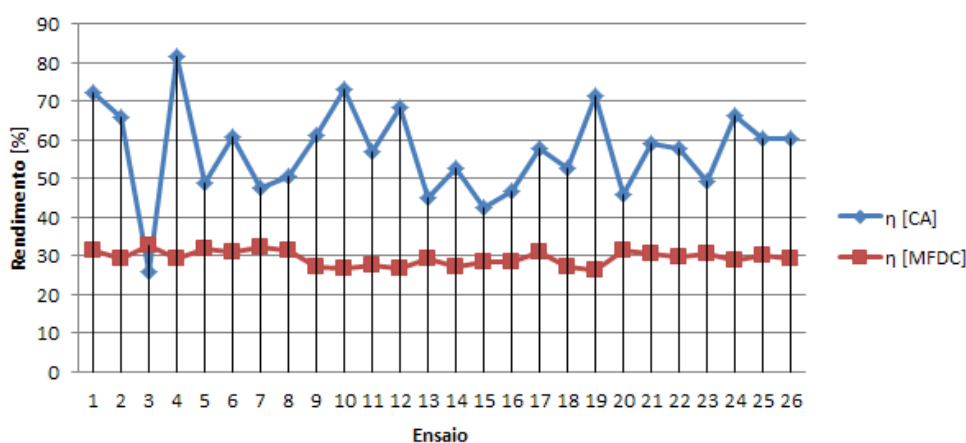


Figura 6.7 – Rendimento da máquina CA e MFDC

Observando a Tab. 6.1 e a Fig. 6.7, verifica-se que para o valor de mínimo (4500 A) a máquina CA teve um rendimento de 57,80 %, enquanto que a máquina MFDC obteve 30,97 %. Para o valor de máximo (7500 A) a máquina CA teve o rendimento de 52,84 %, enquanto a máquina MFDC 27,19 %. Para valores de 5000 A, a máquina CA apresentou valores que variaram de 25,81 % a 81,71 %, enquanto a máquina MFDC apresentou valores 29,44 % a 32,50 %. Assim sendo a máquina CA obteve rendimento maior para esta faixa. Para valores de 6000 A, a máquina CA apresentou rendimentos variando de 45,83 % a 71,59 %, enquanto a máquina MFDC apresentou variação de 26,41 % a 31,32 %, também para esta faixa a máquina CA obteve um melhor desempenho em relação à MFDC. Para valores de 7000 A, a máquina CA apresentou valores de 42,57 % a 73,03 %. Já a máquina MFDC obteve a variação de 26,56 % a 29,17 %, também para esta faixa a máquina CA obteve melhor rendimento. Assim sendo, para estas condições do planejamento experimental a máquina CA tem um melhor rendimento do que a máquina MFDC.

Por outro lado, além do rendimento elétrico, é preciso avaliar o consumo de potência da fonte, consumo de potência aplicada à chapa soldada e perdas de ambas as máquinas. Assim sendo, tem-se a Tab. 6.2 onde constam os valores da potência de entrada, potência de saída e potência das perdas.

Da Tab. 6.2 tem-se que a média da potência de entrada da máquina CA (4154,7 W) é maior do que a da máquina MFDC (2024,8 W), isto significa que a máquina CA para realizar o botão de solda necessita drenar da fonte um maior consumo de energia, como é mostrado no Item 6.2. A média de potência de saída entregue pela máquina CA (2300,2 W) sobre a chapa é maior do que a da máquina MFDC (593,1 W) para gerar energia térmica suficiente para a produção do botão de solda. A máquina CA apresenta perda interna média (1854,5 W) maior do que a máquina MFDC que tem perda interna de 1431,7 W. Assim, do ponto de vista de consumo de potência a máquina MFDC tem um melhor desempenho do que a da máquina CA.

Tabela 6.2 – Valores das potências de entrada, saída e perdas das máquinas de soldagem

Ensaio	Máquina CA			Máquina MFDC		
	Pin [W]	Pout [W]	Pperdas [W]	Pin [W]	Pout [W]	Pperdas [W]
1	2333,4	1610,1	723,3	1204,4	377,2	827,2
2	2461,2	1617,1	844,1	1285,9	378,3	907,6
3	2279,0	584,3	1694,7	1187,3	385,8	801,5
4	2495,3	2039,0	456,3	1284,3	377,9	906,4
5	3841,7	1881,1	1960,6	1915,6	610,9	1304,7
6	4025,5	2439,6	1585,9	2103,5	653,4	1450,1
7	3856,7	1837,3	2019,4	1867,8	606,3	1261,5
8	3824,7	1926,7	1898,0	2121,1	668,9	1452,2
9	3903,3	2381,3	1522,0	1834,2	494,8	1339,4
10	3954,7	2888,1	1066,6	1981,4	528,7	1452,7
11	3875,7	2211,6	1664,1	1809,8	498,3	1311,5
12	3895,5	2663,3	1232,2	1962,5	521,2	1441,3
13	6384,4	2877,4	3507,0	2871,3	837,4	2033,9
14	6486,0	3414,5	3071,5	3152,3	854,7	2297,6
15	6349,0	2703,1	3645,9	2850,6	804,6	2046,0
16	6505,3	3037,2	3468,1	3158,7	900,4	2258,3
17	2702,4	1562,3	1140,1	1390,8	430,7	960,1
18	5739,1	3033,2	2705,9	2644,1	718,9	1925,2
19	2738,7	1960,7	778,0	1315,2	347,4	967,8
20	5760,1	2640,1	3120,0	2699,3	845,3	1854,0
21	4093,7	2421,9	1671,8	1966,1	602,1	1364,0
22	4098,6	2371,5	1727,1	2003,8	591,6	1412,2
23	3980,5	1955,7	2024,8	1880,4	574,6	1305,8
24	4258,3	2821,4	1436,9	2137,2	619,3	1517,9
25	4096,0	2468,2	1627,8	1991,5	595,9	1395,6
26	4083,0	2458,0	1625,0	2024,6	594,7	1429,9

O motivo do nível percentual médio de perda interna da máquina MFDC (70,71%), ser maior do que o da máquina CA (44,64%) pode ser explicado pelo fato de que os equipamentos elétricos possuem duas parcelas de perdas nos seus componentes: uma parcela fixa e outra parcela que varia com as condições de trabalho como discutido no Item 2.5.1. Neste sentido, a parcela de perda fixa da máquina MFDC é maior do que a da máquina CA, pois a máquina MFDC apresenta em sua topologia de construção mais elementos de eletrônica de potência do que a máquina CA, o que faz que apresente TDHi alto que contribui para o aumento das perdas fixas, conforme analisado no Item 2.8.2. Com relação à parcela variável, uma vez que a máquina MFDC está trabalhando distante das condições nominais (7,5 kA de corrente máxima utilizada nos experimentos versus 36 kA de corrente nominal – Item 3.3.2) e, portanto solicitando potência de entrada menor, as perdas fixas somadas as variáveis também serão maiores, que faz se aproximada da potência de saída. Já no caso da máquina CA, as condições do planejamento experimental impõem uma corrente no secundário próxima das condições nominais para gerar o botão de solda (7,5 kA utilizada

versus 9,2 kA nominal). Assim, justifica-se a máquina CA ter um melhor rendimento nestas condições de planejamento experimental em relação à MFDC.

6.2 – Avaliação mecânica

A análise do diâmetro do botão de solda foi realizada após o ensaio de arrancamento conforme item 3.4.1 e medido conforme o item 3.4.2. O valor médio encontrado através de três medições conforme o planejamento experimental do item 3.6 está representado na Tab. 6.2. Os valores de referência para diâmetro mínimo para o botão de solda ($\emptyset$) é calculado conforme Item 2.6.3. Assim sendo, os diâmetros de acordo com a espessura da chapa são dadas por:

- Chapa de 1,0 mm o diâmetro de referência é de 4,00 mm;
- Chapa de 1,2 mm o diâmetro de referência é de 4,48mm;
- Chapa de 1,6 mm o diâmetro de referência é de 5,06mm;
- Chapa de 2,0 mm o diâmetro de referência é de 5,65 mm;
- Chapa de 2,2 mm o diâmetro de referência é de 5,93 mm.

De acordo com os resultados da Tab. 6.3, para a chapa de 1,0 mm (Ensaio 23) com o tempo de 20 ciclos, força de 3,46 kN e corrente de 6010 A para a máquina CA e 6001 A para a máquina MFDC, ambas as máquinas satisfizeram a condição do diâmetro do botão de solda, sendo que a máquina CA 5,98 mm, enquanto que a máquina MFDC 6,45 mm. Porém, para as mesmas condições aplicadas à chapa de 2,2 mm (Ensaio 24) ambas as máquinas não conseguiram formar o botão de solda.

Para a chapa de 2,0 mm (Ensaio 4) com 15 ciclos, 2,45 kN de força e corrente 5000 A, a máquina CA formou o botão solda (6,22 mm), satisfazendo as condições do diâmetro. Todavia, a máquina MFDC nas mesmas condições não formou o botão de solda. Para o ensaio 6 com corrente 5000 A, força de 2,45 kN e 25 ciclos ambas as máquinas formaram o botão de solda (4,29 mm máquina CA e 4,34 mm máquina MFDC), mas não atingiram as condições de diâmetro. No Ensaio 8, com corrente de 5000 A para a máquina CA e corrente de 5000 A para a máquina MFDC com 25 ciclos e 4,46 kN ambas as máquinas produzira o

botão de solda, sendo que a máquina CA não atingiu o valor mínimo do diâmetro de solda (4,61 mm), enquanto que a MFDC atingiu (5,23 mm). No Ensaio 10, com corrente de 7000 A para máquina CA e 7002 A para a MFDC, 15 ciclos, força de 2,45 kN ambas as máquinas não satisfizeram a condição de diâmetro mínimo, mas no ensaio 12 quando foi aumentado a força para 4,45 kN a máquina CA não alcançou o valor mínimo do diâmetro (4,58 mm), enquanto a máquina MFDC alcançou (7,80 mm). No Ensaio 14 com a força de 2,45 kN e 25 ciclos a máquina CA atingiu o valor do diâmetro (5,36 mm) enquanto que a máquina MFDC não atingiu (4,48 mm), mas ao aumentar a força para 4,45 kN no ensaio 16 ambas as máquinas atingiram o valor do diâmetro (5,95 mm para a máquina CA e 7,00 mm para a máquina MFDC).

Tabela 6.3 – Valores medidos para o diâmetro do botão de solda

Ord	Máquina CA					Máquina MFDC				
	I _s	Tempo	Força	Chapa	Ø	I _s	Tempo	Força	Chapa	Ø
	[A]	[Ciclos]	[kN]	[mm]	[mm]	[A]	[Ciclos]	[kN]	[mm]	[mm]
1	5000	15,0	2,45	1,2	3,82	5001	15,0	2,45	1,2	6,36
2	5000	15,0	2,45	2,0	zero	5001	15,0	2,45	2,0	Zero
3	5000	15,0	4,46	1,2	5,39	5001	15,0	4,46	1,2	6,49
4	5000	15,0	4,46	2,0	6,22	5001	15,0	4,46	2,0	Zero
5	5000	25,0	2,45	1,2	5,29	5001	25,0	2,45	1,2	6,67
6	5000	25,0	2,45	2,0	4,29	5000	25,0	2,45	2,0	4,34
7	5001	25,0	4,46	1,2	6,03	5001	25,0	4,46	1,2	6,41
8	5000	25,0	4,46	2,0	4,61	5000	25,0	4,46	2,0	5,23
9	7000	15,0	2,45	1,2	6,34	7002	15,0	2,45	1,2	6,59
10	7000	15,0	2,45	2,0	4,93	7002	15,0	2,45	2,0	3,69
11	7000	15,0	4,46	1,2	5,66	7002	15,0	4,46	1,2	7,45
12	7000	15,0	4,46	2,0	4,58	7002	15,0	4,46	2,0	7,80
13	7000	25,0	2,45	1,2	5,32	7001	25,0	2,45	1,2	4,55
14	7000	25,0	2,45	2,0	5,36	7001	25,0	2,45	2,0	4,48
15	7000	25,0	4,46	1,2	5,43	7002	25,0	4,46	1,2	6,32
16	7000	25,0	4,46	2,0	5,95	7002	25,0	4,46	2,0	7,00
17	4500	20,0	3,46	1,6	3,62	4501	20,0	3,46	1,6	5,61
18	7500	20,0	3,46	1,6	5,11	7503	20,0	3,46	1,6	5,34
19	6006	12,5	3,46	1,6	4,04	6002	12,5	3,46	1,6	5,59
20	6003	27,5	3,46	1,6	5,21	6002	27,5	3,46	1,6	6,68
21	6006	20,0	1,96	1,6	3,88	6001	20,0	1,96	1,6	4,35
22	6008	20,0	4,95	1,6	4,33	6002	20,0	4,95	1,6	6,21
23	6010	20,0	3,46	1,0	5,98	6001	20,0	3,46	1,0	6,45
24	6004	20,0	3,46	2,2	zero	6002	20,0	3,46	2,2	Zero
25	6005	20,0	3,46	1,6	4,60	6001	20,0	3,46	1,6	5,64
26	6007	20,0	3,46	1,6	4,65	6001	20,0	3,46	1,6	6,24

Para a chapa 1,6 mm no Ensaio 19 com 12,5 ciclos, corrente de 6006 A e força de 3,46 kN, a máquina CA não alcançou o valor mínimo (4,04 mm), enquanto que a máquina MFDC com corrente de 6002 A alcançou (5,59 mm). No Ensaio 20 com 27,5 ciclos, ambas as máquinas alcançaram o valor, sendo de 5,21 mm para a máquina CA e 6,68 mm para a

máquina MFDC, para 20 ciclos a máquina CA não alcançou o valor mínimo, enquanto que a máquina MFDC só não alcançou quando a força foi de 1,96 kN que está de acordo com Wolff (2008).

Com os dados da Tab. 6.2 obtém-se da Figura 6.8 do diâmetro dos botões de solda em função do ensaio. Nesta figura fica evidente que na maioria dos ensaios a máquina de MFDC produziu botões de solda com maior diâmetro do que a máquina CA.

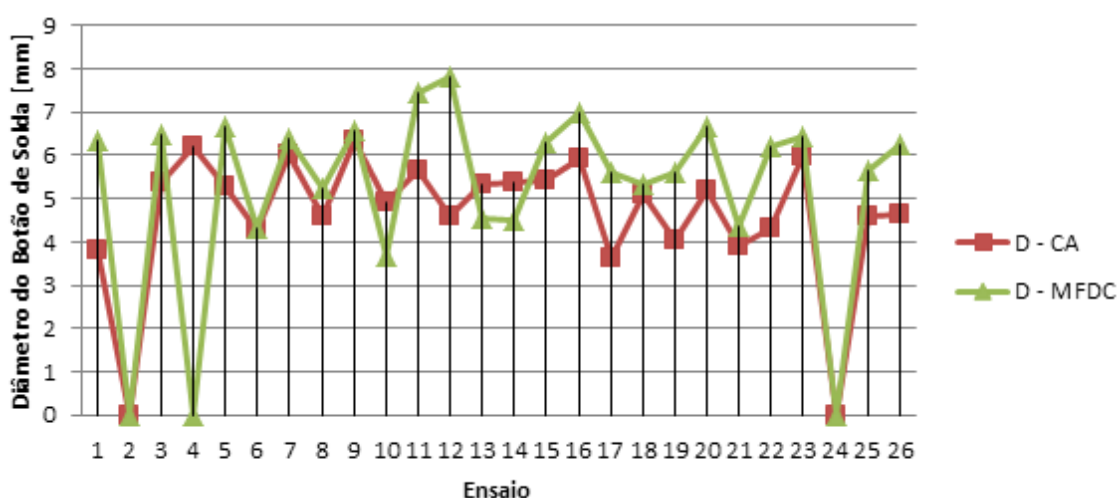


Figura 6.8 – Diâmetro dos botões de solda em relação ao tempo de soldagem

6.3 – Avaliação estatística

A avaliação da influência dos fatores de entrada do planejamento (dimensão da chapa, corrente, força e tempo) para a formação do diâmetro do botão de solda, bem com o rendimento de ambas as máquinas são avaliados através da análise estatística. A tabela com análise de variância (ANOVA) que é a comparação de médias oriundas de grupos diferentes, também chamados tratamentos, se encontra no Anexo 4.

6.3.1 – Resultado do rendimento

Para a análise do resultado do rendimento tem-se a Tab. 6.4 levando-se em consideração apenas t-student, significância e coeficiente, que foram retirados da Tabela do Anexo 4.

Tabela 6.4 – ANOVA resumida para rendimento

Fatores	t-student	Significância (p)	Coeficiente do modelo de regressão
Media/Interc.	18,7545	0,000000	44,6923
(1)Máquina - Maq (L)	-15,9290	0,000000	-13,7479
(2)Corrente - I (L)	-1,2155	0,233061	-1,1845
Corrente - I (Q)	-0,7580	0,454007	-1,0731
(3)Tempo - T (L)	-3,3125	0,002302	-3,2279
Tempo -T (Q)	-0,2467	0,806734	-0,3492
(4)Força -F (L)	-1,4937	0,145039	-1,4556
Força - F (Q)	-0,0844	0,933261	-0,1195
(5)Espessura - E (L)	2,8226	0,008124	2,7505
Espessura - E (Q)	-0,2675	0,790770	-0,3788
1L por 2L	-0,5153	0,609913	-0,5021
1L por 3L	4,1621	0,000222	4,0558
1L por 4L	1,5727	0,125633	1,5325
1L por 5L	-3,4259	0,001701	-3,3383
2L por 3L	-0,9545	0,346983	-1,0502
2L por 4L	0,6710	0,507039	0,7382
2L por 5L	-0,7146	0,480009	-0,7863
3L por 4L	0,5360	0,595675	0,5897
3L por 5L	-1,2502	0,220290	-1,3755
4Lpor 5L	1,4106	0,168020	1,5519

Da Tab. 6.4 tem-se que a máquina, o tempo e espessura apresentaram significância menor do que 0,05, ou seja, encontra-se dentro da região de rejeição indicando que o efeito é significativo entre máquina, tempo e espessura para produzir o rendimento. As interações da máquina e tempo, máquina e espessura, se encontram dentro da região de rejeição indicando que elas contribuem conjuntamente para a produção do rendimento. Isto já era esperado, pois as máquinas são de topologias diferentes e consequentemente de funcionamento diferentes para a confecção da solda. O tempo quando aumentado permite maior entrega de energia para a produção de calor, que também aumenta a potência de saída (conforme consta no Anexo 3)

aumenta-se também o rendimento, igualmente diminuindo a potência diminui-se o rendimento. Da mesma forma se dá com a espessura da chapa, ou seja, aumentando a espessura da chapa aumenta-se a resistência que exige maior energia para gerar o botão de solda e conseqüentemente influi no rendimento.

A corrente, força e a demais interações se encontram fora da área de rejeição, indicando que não tem influência direta na produção do rendimento.

Com os dados dos coeficientes de regressão é possível montar a equação de regressão do rendimento, conforme a Equação 6.1.

$$\begin{aligned} Rend = & 44,6923 - 13,7479.Ma - 1,1845.I - 1,0731.F^2 - 3,2279.T - 0,3492.T^2 - 1,4556.F - \\ & 0,1195.F^2 + 2,7505.E - 0,3788.E^2 - 0,5021.Ma.I + 4,0558.Ma.T + 1,5325.Ma.F - \\ & 3,3383.Ma.E - 1,0502.I.T + 0,7382.I.F + 0,7897.IE + 0,5897.TF - 1,3755.T.E + 1,5519.F.E \end{aligned} \quad (6.1)$$

O diagrama de Pareto para o rendimento está representado na Fig. 6.9. Nesta figura apresenta-se os fatores que são estatisticamente mais relevantes, ou seja, aqueles em que os retângulos se encontram a direita da linha divisória da significância ($p = 0,05$), e apresenta a sequência dos eventos em função da t-student que está localizada ao lado direito do retângulo. Neste caso, a figura indica que a máquina, a interação entre máquina e tempo, a interação entre a máquina e espessura, o tempo e a espessura. Neste caso, já se encontram inseridos na equação do modelo matemático que representa o rendimento (Equação 6.1).

O gráfico de probabilidade normal dos resíduos do rendimento está representado na Fig. 6.10. O modelo apresentado explica 90,77% da variância, conforme o valor de R^2 apresentado na Tab. 6.3 da anova e dos efeitos. Assim sendo, o gráfico da probabilidade normal permite afirmar que os resíduos obedecem a uma distribuição normal, significando que o modelo matemático representa o rendimento.

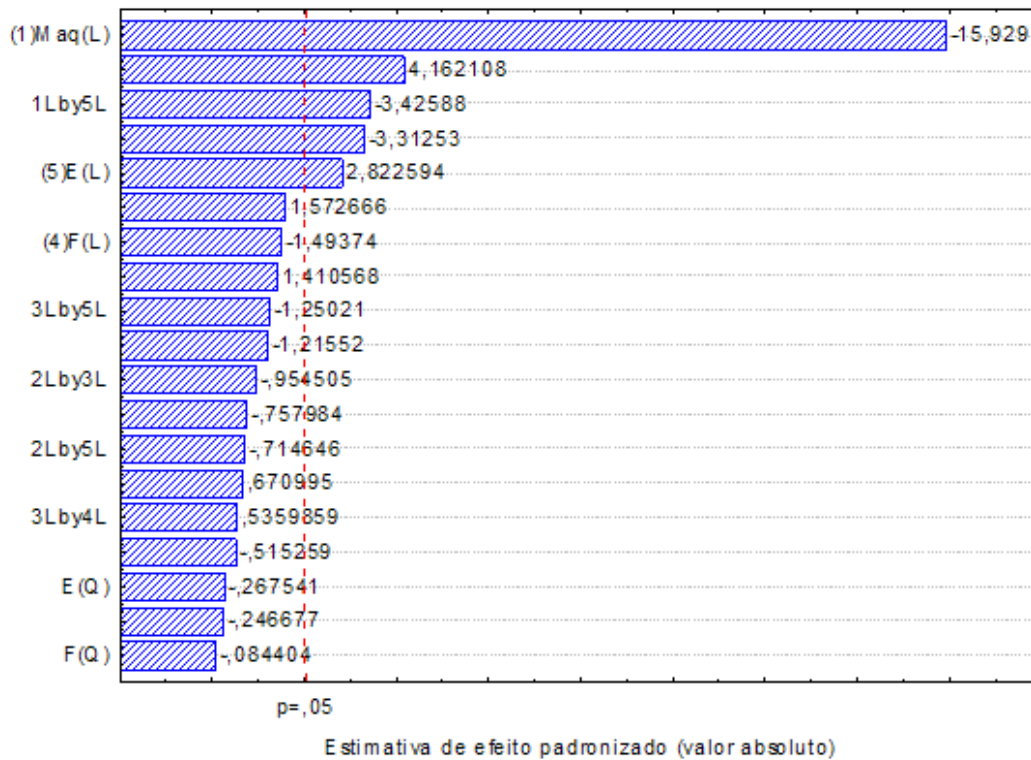


Figura 6.9 – Diagrama de Pareto para o rendimento

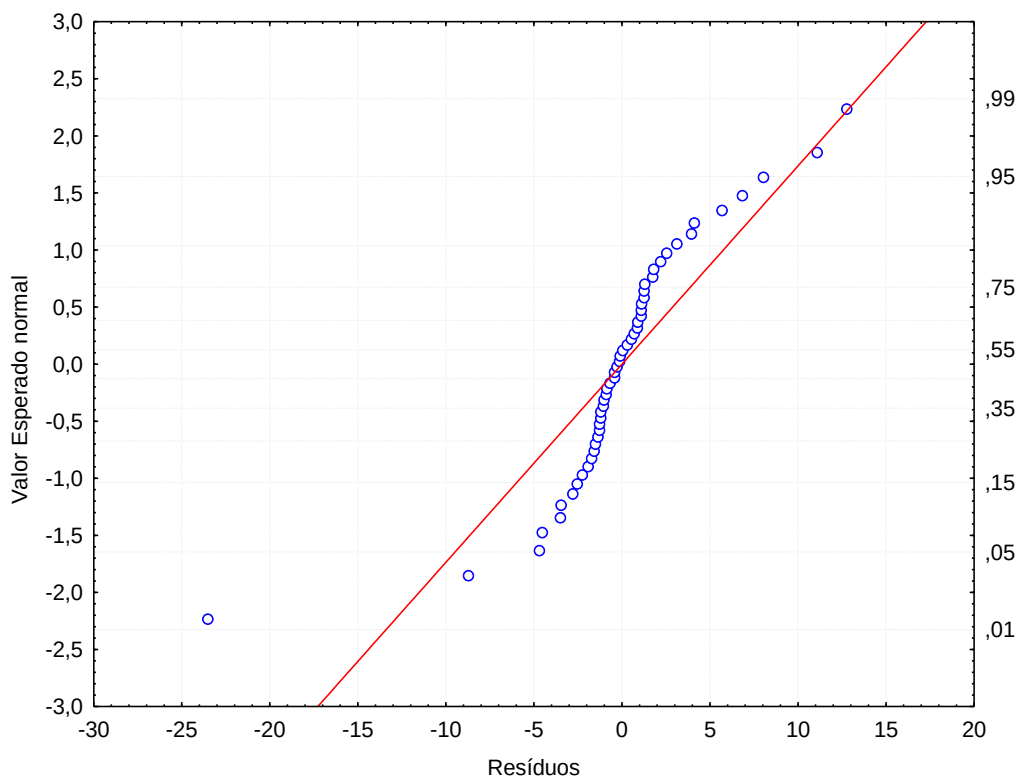


Figura 6.10 – Probabilidade normal dos resíduos do rendimento

O gráfico dos valores previstos versus valores observados do rendimento é dado na Fig. 6.11. Nesta figura, é possível observar que os pontos em sua maioria estão próximos à linha da reta, ou seja, caracterizando um ajuste satisfatório e confirmando que o modelo proposto descreve bem os dados experimentais.

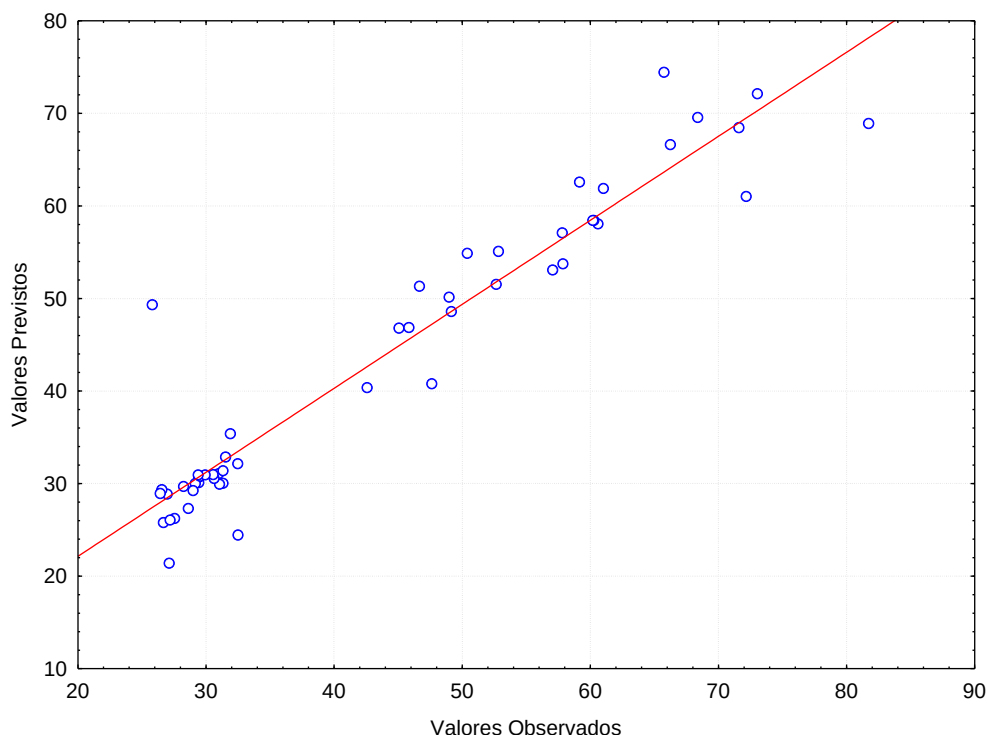


Figura 6.11 – Gráfico dos valores previstos versus valores observados do rendimento

Conforme Tab. 6.4 as máquinas tem grande efeito no rendimento, isto pode ser verificado também no gráfico do rendimento em função das máquinas de soldagem, conforme a Fig 6.12. Esta figura demonstra que em média a máquina CA teve um melhor rendimento em relação à máquina MFDC em média 56,93% contra 29,44%. Este fato se deve em função da máquina MFDC apresentar uma perda interna maior do que a máquina CA, conforme já discutido no Item 6.3.1.

A corrente como mostra a Tab. 6.4, não teve significância na variação do rendimento, o que está representado graficamente pela Fig. 6.13. Nesta figura, percebe-se que aumentando a corrente teve-se um leve aumento do rendimento, isso se dá em função das perdas variáveis

estarem baixas em relação às perdas fixas, levando a potência de saída estar um pouco maior aumentando o rendimento. Por outro lado, com o aumento continuado da corrente as perdas variáveis aumentam, que somadas às perdas fixas, faz a potência das perdas se aproxime da potência de saída diminuindo o rendimento, conforme Item 2.5.1.

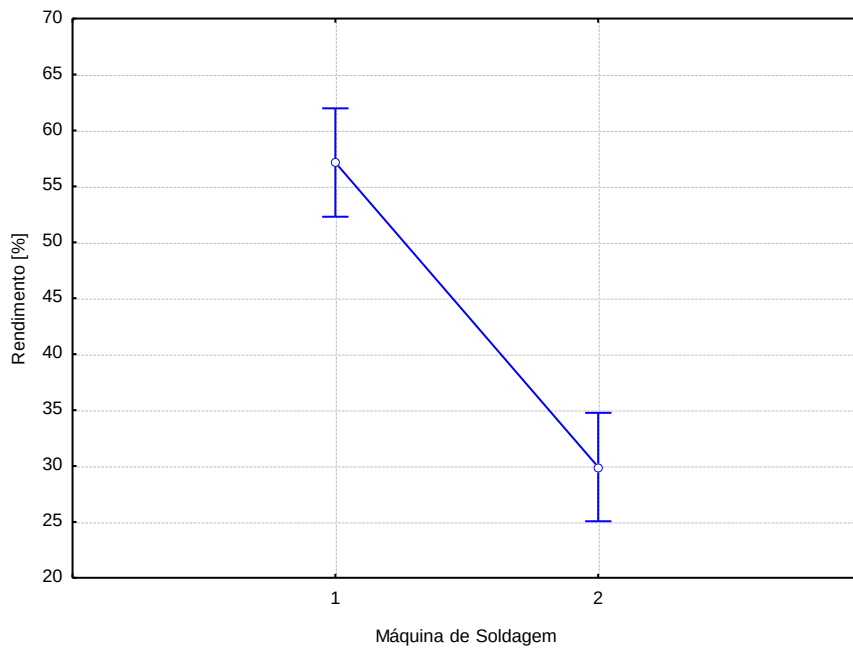


Figura 6.12 – Rendimento em função das máquinas de soldagem

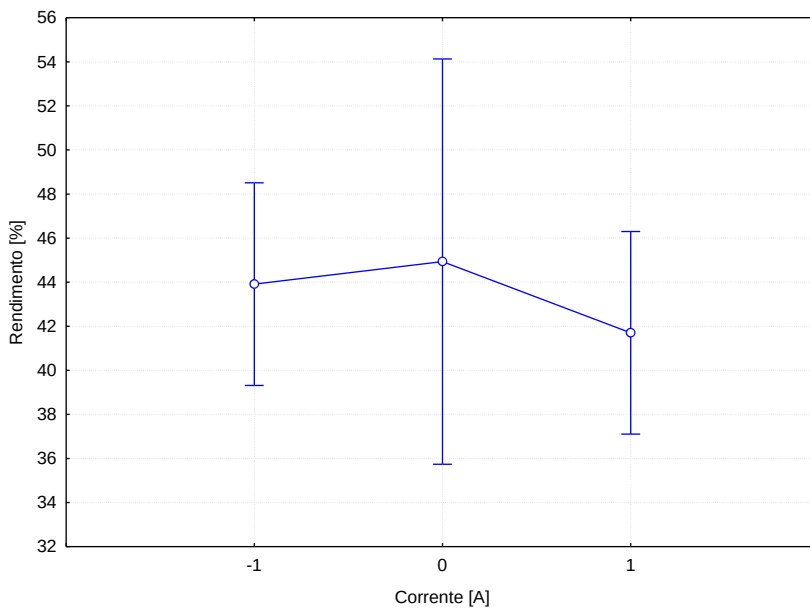


Figura 6.13 – Rendimento em função da corrente

O tempo também apresentou efeito negativo sobre o rendimento, e sua interação com a máquina teve efeito positivo como mostra a Tab. 6.4, o que pode ser observado na Fig. 6.14. Este fato pode ser explicado quanto mais o tempo aumenta, os enrolamentos do transformador ficam expostos a uma passagem de corrente por um período maior, aumentando as perdas internas também, o que leva a potência das perdas aproximar da potência de saída, logo o rendimento diminui.

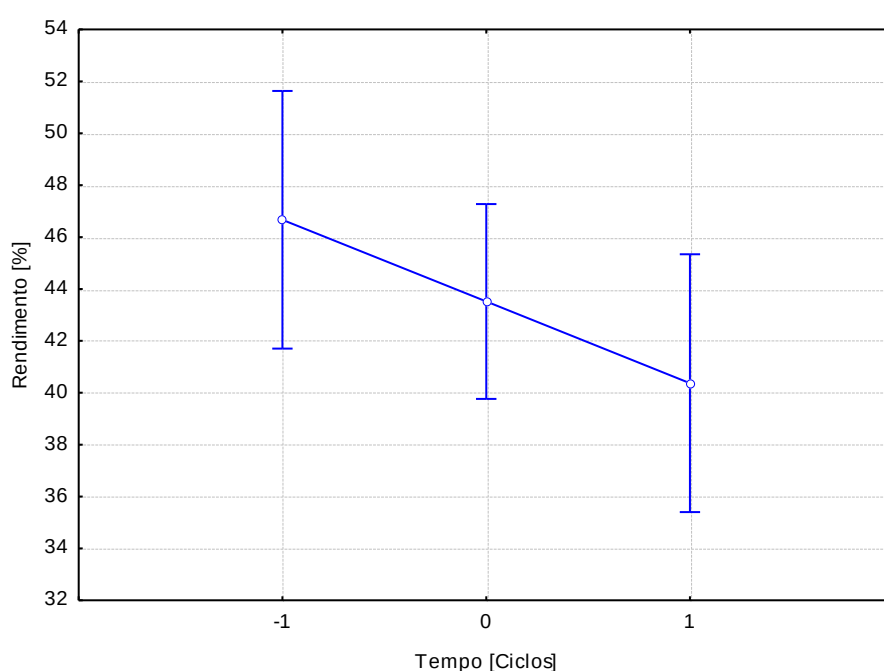


Figura 6.14 – Rendimento em função do tempo

A força apresentou uma leve tendência negativa (embora não tenha apresentado efeito significativo) em relação ao rendimento, como mostrado na Fig. 6.15 e Tab. 6.4. Com o aumento da força diminuem-se as resistências de contato, que por sua vez faz com que menor calor seja gerado na interface entre as chapas, logo irá necessitar de mais potência, o que reduz muito pouco o valor do rendimento.

A espessura da chapa apresentou efeito significativo e positivo para o rendimento, como indica a Tab. 6.4 conjugado com o gráfico do rendimento em função da espessura (Fig.

6.16). Com aumento da espessura necessita-se aumentar a energia térmica de soldagem, e este fato reflete em aumento da potência de saída no que eleva o rendimento.

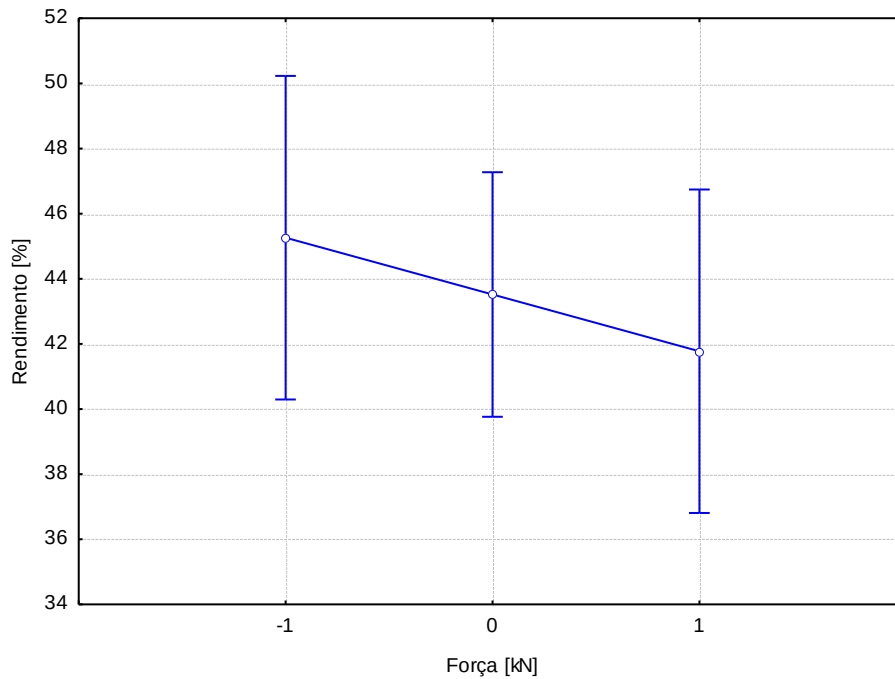


Figura 6.15 – Rendimento em função da força

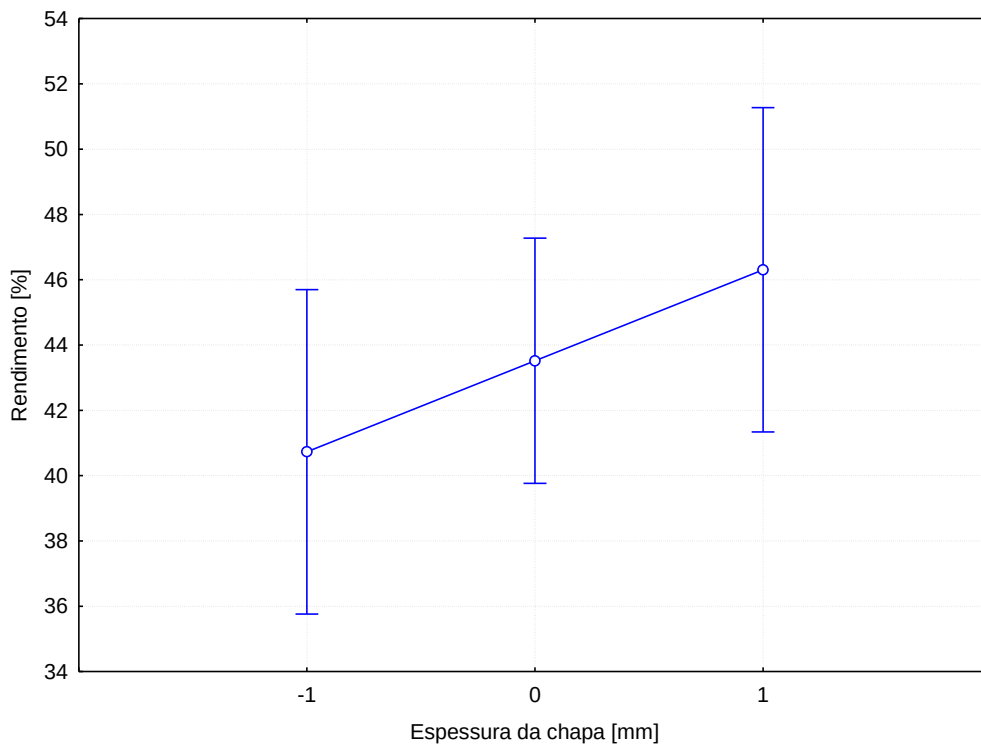


Figura 6.16 – Rendimento em função da espessura

6.3.2 – Resultado do diâmetro do botão de solda

Para a análise do resultado do diâmetro do botão de solda tem-se a Tab. 6.5 levando-se em consideração apenas t-student, significância e coeficiente, que foram retirados da Tab. do Anexo 4.

Tabela 6.5 – ANOVA resumida para o diâmetro do botão de solda

Fatores	t-student	Significância (p)	Coeficiente do modelo de regressão
Media/Interc.	9,46010	0,000000	4,68859
(1)Máquina - Maq (L)	1,59095	0,121453	0,28558
(2)Corrente - I (L)	2,67428	0,011696	0,54198
Corrente - I (Q)	0,86682	0,392495	0,25522
(3)Tempo - T (L)	1,85198	0,073274	0,37533
Tempo -T (Q)	1,57757	0,124501	0,46450
(4)Força -F (L)	2,65687	0,012200	0,53845
Força - F (Q)	0,51531	0,609881	0,15173
(5)Espessura - E (L)	-5,33056	0,000008	-1,08032
Espessura - E (Q)	-1,93368	0,062039	-0,56935
1L por 2L	0,22385	0,824296	0,04537
1L por 3L	0,14048	0,889160	0,02847
1L por 4L	0,43430	0,666983	0,08802
1L por 5L	-1,41001	0,168183	-0,28576
2L por 3L	-2,35175	0,025005	-0,53813
2L por 4L	-0,09287	0,926587	-0,02125
2L por 5L	2,44461	0,020190	0,55938
3L por 4L	-0,70744	0,484416	-0,16188
3L por 5L	2,20152	0,035028	0,50375
4Lpor 5L	1,37390	0,179021	0,31438

Da Tab. 6.5 e do diagrama de Pareto para o diâmetro do botão de solda que está representado na Fig. 6.16, os efeitos que são estatisticamente mais relevantes, ou seja, aqueles em que os retângulos se encontram a direita da linha divisória da significância ($p = 0,05$), e apresenta a sequência dos eventos em função da t-student que está localizada ao lado direito do retângulo. Neste caso, a figura indica que a espessura da chapa é que tem maior efeito para a produção do botão de solda, seguida da corrente, da força dos eletrodos sobre a chapa, da

interação da corrente com a espessura, da interação da corrente com a força e da interação do tempo com a espessura. As demais interações não tem influência significativa para a produção do botão de solda.

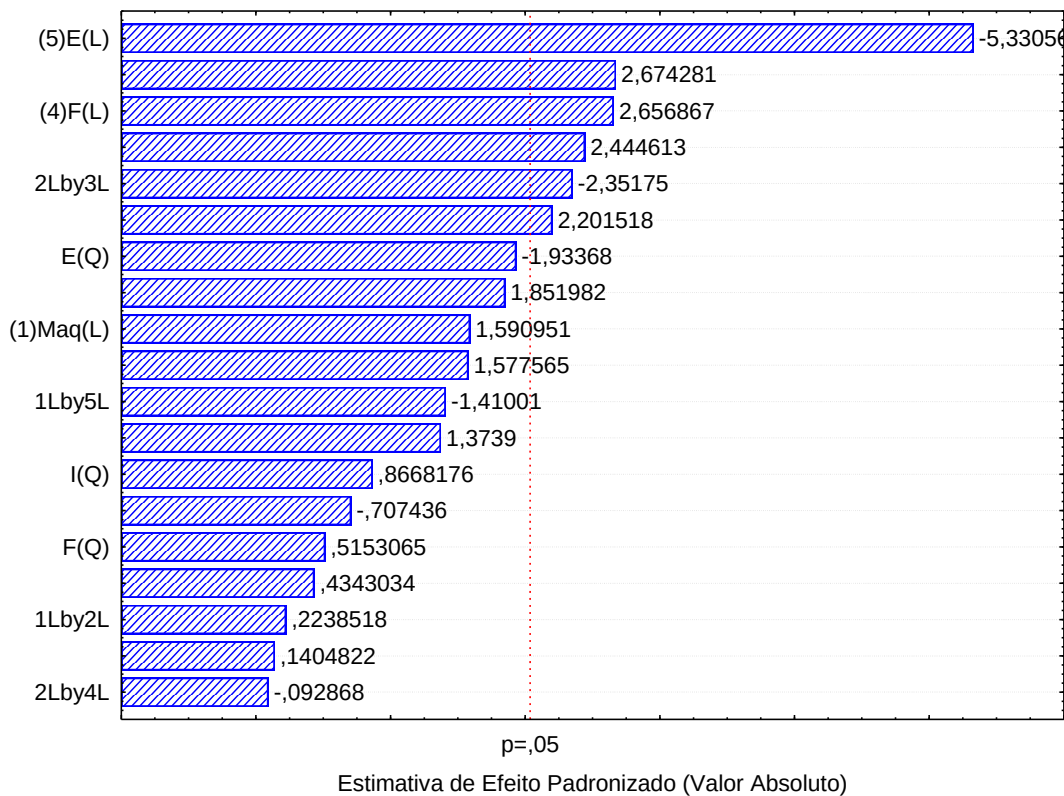


Figura 6.16 – Diagrama de Pareto para o diâmetro do botão de solda

Com os dados dos coeficientes de regressão é possível montar a equação de regressão do diâmetro do botão de solda, conforme a Equação 6.2.

$$\begin{aligned}
 D = & 4,68859 + 0,28558.Maq + 0,54198.I + 0,255221.I^2 + 0,37533.T + 0,46450.T^2 + \\
 & 0,53845.F + 0,15173.F^2 - 1,08032.E - 0,56935.E^2 + 0,04537.Maq.I + 0,02847.Maq.T + \\
 & 0,08802.Maq.F - 0,28576.Maq.E - 0,53813.I.T - 0,02125.I.F + 0,55938.I.E - 0,16188.T.F + \\
 & 0,50375.F.E + 0,31438.FE
 \end{aligned}
 \quad (6.2)$$

A Fig. 6.17 apresenta o gráfico de probabilidade normal dos resíduos do diâmetro do botão de solda. O modelo apresentado explica 70,59% da variância, conforme o valor de R^2 apresentado na Tab. 6.4 da anova e dos efeitos. Assim sendo, o gráfico da probabilidade normal permite afirmar que os resíduos obedecem a uma distribuição normal, significando que o modelo matemático representa o diâmetro do botão de solda.

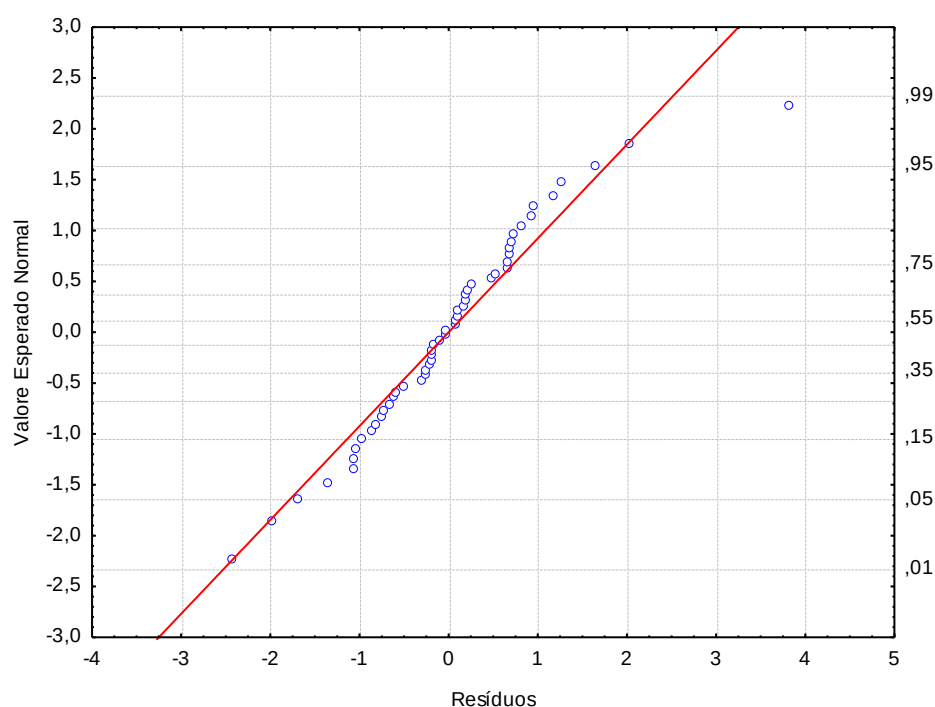


Figura 6.17 – Probabilidade normal dos resíduos do diâmetro do botão de solda

O gráfico dos valores previstos versus valores observados do diâmetro do botão de solda é dado na Fig. 6.18. Neste gráfico, é possível observar que os pontos em sua maioria estão próximos à linha da reta, ou seja, caracterizando um ajuste satisfatório e confirmando que o modelo proposto descreve bem os dados experimentais.

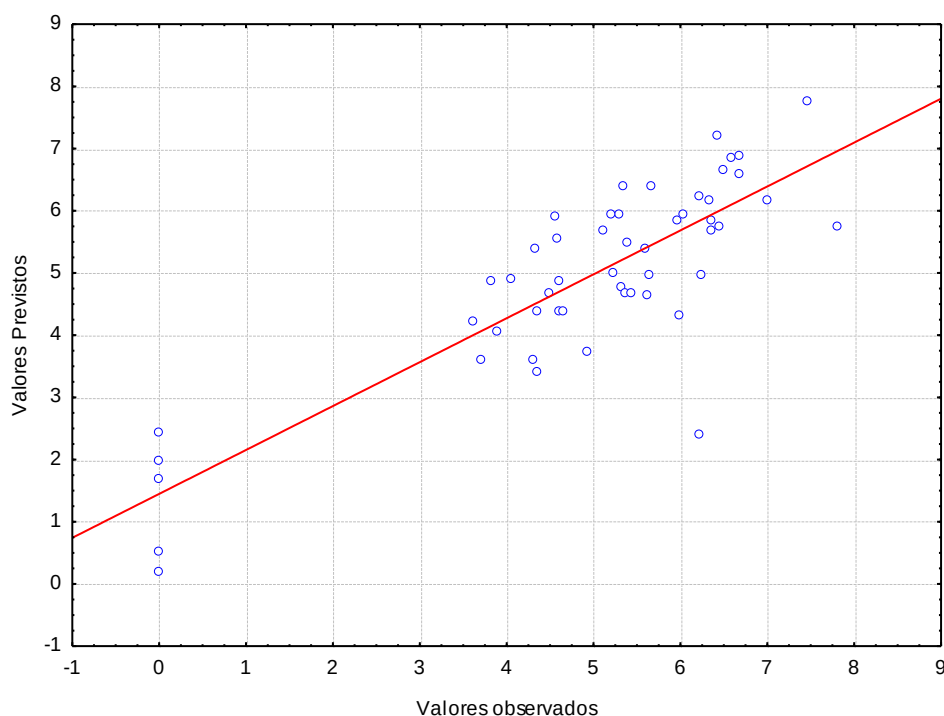


Figura 6.18 – Valores previstos versus valores observados do diâmetro do botão de solda

Embora pela Tab. 6.5 as máquinas de soldagem não apresentaram efeito significativo para a produção dos botões de soldagem, ambas as máquinas atenderam a especificação do diâmetro mínimo de botão de solda, já discutido no Item 6.2. Sendo que, as soldas realizadas pela máquina MFDC alcançou diâmetro dos botões de solda consideravelmente maiores do que a máquina CA. Resultado semelhante foi encontrado por Li; Feng e Cerjanec (2004) e Wolf (2008), conforme Item 2.4. Este fato é devido à existência de substancial diferença entre as resistências dinâmicas geradas pelos processos AC e MFDC, que diminui à medida que a corrente de soldagem aumenta.

A vibração mecânica gerada no equipamento AC, devido às forças magnéticas alternadas, faz com que a resistência de contato entre as chapas se reduza rapidamente para este processo reduzindo a geração de calor entre as mesmas e causando uma diferença entre o crescimento das lentes de solda para os dois processos. Assim sendo, geração de calor pela máquina MFDC é maior, quando confrontada com a máquina CA. Isso faz com que o botão de solda seja formado com correntes menores em menor tempo para a soldagem com a máquina MFDC, e como consequência botões de solda maiores, que contribuiu para com a média dos botões de solda subisse.

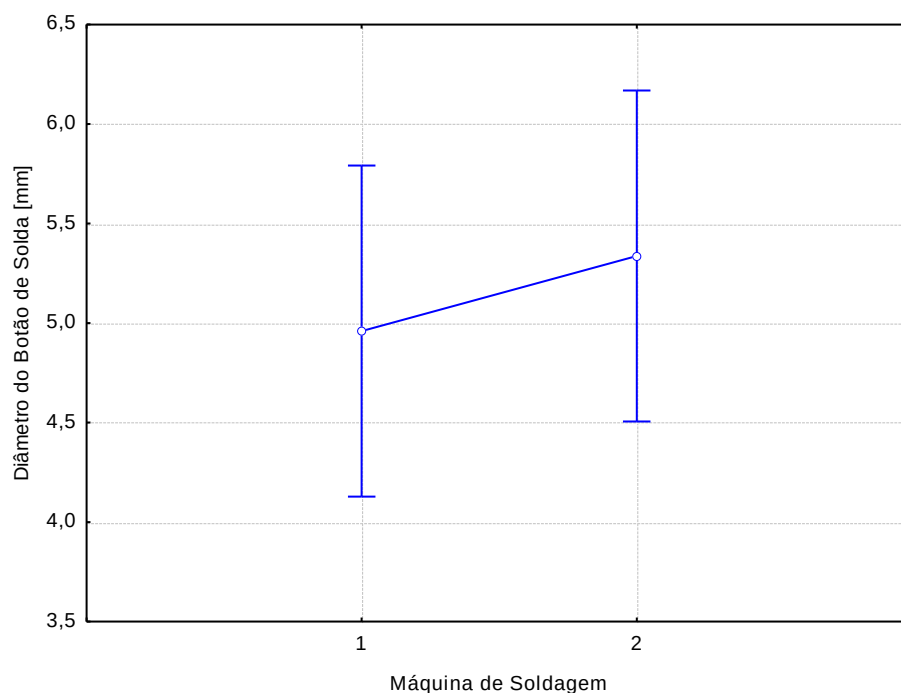


Figura 6.19 – Diâmetro do botão de solda em função da máquina de soldagem

Em concordância com a Tab. 6.5 e a Fig. 6.16, a corrente foi um dos fatores que mais influenciou a geração do diâmetro dos botões de solda. A sua influência foi positiva conforme apresenta a Fig. 6.20, pois a corrente aumenta o efeito Joule (Equação 2.1) durante o processo de soldagem, elevando o nível de corrente cresce a região de fusão e naturalmente o diâmetro do botão de solda também cresce.

A quantidade de calor gerado na junta é diretamente proporcional ao tempo de passagem da corrente elétrica conforme Item 2.1. Quantidades iguais de calor podem ser geradas na junta, com diferentes parâmetros de operação, desde que o produto I^2t seja mantido constante. O tempo de soldagem sozinho não apresentou efeito significativo no processo de geração do diâmetro do botão de solda, mas a interação corrente com o tempo de soldagem e a interação tempo de soldagem com a espessura das chapas são fatores que influem na produção do diâmetro do botão de solda. Isto fica claro no gráfico diâmetro do botão de solda em função do tempo Fig. 6.21 que apresenta elevação positiva, ou seja, à medida que o tempo aumenta o diâmetro do botão de solda aumenta.

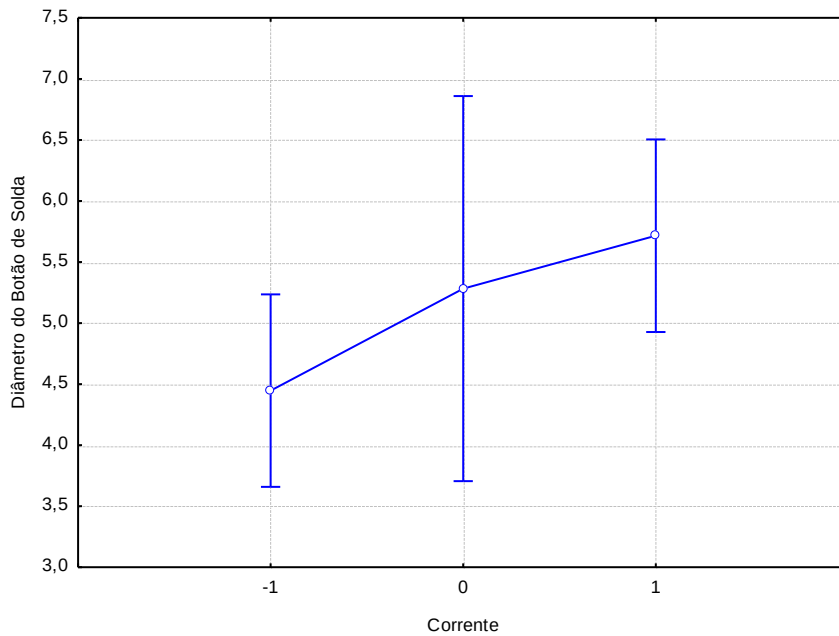


Figura 6.20 – Diâmetro do botão de solda em função da corrente

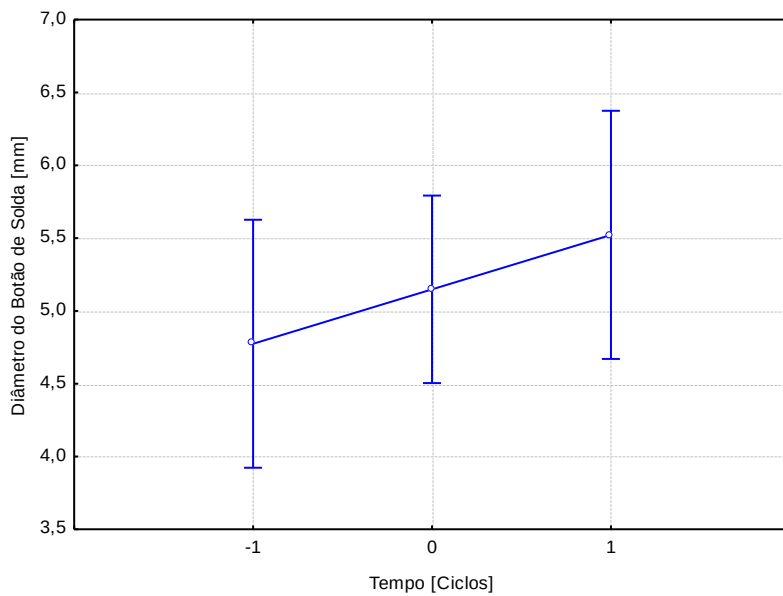


Figura 6.21 – Diâmetro do botão de solda em função do tempo

A força aplicada pelos eletrodos não influencia diretamente na quantidade de calor gerado no processo conforme mostra a Tab. 6.5, mas sim indiretamente através de seu efeito

na diminuição da área de contato dos eletrodos por desalinhamento, apontamento incorreto e deformações na face de contato resulta na diminuição da resistência à passagem da corrente elétrica e consequentemente um aumento da força de solda, as máquinas de soldagem também exercem influência na variação da força, conforme Item 2.2.2. Em concordância com estudos anteriores (VARGAS, 2006), foi verificada uma grande dificuldade em se alinhar perfeitamente o eletrodo superior e inferior da pinça de soldagem da máquina CA. Isto justifica o diâmetro do botão de solda ter aumentado em função do aumento da força, mesmo não tendo influência estatística sobre o processo. Por outro lado e como efeito concorrente (neste sentido justifica-se a pouca significância estatística), é relatado na literatura (WOLFF, 2008), que um aumento da força promove a quebra das rugosidades superficiais, o que levaria à diminuição da resistência de contato entre as chapas e, consequentemente, à redução do diâmetro do botão de solda.

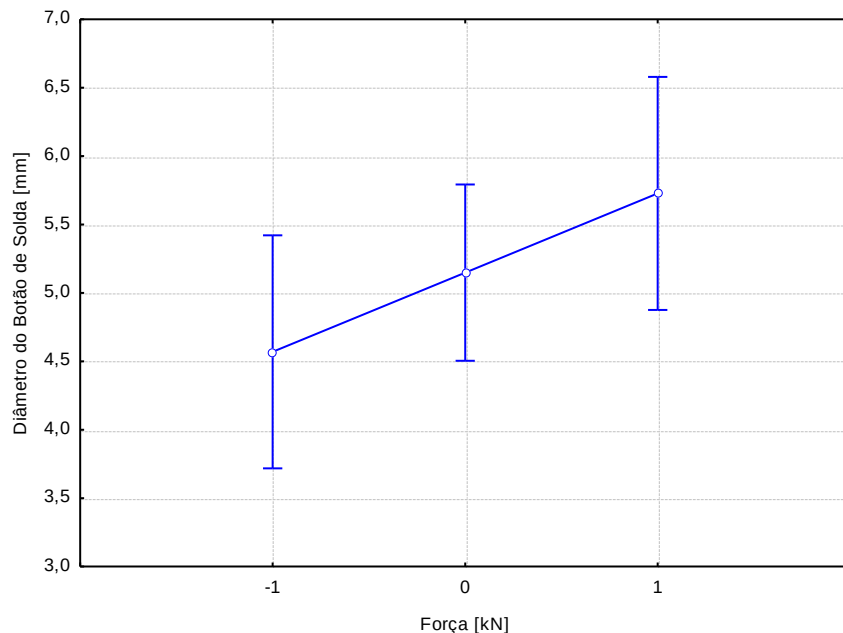


Figura 6.22 – Diâmetro do botão de solda em função da força

A espessura foi o fator de maior efeito na produção do botão de solda, como ilustra a Tab. 6.5 e a Fig. 6.16, seguida da interação corrente espessura e tempo espessura. E na Tab

6.3 para o Ensaio 2 chapa de 2 mm e o Ensaio 24 chapa de 2,2 mm, ambas as máquinas não produziram o botão de solda, e no Ensaio 4 chapa de 2 mm a máquina MFDC também não produziu o botão de solda, ou seja, há a influência negativa da espessura em relação ao diâmetro do botão de solda, pois a média do diâmetro reduziu em relação à espessura. Este fato pode ser explicado uma maior espessura de chapa implica numa maior massa para dissipar o calor gerado na interface entre as chapas (onde a lentilha é formada) e por consequência menor será o diâmetro do botão de solda formado

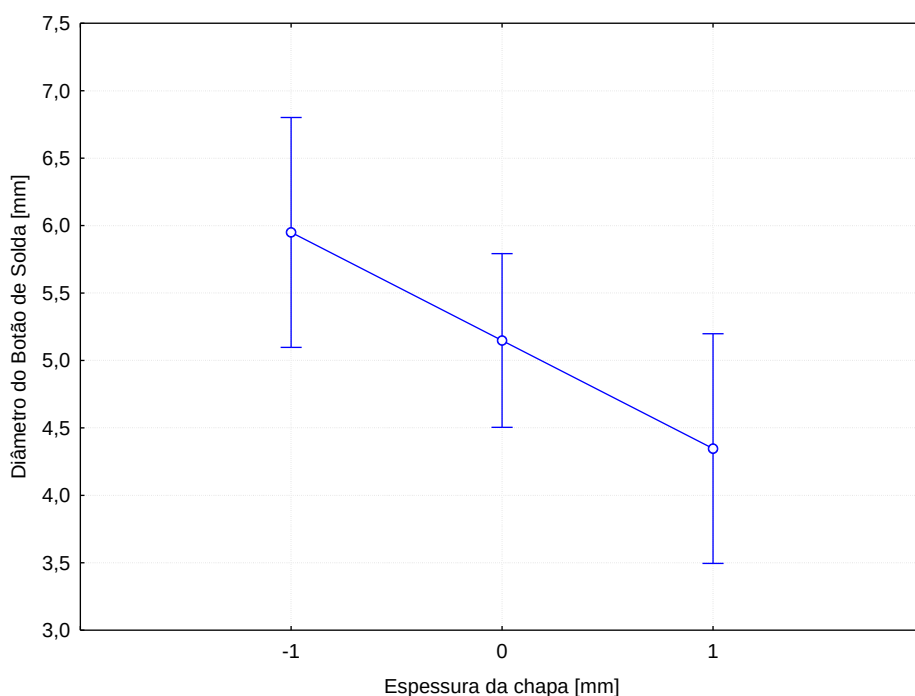


Figura 6.23 – Diâmetro do botão de solda em função da espessura da chapa

6.4 – Análise dos resultados

A análise resumida dos resultados pode ser observa na Tab. 6.7.

Tabela 6.6 – Tabela de resumo dos resultados

Parâmetros de Avaliação		Máquina CA	Máquina MFDC	Conclusão
Avaliação Elétrica	TDHi	média entre 35,63% a 50,96%	média entre 79,84% a 92,14%	CA melhor que MFDC
	TDHv	valor médio de 2,91%	valor médio de 2,54%	MFDC melhor que CA
	Flutuação de tensão	índice de flutuação de 10,47%	índice de flutuação de 10,40%	MFDC melhor que CA
	Fator de potência [FP]	FP médio de 14,52%	FP médio de 16,34%	MFDC melhor que CA
	Eficiência energética	variação entre 42,57% a 73,03%	variação entre 26,56% a 29,17%	CA melhor que MFDC
Avaliação Mecânica	Diâmetro do botão de solda	Maioria dos ensaios produziu diâmetro do botão de solda menor do que a máquina MFDC	Maioria dos ensaios produziu diâmetro do botão de solda maior do que a Máquina CA	Máquina MFDC melhor do que a máquina CA
Avaliação estatística do rendimento		Comentário		
	em função da máquina de soldagem	Máquina Ca obteve um rendimento melhor do que o rendimento produzido pela máquinaMFDC.		A máquina de soldagem tem influência sobre o rendimento
	Em função da corrente	Aumentando um pouco a corrente teve um pequeno aumento do rendimento. Ao continuar aumentando teve um decrescimo do rendimento, em função das perdas variáveis das máquinas.		Teve pouca significância na variação do rendimento.
	Em função do tempo	O tempo teve um efeito negativo no rendimento, pois aumentando o tempo os enrolamentos fica exposto a corrente, o que leva ao aumento das perdas internas diminuindo o rendimento.		Teve efeito negativo sobre o rendimento.
	Em função da força	Com o aumento da força reduz a resistência de contato. Diminui o calor gerando na interface entre as chapas, exigindo aumento de potência o que reduz o rendimento.		Leve tendência negativa sobre o rendimento.
	Em função da espessura da chapa	Com o aumento da espessura da chapa necessita aumentar a energia térmica de soldagem, o que reflete no aumento da potência de saída da máquina e eleva o rendimento.		Teve efeito positivo sobre rendimento
Avaliação estatística do Diâmetro do Botão de solda	em função da máquina de soldagem	A máquina MFDC produziu diâmetro do botão de solda maior do que o produzido pela máquina CA.		As máquinas teve efeito sobre o diâmetro do botão de solda.
	Em função da corrente	Com o aumento da corrente aumenta o efeito Joule, isso implica no crescimento da região de fusão e naturalmente no aumento do diâmetro do botão de solda.		Teve influência positiva no aumento do diâmetro do botão de solda.
	Em função do tempo	O tempo sozinho não teve influência na produção do diâmetro do botão de solda. Mas a sua interação com a corrente e a espessura da chapa são fatores que influem na produção do diâmetro do botão de solda.		Teve influência positiva na produção do diâmetro do botão de solda.
	Em função da força	A força dos eletrodos teve pouca influência estatística. Mas indiretamente através da diminuição da área de contato dos eletrodos por por desalinhamento, apontamento incorreto e deformações na face de contato resulta na diminuição da resistência a passagem da corrente elétrica e como consequência aumento da força de solda.		Teve influência positiva na produção do diâmetro do botão de solda.
	Em função da espessura da chapa	Maior a espessura da chapa implica numa maior massa para dissipar o calor gerado na interface entre as chapas (onde é formado o botão de solda) e por consequência menor será o diâmetro do botão de solda formado.		Teve influência negativa na produção do diâmetro do botão de solda.

6.5 – Considerações finais

Foram apresentadas neste capítulo as avaliações dos resultados obtidos para ambas as máquinas de soldagem a resistência por ponto. Verificou-se que ambas apresentam problemas quanto a qualidade de energia, estabelecendo a necessidade da continuação das pesquisas com referência ao impacto na rede de um conjunto de máquinas trabalhando ao mesmo tempo em um pátio industrial.

O fator de potência também se demonstrou muito abaixo do desejado por normas das concessionárias, exigindo um estudo sobre a correção do mesmo. Que pode ser de forma pontual, ou seja, direto na máquina de soldagem ou na subestação de alimentação das mesmas, quando se tratar de um conjunto de máquinas trabalhando.

Ambas as máquinas demonstraram causar flutuações de tensões, bem como efeito flicker na rede da concessionária de energia. Harmônicas também foram detectadas, necessitando assim de pesquisas sobre filtros que podem ser instalados diretamente nas máquinas de soldagem e verificar seus efeitos sobre a produção do botão de solda.

A máquina CA teve um melhor rendimento com relação a máquina MFDC, porém a MFDC apresentou uma melhor formação do diâmetro do botão de solda. Sugestões nesse sentido são apresentadas no capítulo VII, bem como conclusões mais detalhadas de ambas as máquinas.

CAPÍTULO VII

CONCLUSÕES

Neste trabalho foram analisados dois processos de soldagem a resistência por ponto uma em corrente alternada monofásica CA, a outra a média frequência em corrente contínua MFDC. Com base nos resultados apresentados, é possível concluir que:

- Os modelos matemáticos desenvolvidos representam de forma satisfatórias as máquinas de soldagem a resistência por ponto CA e MFDC, mesmo que nos modelos não foram inseridos os fenômenos de chaveamentos, ou seja, as chaves existentes foram consideradas ideais;
- A máquina CA apresentou a taxa de distorção harmônica da corrente (TDHi) menor do que a máquina MFDC e decrescente ao longo da ordem harmônica, tendo como predominantes na sequência nas ordens de 3, 5, 7, 11, 13 e 15. A máquina MFDC teve como destaque as harmônicas nas ordens de 5, 7, 11, 13, 17 e 19 que são responsáveis pela distorção da corrente de alimentação;
- A máquina CA obteve taxa de distorção harmônica da tensão (TDHv) maior do que a da máquina MFDC;
- A máquina MFDC desenvolveu fator de potência maior do que a máquina CA, porém ambas as máquinas apresentaram fator de potência muito abaixo de 0,92 exigido pelas normas das concessionárias como por exemplo NTD 04 da CELG;
- Do ponto de vista de consumo de potência da rede a máquina MFDC tem um melhor desempenho do que da máquina CA. Mas, o nível percentual médio de perda interna da máquina MFDC é de 70,71%, que é maior do que o da máquina CA que é de 44,64%;

- Os fatores que mais influenciam o rendimento em ordem foram a máquina de soldagem, a interação entre a máquina de soldagem e corrente, a interação entre a máquina e espessura da chapa, o tempo de soldagem, e a espessura;
- A máquina CA nas condições experimentais desenvolvidas teve um melhor rendimento em relação à máquina MFDC em média 56,93% contra 29,44%. Este resultado levou em consideração todos os diâmetros do botão de solda produzido, ou seja, aqueles que enquadram e que não atenderam os valores referenciais de norma;
- Os fatores que mais influenciam a formação do diâmetro do botão de solda em ordem foram a espessura da chapa, a corrente, a força, a interação entre a corrente e a espessura da chapa, a interação entre a corrente e o tempo, a interação entre o tempo e espessura da chapa;
- A máquina MFDC conseguiu diâmetro dos botões de solda consideravelmente maiores do que a máquina CA.

CAPÍTULO VIII

PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS

No processo de estudo das máquinas de soldagem a resistência a ponto diferentes indagações foram surgindo, e estas motivaram o interesse por respostas que foram escopo deste trabalho. Assim sendo, ao serem amadurecidas, visam novas propostas de trabalhos com o intuito de aprofundar a pesquisa baseada nos resultados obtidos. Desta forma, sugerem-se os seguintes temas para trabalhos futuros:

- Simulação e desenvolvimento de filtro para a correção do fator de potência da máquina de soldagem a resistência por ponto monofásica em corrente alternada, observando se há interferência deste filtro na qualidade do botão de solda;
- Simulação e desenvolvimento de filtro para a correção do fator de potência da máquina de soldagem a resistência por ponto a media frequência em corrente continua, observando se há interferência deste filtro na qualidade do botão de solda;
- Desenvolvimento de filtros para eliminar as harmônicas geradas pela máquina de soldagem a resistência por ponto monofásica em corrente alternada avaliando o grau de interferência na geração do botão de solda;
- Desenvolvimento de filtros para eliminar as harmônicas geradas pela máquina de soldagem a resistência por ponto a media frequência em corrente continua avaliando o grau de interferência na geração do botão de solda;
- Simulação do conjunto de máquinas de soldagem a resistência por ponto trabalhando no pátio industrial avaliando a influência na qualidade energia;

- Desenvolvimento do controle dinâmico da corrente de soldagem na produção do botão de solda utilizando DSP ou outro controlador;
- Estudo da avaliação da interferência do campo magnético gerado pelas máquinas de soldagem em outros equipamentos instalados na rede de alimentação.

CAPÍTULO IX

REFERÊNCIAS BLIOGRÁFICAS

ANUÁRIO DA INDÚSTRIA AUTOMOBILÍSTICA BRASILEIRA 2012. Preparando o Futuro, São Paulo, 2012 158p.

AGÊNCIA BRASIL. Indústria automobilística deve investir US\$ 11,2 bi até 2012. Tendência e Mercado, 2010, acessado: 27de março de 2011. <<http://www.tendenciasemercado.com.br/negocios/industria-automobilistica-deve-investir-us-112-bi-ate-2012/>>.

ALENIUS ET AL. Exploring the Mechanical Properties of Spot Welded Dissimilar Joints for Stainless and Galvanized Steels. Welding Journal, USA, v.85, n.12, pp. 305s-313s Dec. 2006.

AWS D8.9M. Recommended Practices for Test Methods for Evaluating the Resistance Spot Welding Behavior of Automotive Sheet Steel Materials – Miami : AWS/SAE D8.9M, 2002.

BALDWIN T. L. HOGANS T., HENRY S.D., RENOVICH F., LATKOVIC P. T. Reactive_power Compensation for Voltage Control at Resistance Welders. IEEE Transaction on Industrial Applications - november/december, 2005. - p. Vol. 41 n. 6.

BRANCO H. L. O. Avaliação de Capas de Eletrodos Utilizadas na Soldagem Por Resistência de Chapas Galvanizadas Automotivas – Mestrado Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2004 116 f.

BRANCO H. L.O. Avaliação de Capas de Eletrodos Utilizadas na Soldagem Por Resistência de Chapas Galvanizadas Automotivas - Curitiba : Universidade Federal do Paraná, f. 113 2004.

BOSCH. Conversor de Solda de FM PSU 5000 PSG 3000 Instruções de Montagem e Operação [Book] - Betrieb Erbach, 1998.

CALADO V. AND C. MONTGOMERY D. Planejamento de Experimentos Usando o Statistica - Rio de Janeiro- Papers Serviços Editoriais Ltda, 2003.

CANADIAN WELDING ASSOCIATION JOURNAL. A Comparison of AC and MID-Frequency DC Resistance Welding [Journal] - Mississauga Technical Brief, 2005 – Winter Vols. p. 19-20.

CENTERLINE. A Comparison of AC and Mid-Frequency DC Resistance Welding. Technical Brief, CL-TD-P-2-1102, 2002.

DVS. Deutsch Verband Schweisstechnik Normas Alemãs de Soldagem, Série 29 - Düsseldorf : DVS, 2004.

FENG E. RUTKOWSKI III S. F. Energy Savings With the Use of MFDC Technology Verses AC in Resistance Welding Applications IFWT. 2005 p. 85 - 91.

FENG E. SIEHLING M. Introduction to MFDC Welding and How to Select the COrrrect Size Equipament for MFDC Welding. IFWT. 2004. p. 106 - 113.

FITZGERALD A. E. Electric Machinery - Boston McGraw Hill Higher Education, 2003.Vol. 681p

FURLANETTO V. Proposta e Validação Experimental de Um Modelo Para Máquinas de Solda a Ponto CA 2005 491 f.- Mestrado, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo.

GONG, LIANG; LIU, CHENG-LIANG; F. ZHA, XUAN; Model-Based Real-time Dynamic Power Factor Measurement In AC Resistance Spot Welding With Na Embedded ANN. IEEE Transaction on Industrial Electronics, Vol 54, no 3, June 2007.

HIRSCH, R.B.; LEIBOVITZ, R. The Effect of Tip Force on Weld Quality and Electrode Life. Society of Manufacturing Engineers. - Technical Report, pp. 1-8, Jan. 1997.

HOFMAN K. SOTER M., ORSETTE C., VILLAIRE S., PROKATOR M. AC or DC for Resistance Welding Dual-Phase 600 Welding Journal. Madison Heights AWS, Jan. 2005. - pp. v. 84, n.1 p. 46-48

Internacional Iron And Steel Institute. Section 1: General Description of AHSS In: Advanced High Strength Steel Application Guidelines, Versão 3, Revisão em: 18 Jun. 2006.

ISO/DIS 10447. Peel and Chisel Testing of Resistance Spot and Projection Welds - 2005.

IEEE Std 519-1992 Recommended Practices and Requeriments for Harmonic Control in Electrical Power Systems

ISO/DIS 14323 Resistance Spot and Projection Welds - Dedstrutite Testing for Welds - Specimen DIMensions and Procedure for Impact Shear and Cross Tension Testing, - 2005.

ISO/DIS 17657-1 Resistance welding — Welding current measurement for resistance welding - Part 1: Guidelines for measurement, 2005.

INTERNACIONAL IRON AND STEEL INSTITUTE. Section 1: General Description of AHSS In: Advanced High Strength Steel Application Guidelines, Versão 3, Revisão em: 18 Jun. 2006.

ISO/DIS 14323 Resistance Spot and Projection Welds - Dedstrutite Testing for Welds - Specimen DIMensions and Procedure for Impact Shear and Cross Tension Testing, - 2005.

ISO/DIS 17657-1 Resistance welding — Welding current measurement for resistance welding - Part 1: Guidelines for measurement, 2005.

JÚNIOR A.P. Amplificadores Operacionais e Filtros Ativos - São Paulo: Bookman, 2003.

KARAGOULIS, M. J. A Nuts-and-bolts Approach to the Control of Resistance Spot Welding, Weld. J., 1994, 73, (7), 27-31.

KEY T. AND J-S. LAI: "Costs and Benefits of Harmonic Current Reduction for Switch-Mode Power Supplies in a Commercial Office Building". Anais do IEEE Industry Application Society Annual Meeting - IAS'95. Orlando, USA, Outubro de 1995, pp. 1101-1108

KLOPCIC B. DOLINAR D. Advanced COntrol of a Resistance Spot Welding System. [Journal] IEEE Transactions on Power Electronics.- Janary 2008.- pp. Vol. 23 p. 143 - 152.

LI W. FENG E. Energy Consumption in AC and MFDC Resistance Welding. Sheet Metal Welding Conference XI.- May 2004. p. 11-14.

MACHADO I. G. Soldagem & Técnicas Conexas: Processos - Porto Alegre : UFRGS/Centro de Tecnologia/LS&TC, 1996.

MALBERG, M.; BAY, N. Methods for Characterizing Electrical Systems of Resistance Welding Machines. Welding Journal, v.77, n.4, pp. 59-62, Apr. 1998.

MARYA M. GAYDEN X. Q. Development of Requirements for Resistance Spot Welding Dual-Phase (Dp-600) Part 2 Statistical Analyses and Process Maps Welding Journal. - December 2005.p. 197 – 204.

MECKE H. DOEBBELIN R., WINKLER T. Cost-Efictive Mitgation Measures Concerning Conducted Emission of Resistance Welding Inverters. IEEE Transaction on Industrial Electronics,,2005 p.25-29..

NASCIMENTO V. C. Seleção de Parâmetros de Soldagem a Ponto Por Resistência, Baseado na Medição da Resistência Elétrica Entre Electrodo e Peça - Universidade Federal de Uberlândia : Dissertação de Mestrado, 2008. 130 f.

NORMA ND.50. Ligações de Máquinas de Solda nas Redes de Distribuição de Energia Elétrica, ELEKTRO revisada Dez., 2008.

OLIVEIRA J.C. Abordagem Conceitual Sobre Sinais Elétricos Distorcidos - Uberlândia: Grupo de Qualidade e Racionalização da Energia Elétrica, 2010.- Vol. unico.

PETTINGA J.A.J. SIERSEMA J. A polyphase 500 kA current measuring system with Rogowski coils IEE PROCEEDINGS, september., Vol. 130, Pt. B, No. 5, 1983.

PODRZAJ, P., POLAJNAR, J., DIACI, J., KARIZ, Z. Overview of Resistance Spot Welding Control, science and Technology of Welding and Joining. Vol 13, n. 3 pag. 215-224, 2008.

RASHID MUHAMMAD H. Eletrônica de Potência - São Paulo: Makron Books Ltda, 2003.- Vol. 681p..

RASHID MUHAMMAD H. Power Electroinics Handbook - California: Academic Press, 2001- Vol. 883p

ROSWELL L., S. Resistance Spot Welded Galvanized Steel Sheet, Electrode Life and Corrosion Tests - Cambridge : The Welding Institute, 1976.- Report n. 17/1976: Vol. Sptember 44p

RUEDIGER, G. Solda por Resistência com Média Frequencia: Benefícios e Campos de Aplicação. XXX Consolda, Rio de Janeiro, 2004.

RWMA, Resistance Welding Manual, Resistance Welder Manufacturers' Association; USA, 4th Ed., 1989, 443 p.

SAMPAIO, D. J. B. S. Automação do Monitoramento da Qualidade do Processo de Solda a Ponto Resistiva. Maio de 2010. 173 pág. Doutorado – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo.

SANTOS F. B. Estudo da Eficiência do Processo de Soldagem de Pontos Por Resistência Elétrica Utilizado na Indústria Automobilística - Niterói : Universidade Federal Fluminense, 2006 f.102.

VARGAS J., E., A. Estudo da Formação, Geometrica e Resistência do Ponto na Soldagem Por Resistência: Uma Abordagem Estatística. - Brasília : Dissertação de Mestrado, 2006 143 f.- Vol. Brasilia.

SANTOS, F. B., MAINIER, F. B. Variáveis Relevantes para a Qualidade do Processo de Soldagem de Pontos por Resistência Elétrica Utilizado na Indústria Automobilística. III SEGeT – Simpósio de Excelência em Gestão e Tecnologia, 2006.

SHAFFER R. Fundamentals of Power Electronics with Matlab - Boston : Charles River Media, 2007.- Vol. 377p..

SRIKUNWONG C. Modelisation du Procédé de Soudage Par Points - Paris: Docteur de l'Ecole des Mines de Paris, octobre, 2005.

TAVARES, P.,H., Harmônicos em instalações elétricas. ENGEMATEC, 2008. Disponível <em:mail: engematec@engematec.com.br> . Acesso em 22 jan. 2013

TOOLSYTEM, FSW. Tecnologia de Soldagem Por Alta Frequência (Spot Invertet), 2004.

TORO V. D. Fundamentos de Máquinas Elétricas - Rio de Janeiro : Prentice-Hall do Brasil Ltda., 1994.

TUMANSKI SLAWOMIR Induction Coil Sensors - A Review Measurement Science and Technology.- Warsan, Polond January 2007.- pp. p. 31-46.

TWI World Centre for Materials Joining Technology Resistance welding of sheet metals - a guide to best practice - Section 3 - Spot welding operation and control, 2004.

VARGAS J., E., A. Estudo da Formação, Geometrica e Resistência do Ponto na Soldagem Por Resistência: Uma Abordagem Estatística. UnB: Dissertação de Mestrado, 2006, 143 f.

WOLF M. A. Vilarinho L. O. Desenvolver e Avaliar Tecnicamente e Economicamente aplicações de Soldagem MF - Uberlândia: Laprosolda, 2008.

WOLFF M. A. Soldabilidade dos Aços Dual-Phase 600 e 800 Via Processo de soldagem a Ponto Média Frequência Corrente Contínua (MFDC) e Corrente Alternada (CA) - Mestrado : Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2008 139 f

ANEXO 1

Tabela 1 – Medida da camada de zinco chapa para ensaio máquina CA

Ensaio	Chapa [mm]	Espessura Camada Zinco - CA			Média
		E ₁ [μm]	E ₂ [μm]	E ₃ [μm]	E _m [μm]
1	-1	14	13	14	13,67
2	1	12	14	14	13,34
3	-1	13	13	14	13,34
4	1	14	15	14	14,34
5	-1	14	13	13	13,34
6	1	14	14	15	14,33
7	-1	13	13	14	13,34
8	1	14	14	14	14,00
9	-1	14	13	14	13,67
10	1	14	14	15	14,34
11	-1	13	14	13	13,34
12	1	16	15	15	15,00
13	-1	14	13	13	13,34
14	1	14	15	16	15,00
15	-1	13	13	13	13,00
16	1	15	16	14	15,00
17	0	16	14	13	14,34
18	0	14	13	13	13,34
19	0	13	14	13	13,34
20	0	14	13	13	13,34
21	0	14	13	15	14,00
22	0	15	13	14	14,00
23	-2	20	23	24	22,34
24	2	13	12	12	12,34
25	0	13	14	12	13,00
26	0	15	13	14	14,00

Tabela 2 – Medida da camada de zinco chapa para ensaio máquina MFDC

Ensaio	Chapa [mm]	Espessura Camada Zinco - MFDC			Média
		E ₁ [μm]	E ₂ [μm]	E ₃ [μm]	E _m [μm]
1	-1	14	13	14	13,67
2	1	13	14	14	13,67
3	-1	14	13	14	13,67
4	1	13	14	14	13,67
5	-1	14	16	15	15,00
6	1	13	14	13	13,67
7	-1	14	15	14	14,33
8	1	13	14	14	13,67
9	-1	14	15	14	14,33
10	1	14	13	15	14,00
11	-1	14	14	14	14,00
12	1	22	20	19	20,33
13	-1	12	13	13	12,67
14	1	22	23	24	23,00
15	-1	13	12	13	12,67
16	1	22	23	24	23,00
17	0	14	15	13	14,00
18	0	15	13	12	13,33
19	0	14	14	13	13,67
20	0	13	14	12	13,00
21	0	14	13	15	14,00
22	0	14	12	15	13,67
23	-2	20	23	24	22,33
24	2	12	13	13	12,67
25	0	15	13	14	14,00
26	0	13	12	14	13,00

ANEXO 2

Tabela 3 – Medida da diâmetro do botão de solda CA

Medida do botão de solda CA				
Ensaio	E-1(mm)	E-2(mm)	E-3(mm)	E-Médio(mm)
1	3,48(140)	3,88(170)	4,11(190)	3,82(167)
2	zero	zero	zero	zero
3	5,24(250)	5,56(250)	5,37(190)	5,39(230)
4	6,21(250)	6,39(290)	6,07(240)	6,22(260)
5	4,43(90)	4,37(150)	7,06(220)	5,29(153,33)
6	4,48(210)	4,11(120)	zero(100)	4,29(165)
7	6,39(300)	5,97(310)	5,74(170)	6,03(260)
8	4,81(340)	4,67(300)	4,34(390)	4,61(343,33)
9	5,96(220)	6,3(250)	6,78(250)	6,34(240)
10	5,06(220)	4,49(270)	5,24(260)	4,93(250)
11	5,65(200)	6,11(170)	5,23(140)	5,66(170)
12	4,53(250)	4,63(340)	zero(150)	4,58(246,67)
13	5,50(210)	5,35(210)	5,11(220)	5,32(213,34)
14	5,25(410)	5,64(390)	5,19(410)	5,36(403,33)
15	5,25(170)	5,94(200)	5,12(170)	5,43(180)
16	5,77(640)	6,15(540)	5,95(600)	5,95(593,34)
17	3,74(210)	3,56(140)	3,56(180)	3,62(176,67)
18	5,74(240)	4,52(170)	5,06(280)	5,11(230)
19	3,47(230)	zero(120)	4,60(220)	4,054(225)
20	5,12	5,53(260)	4,97(230)	5,21(245)
21	4,16(210)	3,59(220)	zero	3,88(215)
22	4,28(250)	4,35(230)	4,35(270)	4,33(250)
23	5,42(220)	6,00(170)	6,54(190)	5,98(193,34)
24	zero(110)	zero(120)	zero	zero
25	4,41(210)	4,65(230)	4,74(230)	4,60(223,34)
26	4,88(220)	4,68(230)	4,44(240)	4,65(230)

Tabela 4 – Medida da diâmetro do botão de solda MFDC

Medida da lentilha de solda MFDC				
Ensaio	E-1(mm)	E-2(mm)	E-3(mm)	E-Médio(mm)
1	6,35(150)4,34	6,33(250)4,51	6,41(230)4,76	6,36(140)4,54
2	zero	zero	zero	zero
3	7,08(230)4,22	6,16(210)3,88	6,24(220)4,18	6,49(220)4,10
4	zero	zero	zero	zero
5	7,05(210)3,59	6,91(220)4,09	6,06(190)4,22	6,67(206,66)3,97
6	4,18(290)	4,5(380)	zero	4,34(335)
7	7,23(160)3,72	5,82(160)4,21	6,19(170)4,76	6,41(163,34)4,23
8	5,24(390)	4,35(440)	6,12(315)	5,23(381,67)
9	5,15(160)4,44	7,37(170)4,75	7,26(90)4,82	6,59(140)4,67
10	3,66(260)	3,76(360)	3,64(270)	3,69(296,67)
11	6,75(230)4,09	8,06(230)4,41	7,54(200)4,34	7,45(220)4,28
12	4,36(400)	3,64(350)	3,42(370)	3,81(373,34)
13	7,43(200)4,33	7,99(270)4,72	7,99(180)4,60	7,80(216,67)4,55
14	4,38(310)	6,25(450)4,19	7,28(470)4,87	6,09(410)4,48
15	6,93(150)4,32	5,39(160)4,85	6,66(150)4,67	6,32(153,34)4,61
16	7,04(600)4,83	6,94(590)5,47	7,02(500)4,80	7,00(563,33)5,03
17	5,27(230)4,58	4,87(240)4,18	6,69((230)4,78	5,61(233,33)4,51
18	5,19(250)	5,33(260)	5,51(250)	5,34(253,33)
19	4,60(260)	7,03(320)4,77	4,00(230)	5,59(270)4,45
20	5,88(280)	5,52(260)	8,66(250)	6,68(263,34)
21	4,17(280)	3,95(190)	4,93(230)	4,35(233,34)
22	5,83(290)3,34	5,39(290)3,27	6,89(240)3,66	6,21(273,34)3,42
23	6,46(170)4,63	6,47(130)4,22	6,42(210)4,66	6,45(170)4,50
24	zero(230)	zero	zero	zero
25	7,6(260)4,60	3,87(250)	5,19(240)	5,64(250)4,55
26	6,59(280)5,03	4,9(230)	7,24(320)4,72	6,24(276,67)4,88

ANEXO 3

Tabela 5 – Medida de resultados elétricos máquina CA

Ensaio	Máquina CA									
	V _p [V]	I _p [A]	V _s [V]	I _{sint} [A]	THD _V [%]	THD _I [%]	FP	P _{entrada} [W]	P _{saída} [W]	η [%]
1	443,8919	49,2960	0,3508	4999,8611	0,0279	0,4763	0,1061	2320,8322	1682,5446	72,4975
	444,3948	49,2306	0,3610	5000,2818	0,0278	0,4790	0,1070	2340,9168	1644,2635	70,2402
	443,9266	49,1410	0,3635	4999,4722	0,0279	0,4791	0,1072	2338,5059	1723,4777	73,6999
Média	444,0711	49,2225	0,3584	4999,8717	0,0279	0,4781	0,1068	2333,4183	1610,0953	72,1459
2	443,0880	49,1237	0,4558	4999,4532	0,0252	0,4697	0,1127	2453,2563	2140,9664	87,2704
	446,2057	49,2037	0,4474	4999,1389	0,0255	0,4742	0,1121	2462,0971	1339,5632	54,4074
	446,5274	49,2623	0,4508	5000,8283	0,0254	0,4680	0,1122	2468,2794	1370,8002	55,5367
Média	445,2737	49,1966	0,4513	4999,8068	0,0254	0,4706	0,1123	2461,2109	1617,1099	65,7382
3	447,3504	49,3510	0,3442	5000,4429	0,0257	0,4804	0,1064	2348,5203	528,8210	22,5172
	448,3014	49,3098	0,3523	5000,5242	0,0261	0,4775	0,1071	2366,8065	569,8874	24,0783
	448,3434	49,3984	0,1713	4999,7190	0,0249	0,4851	0,0957	2121,6137	654,1274	30,8316
Média	447,9984	49,3531	0,2893	5000,2287	0,0256	0,4810	0,1031	2278,9802	584,2786	25,8090
4	449,6613	49,1984	0,4489	4999,2920	0,0269	0,4729	0,1117	2471,9167	1983,0546	80,2233
	449,6218	49,3458	0,4582	4999,0027	0,0264	0,4734	0,1126	2498,9713	2060,3422	82,4476
	449,2362	49,3974	0,4574	4998,8441	0,0278	0,4752	0,1133	2514,8797	2073,4792	82,4484
Média	449,5064	49,3139	0,4583	4999,0463	0,0270	0,4738	0,1125	2495,2559	2038,9587	81,7064
5	448,0598	63,7223	0,4241	4999,5291	0,0298	0,4796	0,1345	3839,8554	1895,9980	49,3768
	448,4693	63,6551	0,4127	5000,2811	0,0297	0,4834	0,1339	3822,1142	1864,7407	48,7882
	447,8565	63,7393	0,4264	5000,3401	0,0299	0,4753	0,1353	3863,0736	1882,4133	48,7283
Média	448,1285	63,7056	0,4211	5000,0501	0,0298	0,4794	0,1346	3841,6811	1881,0507	48,9644
6	447,3462	63,6498	0,5380	5000,0502	0,0306	0,4752	0,1417	4033,7837	2443,7535	60,5821
	447,2316	63,6077	0,5355	4999,7814	0,0308	0,4702	0,1409	4008,4957	2393,0653	59,6998
	447,5468	63,6875	0,5373	4999,1491	0,0309	0,4708	0,1415	4034,0709	2482,0302	61,5266
Média	447,3747	63,6483	0,5369	4999,6602	0,0308	0,4721	0,1414	4025,4501	2439,6163	60,6028
7	448,0368	63,7911	0,4211	4999,8278	0,0319	0,4735	0,1361	3890,0387	1935,5240	49,7559
	448,3045	63,7386	0,4207	5004,5779	0,0317	0,4798	0,1351	3860,3668	1845,0166	47,7938
	448,4056	63,7362	0,3956	4999,8453	0,0315	0,4779	0,1337	3819,6758	1731,3868	45,3281
Média	448,2489	63,7553	0,4125	5001,4170	0,0317	0,4707	0,1349	3856,6938	1837,3091	47,6259
8	444,2696	63,7143	0,4066	5000,0086	0,0304	0,4778	0,1346	3809,8701	1871,7046	49,1277
	444,8007	63,8283	0,4190	5001,2467	0,0296	0,4739	0,1345	3818,6824	1961,5216	51,3664
	445,6461	63,7857	0,4246	4999,9635	0,0291	0,4766	0,1353	3845,4130	1946,9937	50,6315
Média	444,9054	63,7761	0,4167	5000,4063	0,0297	0,4761	0,1348	3824,6552	1926,7399	50,3752
9	450,4249	59,5994	0,3819	6998,5998	0,0296	0,3734	0,1471	3949,9982	2384,0881	60,3567
	447,9972	59,3233	0,3688	7000,0150	0,0294	0,3843	0,1458	3874,6156	2266,8833	58,5060
	446,7360	59,2858	0,3847	7000,2525	0,0295	0,3833	0,1467	3885,4023	2492,8530	64,1594
Média	448,3860	59,4028	0,3786	6999,6224	0,0295	0,3803	0,1465	3903,3387	2381,2748	61,0074
10	445,4740	59,5345	0,4446	7000,8817	0,0279	0,3756	0,1493	3959,1906	2979,4911	75,2550
	445,5187	59,5456	0,4378	6998,4418	0,0282	0,3744	0,1492	3959,2351	2901,5351	73,2852
	445,0471	59,5200	0,4341	6999,6351	0,0285	0,3742	0,1490	3945,6994	2783,2303	70,5383
Média	445,3466	59,5334	0,4388	6999,6529	0,0282	0,3747	0,1492	3954,7084	2888,0855	73,0262
11	447,6866	60,0325	0,3598	6998,6160	0,0279	0,3809	0,1452	3901,7456	2194,4109	56,2418
	447,7205	59,7980	0,3583	7000,4007	0,0281	0,3838	0,1446	3870,8194	2230,0063	57,6107
	448,0966	59,5867	0,3640	7000,6814	0,0281	0,3815	0,1444	3854,4830	2210,4805	57,3483
Média	447,8346	59,8057	0,3607	6999,8994	0,0280	0,3821	0,1447	3875,6827	2211,6326	57,0669
	445,1689	59,5048	0,4060	6999,6233	0,0278	0,3768	0,1469	3891,4877	2692,2909	69,1841

12	444,9446 445,3752	59,5520 59,5059	0,4104 0,4059	7000,1003 6999,2081	0,0283 0,0282	0,3743 0,3779	0,1475 0,1467	3907,1238 3887,8378	2611,5867 2686,1305	66,8416 69,0906
Média	445,1629	59,5209	0,4074	6999,6439	0,0281	0,3763	0,1470	3895,4831	2663,3360	68,3721
13	447,2487 446,2231 445,3528	77,0268 76,8263 76,8144	0,4529 0,4561 0,4469	7000,7397 7000,7509 6999,3030	0,0326 0,0327 0,0315	0,3818 0,3882 0,3854	0,1863 0,1860 0,1858	6419,1685 6378,0825 6355,9094	2833,1916 2914,4993 2884,4991	44,1364 45,6955 45,3829
Média	446,2749	76,8892	0,4519	7000,2645	0,0323	0,3851	0,1860	6384,3868	2877,3967	45,0716
14	442,4959 443,4393 442,7545	77,0932 77,0281 76,9659	0,5348 0,5343 0,5374	6998,8799 6999,4229 7000,8299	0,0321 0,0324 0,0321	0,3743 0,3794 0,3779	0,1903 0,1898 0,1902	6492,9601 6483,2349 6481,6941	3457,7785 3506,8539 3278,7477	53,2542 54,0911 50,5847
Média	442,8966	77,0291	0,5355	6999,7109	0,0322	0,3772	0,1901	6485,9630	3414,4600	52,6433
15	446,8107 446,6127 447,1642	76,9179 76,8736 76,7912	0,4318 0,4274 0,4297	6999,5188 6999,5614 7000,1736	0,0313 0,0248 0,0315	0,3869 0,3805 0,3884	0,1852 0,1846 0,1847	6365,8710 6338,8304 6342,0147	2766,7303 2680,2965 2662,2196	43,4619 42,2838 41,9775
Média	446,8625	76,8609	0,4296	6999,7513	0,0292	0,3853	0,1848	6348,9054	2703,0821	42,5744
16	442,6943 442,7950 442,6246	77,3975 77,2841 77,1514	0,5409 0,5356 0,4168	7000,9655 7000,0134 6998,9920	0,0319 0,0321 0,0324	0,3724 0,3720 0,3726	0,1905 0,1905 0,1894	6528,5020 6520,0025 6467,3344	3536,5548 3412,4092 2162,6034	54,1710 52,3375 33,4389
Média	442,7046	77,2777	0,4978	6999,9903	0,0321	0,3723	0,1901	6505,2793	3037,1891	46,6491
17	448,5646 448,5930 448,4907	53,4864 53,5779 53,6452	0,4014 0,3992 0,4067	4499,0590 4499,0423 4500,8218	0,0276 0,0282 0,0277	0,5099 0,5105 0,5085	0,1124 0,1119 0,1131	2695,9825 2689,4113 2721,6657	1606,1048 1454,5791 1626,0910	59,5740 54,0854 59,7462
Média	448,5494	53,5698	0,4024	4499,6410	0,0278	0,5096	0,1125	2702,3532	1562,2583	57,8019
18	446,6663 446,2036 446,4328	71,5659 71,1146 71,1439	0,4595 0,4431 0,4507	7516,5608 7507,4008 7516,2044	0,0299 0,0304 0,0303	0,3516 0,3615 0,3559	0,1814 0,1795 0,1802	5797,6326 5694,9281 5724,7590	3193,6080 2878,3790 3027,4662	55,0847 50,5428 52,8837
Média	446,4331	71,2748	0,4511	7513,3883	0,0302	0,3563	0,1804	5739,1063	3033,1510	52,8371
19	446,8411 447,4240 447,7776	50,7963 51,0238 50,9826	0,3679 0,3726 0,3682	6011,3813 6000,0806 6006,8499	0,0253 0,0258 0,0258	0,4223 0,4211 0,4229	0,1193 0,1207 0,1206	2708,7041 2754,8242 2752,4374	1958,4380 1995,2732 1928,2868	72,3017 72,4283 70,0574
Média	447,3476	50,9342	0,3696	6006,1033	0,0256	0,4221	0,1202	2738,6552	1960,6660	71,5949
20	445,4697 445,5184 445,6681	74,9943 74,9687 75,0252	0,4977 0,4801 0,4935	6002,0964 6000,3289 6006,6387	0,0306 0,0315 0,0313	0,4226 0,4278 0,4267	0,1731 0,1714 0,1726	5782,3331 5725,8075 5772,1743	2693,7576 2635,9046 2590,5674	46,5860 46,0355 44,8802
Média	445,5521	74,9961	0,4904	6003,0210	0,0311	0,4257	0,1724	5760,1046	2640,0765	45,8339
21	442,9607 445,5891 445,0372	63,6709 63,6209 63,5322	0,4377 0,4442 0,4389	6001,4718 6006,6618 6010,8121	0,0288 0,0293 0,0295	0,4226 0,4253 0,4253	0,1453 0,1447 0,1443	4097,2418 4103,3594 4080,3913	2424,2871 2463,4810 2377,8179	59,1688 60,0357 58,2743
Média	444,5290	63,6080	0,4403	6006,3150	0,0292	0,4244	0,1448	4093,6640	2421,8620	59,1596
22	446,0331 445,8221 445,8926	63,4401 63,4932 63,4389	0,4281 0,4322 0,4323	6014,8411 6004,6206 6006,1070	0,0292 0,0295 0,0295	0,4234 0,4224 0,4246	0,1447 0,1452 0,1447	4093,3855 4109,7917 4092,7124	2361,9276 2369,8227 2382,8376	57,7011 57,6628 58,2215
Média	445,9159	63,4574	0,4309	6008,5226	0,0294	0,4235	0,1449	4098,6296	2371,5293	57,8618
23	445,4068 445,1415 444,9507	63,4904 63,4701 63,3880	0,3567 0,3521 0,3542	6002,9811 6013,3029 6013,2222	0,0289 0,0289 0,0295	0,4250 0,4234 0,4292	0,1409 0,1410 0,1409	3983,6459 3982,7746 3974,9746	1973,9439 1919,6213 1973,6539	49,5512 48,1981 49,6519
Média	445,1663	63,4495	0,3543	6009,8353	0,0291	0,4259	0,1409	3980,4650	1955,7397	49,1337
24	447,4660 447,4573 447,0200	63,3040 63,2488 63,1750	0,5541 0,5111 0,5060	5999,5289 6010,6343 6000,4115	0,0294 0,0290 0,0290	0,4188 0,4205 0,4190	0,1523 0,1494 0,1498	4314,6255 4228,4588 4231,7910	3061,4028 2644,7615 2758,1599	70,9541 62,5467 65,1771
Média	447,3144	63,2426	0,5237	6003,5246	0,0291	0,4194	0,1505	4258,2916	2821,4414	66,2259
25	444,5027 444,3288 443,9083	63,3049 63,3902 63,3894	0,4410 0,4417 0,4443	6002,1041 6003,4777 6010,2226	0,0289 0,0293 0,0289	0,4259 0,4247 0,4228	0,1453 0,1454 0,1458	4089,6675 4096,4431 4101,6411	2471,1891 2429,6816 2503,7113	60,4252 59,3119 61,0417
Média	444,2466	63,3615	0,4423	6005,2676	0,0290	0,4245	0,1455	4095,9170	2468,1940	60,2596
26	443,8151 443,6351 443,3742	63,3377 63,3775 63,3487	0,4079 0,4493 0,4457	6000,9578 6014,8971 6006,0356	0,0287 0,0287 0,0254	0,4243 0,4212 0,4227	0,1437 0,1462 0,1459	4039,7921 4111,0980 4097,8292	2296,1972 2539,5126 2538,3383	56,8395 61,7721 61,9435
Média	443,6081	63,3546	0,4343	6007,2963	0,0276	0,4227	0,1453	4082,9063	2458,0160	60,1850

Tabela 5 – Medida de resultados elétricos máquina MFDC

Ensaio	Máquina MFDC									
	V _p [V]	I _p [A]	V _s [V]	I _{sint} [A]	THD _V [%]	THD _I [%]	FP	P _{entrada} [W]	P _{saída} [W]	η [%]
1	261,1160	11,1028	1,0911	5000,8101	0,0204	0,8732	0,1389	1208,2797	380,0987	31,4578
	260,5164	11,2376	1,0931	5000,7408	0,0204	0,9037	0,1371	1203,7080	375,7537	31,2164
	260,9125	11,0774	1,0923	5001,1309	0,0203	0,8758	0,1386	1201,3479	375,8061	31,2820
Média	260,8483	11,1393	1,0922	5000,8933	0,0204	0,8842	0,1382	1204,4452	377,2195	31,3187
2	260,7671	11,7266	1,1398	5000,8683	0,0209	0,8967	0,1410	1293,7605	379,6479	29,3445
	260,6423	11,8237	1,1304	5001,0146	0,0209	0,8755	0,1386	1281,4615	383,6476	29,9383
	260,6582	11,7064	1,1333	5000,8793	0,0211	0,9231	0,1397	1279,1282	371,4825	29,0419
Média	260,6892	11,7522	1,1345	5000,9203	0,0210	0,8984	0,1398	1285,7834	378,2593	29,4416
3	260,8849	10,9117	1,0708	5001,6757	0,0212	0,8914	0,1357	1158,9326	382,5412	33,0081
	260,8121	11,1178	1,0855	5000,7728	0,0208	0,8812	0,1382	1202,2019	386,4333	32,1438
	260,6710	11,2602	1,0875	4999,9225	0,0207	0,8796	0,1364	1200,9144	388,4261	32,3442
Média	260,7893	11,0966	1,0813	5000,7900	0,0209	0,8841	0,1368	1187,3496	385,8202	32,4987
4	260,8113	11,5958	1,1369	5001,3596	0,0227	0,9013	0,1406	1275,3571	390,8772	30,6485
	260,5578	11,7185	1,1338	5001,8497	0,0213	0,9047	0,1396	1278,9881	371,0857	29,0140
	260,9166	11,8405	1,1397	5001,0087	0,0215	0,8928	0,1401	1298,5754	372,0279	28,6489
Média	260,7619	11,7183	1,1368	5001,4056	0,0294	0,8996	0,1401	1284,3068	377,9969	29,4371
5	260,8512	14,1690	1,3359	5000,9175	0,0213	0,9078	0,1713	1899,6222	608,9719	32,0575
	261,2111	14,2063	1,3409	5000,6942	0,0233	0,9129	0,1715	1909,4599	601,0712	31,4786
	261,0099	14,2791	1,3576	5000,7531	0,0245	0,9031	0,1733	1937,6005	622,8795	32,1470
Média	261,0241	14,2181	1,3448	5000,7880	0,0230	0,9079	0,1720	1915,5608	610,9742	31,8944
6	261,1399	15,0702	1,4194	5001,0168	0,0227	0,8756	0,1777	2097,7206	643,9548	30,6978
	260,8793	15,2869	1,4319	5000,4175	0,0225	0,8949	0,1770	2117,9020	653,5033	30,8562
	260,7713	15,2709	1,4259	5000,8857	0,0231	0,8701	0,1754	2095,0117	662,6712	31,6309
Média	260,9302	15,2093	1,4257	5000,4396	0,0228	0,8802	0,1767	2103,5447	653,3764	31,0616
7	260,4206	13,9387	1,3294	5001,4255	0,0262	0,9425	0,1710	1861,7524	606,5883	32,5816
	258,9198	14,3709	1,3503	5000,7040	0,0249	0,9182	0,1711	1908,6610	611,1832	32,0216
	258,7395	13,8081	1,3123	5001,3746	0,0257	0,9035	0,1710	1832,9999	600,9108	32,7829
Média	259,3599	14,0392	1,3307	5001,1676	0,0256	0,9214	0,1710	1867,8044	606,2274	32,4620
8	260,8961	15,3581	1,4353	5000,0945	0,0227	0,8201	0,1771	2128,3213	675,3483	31,7315
	260,6328	15,3871	1,4466	5000,8480	0,0232	0,8713	0,1774	2134,4604	664,1571	31,1159
	260,5252	15,2074	1,4187	5000,1133	0,0224	0,9011	0,1767	2100,5330	667,1579	31,7614
Média	260,6847	15,3175	1,4335	5000,3516	0,0228	0,8642	0,1771	2121,1049	668,8878	31,5363
9	260,8916	15,2842	1,1098	7001,8267	0,0201	0,8077	0,1526	1825,9373	477,2725	26,1385
	261,3895	15,6163	1,1218	6999,9992	0,0227	0,8520	0,1501	1838,3099	507,4823	27,6059
	260,3142	15,3326	1,1107	7003,0325	0,0219	0,8570	0,1535	1838,2241	499,3699	27,1659
Média	260,8651	15,4110	1,1141	7001,6190	0,0216	0,8389	0,1521	1834,1571	494,7082	26,9701
10	258,7568	16,4469	1,1641	7003,4533	0,0248	0,8180	0,1541	1967,9666	520,7028	26,4589
	262,2856	16,5757	1,1863	6999,8295	0,0253	0,8471	0,1532	1998,5811	538,2262	26,9304
	260,6029	16,4891	1,1739	7002,9815	0,0249	0,8437	0,1534	1977,6166	527,1300	26,6548
Média	260,5484	16,5039	1,1748	7002,0876	0,0250	0,8363	0,1536	1981,3881	528,6863	26,6814
11	261,2021	15,2229	1,0959	7002,5013	0,0247	0,8458	0,1474	1758,2728	490,7822	27,9127
	261,3643	15,7306	1,1270	7001,2289	0,0249	0,8560	0,1498	1847,5008	505,8402	27,3797
	261,2700	15,6499	1,1203	7002,8149	0,0250	0,8518	0,1487	1823,7062	498,3018	27,3236
Média	261,2788	15,3447	1,1144	7002,1813	0,0249	0,8512	0,1486	1809,8266	498,3081	27,5387
12	261,4959	16,5846	1,1813	7001,8699	0,0256	0,8525	0,1520	1977,3740	520,0257	26,2988
	262,0132	16,3951	1,1753	7003,6369	0,0263	0,8537	0,1518	1955,8443	522,7442	26,7273
	261,0583	16,3306	1,1709	7001,2237	0,0263	0,8444	0,1528	1954,3579	520,9235	26,6545
Média	261,5225	16,4368	1,1758	7002,2430	0,0261	0,8502	0,1522	1962,5254	521,2311	26,5602
13	261,6149	19,0596	1,3504	7000,4412	0,0281	0,8488	0,1887	2822,5959	856,9612	30,3607
	261,8929	19,6185	1,3826	7002,4892	0,0277	0,8284	0,1906	2938,0189	864,9088	29,4385
	262,0331	19,2729	1,3628	7001,1518	0,0285	0,8452	0,1883	2853,3895	790,4423	27,7019
Média	261,8469	19,3170	1,3653	7001,3603	0,0281	0,8408	0,1892	2871,3347	837,4374	29,1670
14	259,5644	20,7485	1,4304	7000,8214	0,0268	0,8411	0,1914	3091,7552	834,5328	26,9922
	259,0019	21,2419	1,4536	7002,6895	0,0277	0,8515	0,1919	3166,5263	855,9520	27,0313
	257,8167	21,3985	1,4584	7000,7005	0,0279	0,8373	0,1933	3198,4824	873,7746	27,3184
Média	258,7943	21,1296	1,4475	7001,4033	0,0275	0,8433	0,1922	3152,2546	854,7531	27,1139

15	259,9164 259,7111 259,5801	19,6157 19,6874 18,8746	1,3637 1,3740 1,3366	7000,6251 7002,6326 7003,1423	0,0277 0,0268 0,0266	0,8733 0,8410 0,8652	0,1869 0,1899 0,1891	2858,7520 2913,2910 2779,7888	806,1690 815,3719 792,1336	28,1999 27,9880 28,4962
Média	259,7359	19,3926	1,3581	7002,1330	0,0270	0,8598	0,1886	2850,6106	804,5582	28,2280
16	259,3141 259,3449 259,5064	21,3820 21,3023 21,3084	1,4550 1,4517 1,4519	7002,0371 7002,6655 7002,4333	0,0282 0,0286 0,0286	0,8416 0,8394 0,8388	0,1902 0,1902 0,1905	3164,3985 3151,9289 3159,8016	909,5152 907,5920 884,3335	28,7421 28,7948 27,9870
Média	259,3885	21,3309	1,4529	7002,3783	0,0285	0,8399	0,1903	3158,7096	900,4802	28,5979
17	259,2128 259,4606 259,8986	12,0361 12,1358 11,9952	1,2392 1,2396 1,2353	4500,5705 4500,4565 4501,6087	0,0248 0,0244 0,0246	0,9079 0,8951 0,8651	0,1489 0,1471 0,1486	1393,3238 1389,5942 1389,3755	430,9933 430,3146 430,7367	30,9327 30,9669 31,0022
Média	259,5240	12,0557	1,2380	4500,8783	0,0246	0,8894	0,1482	1390,7645	430,6815	30,9673
18	260,4195 260,1513 259,7816	19,5940 19,6836 19,8369	1,2775 1,2801 1,2806	7503,9876 7503,5995 7500,7118	0,0278 0,0272 0,0275	0,8066 0,7822 0,8065	0,1717 0,1727 0,1714	2627,9889 2653,6290 2650,5715	702,8134 724,4457 729,2990	26,7434 27,3002 27,5148
Média	260,1175	19,7048	1,2794	7502,7660	0,0275	0,7984	0,1719	2644,0631	718,8527	27,1861
19	260,1030 260,4937 259,7789	12,6590 12,6418 12,6757	1,0581 1,0594 1,0530	6002,5603 6001,9156 6000,7098	0,0249 0,0265 0,0251	0,8591 0,8668 0,8658	0,1332 0,1323 0,1338	1316,1984 1307,2096 1322,0428	350,3380 337,8553 353,9519	26,6174 25,8455 26,7731
Média	260,1252	12,6588	1,0568	6001,7280	0,0255	0,8639	0,1331	1315,1502	347,3817	26,4120
20	260,1781 260,0856 260,5192	18,2120 18,1934 18,1345	1,4497 1,4498 1,4515	6001,6574 6001,7723 6002,2168	0,0278 0,0278 0,0289	0,8659 0,8348 0,8159	0,1894 0,1903 0,1907	2692,9847 2701,7548 2703,0481	854,0587 835,9966 845,8233	31,7142 30,9427 31,2915
Média	260,2609	18,1799	1,4503	6001,8816	0,0282	0,83889	0,1901	2699,2625	845,2929	31,3161
21	259,5930 259,0555 259,2169	15,3042 15,2363 15,6950	1,2437 1,2389 1,2671	6001,3636 6000,1136 6001,9010	0,0265 0,0261 0,0261	0,8709 0,9022 0,8895	0,1632 0,1638 0,1649	1945,5822 1939,7083 2013,1425	598,0118 603,9377 604,3726	30,7369 31,1355 30,0214
Média	259,2885	15,4118	1,2499	6001,1260	0,0262	0,8875	0,1639	1966,1443	602,1074	30,6313
22	259,6891 259,4830 259,6142	15,6371 15,6395 15,6952	1,2678 1,2646 1,2655	6002,1782 6002,2142 6001,3822	0,0266 0,0276 0,0272	0,8815 0,8595 0,8806	0,1644 0,1649 0,1637	2003,3781 2007,4565 2000,6888	579,5039 586,5347 608,7717	28,9263 29,2178 30,4281
Média	259,5954	15,5727	1,2659	6001,9246	0,0271	0,8739	0,1643	2003,8411	591,6034	29,5241
23	259,8475 260,0296 260,3328	14,7667 14,6373 14,8742	1,2121 1,2118 1,2180	6000,2077 6002,4631 6000,6486	0,0272 0,0265 0,0262	0,8932 0,8892 0,8345	0,1621 0,1648 0,1629	1866,5008 1881,8184 1892,9489	583,0739 574,7759 565,8799	31,2389 30,5436 29,8941
Média	260,0699	14,7594	1,2139	6001,1060	0,0266	0,8723	0,1633	1880,4227	574,5766	30,5589
24	259,8010 259,8211 260,3215	16,5310 16,5511 16,3690	1,3261 1,3266 1,3189	6002,2242 6002,2244 6002,6781	0,0268 0,0269 0,0258	0,8748 0,8742 0,8755	0,1665 0,1669 0,1661	2144,6606 2143,7988 2123,1220	622,8320 623,8134 611,3849	29,0411 29,0985 28,7965
Média	259,9812	16,4837	1,3239	6002,3753	0,0265	0,8748	0,1665	2137,1938	619,3434	28,9787
25	260,4416 261,1441 260,1036	15,8577 15,2456 15,7463	1,2751 1,2459 1,2711	6002,1576 5999,8394 6002,3895	0,0266 0,0269 0,0269	0,8723 0,8826 0,8579	0,1628 0,1633 0,1633	2017,2826 1950,4564 2006,8842	602,8553 589,9960 594,8830	29,8845 30,2491 29,6421
Média	260,5631	15,6165	1,2640	6001,4620	0,0268	0,8709	0,1631	1991,5410	595,9114	29,9252
26	260,0127 259,6369 259,9754	15,6831 15,4901 15,8608	1,2739 1,2631 1,2796	6001,9705 6001,6845 6000,9062	0,0261 0,0264 0,0269	0,8607 0,8753 0,8358	0,1649 0,1663 0,1658	2017,1034 2006,0879 2050,4798	590,9819 594,3638 598,7449	29,2985 29,6280 29,2002
Média	259,8750	15,6780	1,2722	6001,5203	0,0265	0,8573	0,1657	2024,5570	594,6969	29,3756

ANEXO 4

Tabela 6 - ANOVA para o rendimento dos resultados das máquinas CA -MFDC

Fatores	Estimativas efeito; Var: Rend, R-sqr =, 90768; Adj.:. 85.286 (DadosTotal em Analise22-01-2013.stw) 5 fatores, 1 Blocos, 52 corridas; MS Residual = 38,73435 DV: Rend									
	Effect	Std.Err.	t(32)	p	-95,%	+95,%	Coeff.	Std.Err.	-95,%	+95,%
					Cnf.Limt	Cnf.Limt		Coeff.	Cnf.Limt	Cnf.Limt
Mean/Interc.	44,6923	2,383017	18,7545	0,000000	39,8383	49,5463	44,6923	2,383017	39,8383	49,5463
(1)Maq (L)	-27,4957	1,726142	-15,9290	0,000000	-31,0118	-23,9797	-13,7479	0,863071	-15,5059	-11,9899
(2)I (L)	-2,3689	1,948895	-1,2155	0,233061	-6,3387	1,6009	-1,1845	0,974448	-3,1693	0,8004
I (Q)	-2,1462	2,831422	-0,7580	0,454007	-7,9136	3,6212	-1,0731	1,415711	-3,9568	1,8106
(3)T (L)	-6,4558	1,948895	-3,3125	0,002302	-10,4255	-2,4860	-3,2279	0,974448	-5,2128	-1,2430
T (Q)	-0,6984	2,831422	-0,2467	0,806734	-6,4659	5,0690	-0,3492	1,415711	-3,2329	2,5345
(4)F (L)	-2,9111	1,948895	-1,4937	0,145039	-6,8809	1,0586	-1,4556	0,974448	-3,4405	0,5293
F (Q)	-0,2390	2,831422	-0,0844	0,933261	-6,0064	5,5284	-0,1195	1,415711	-3,0032	2,7642
(5)E (L)	5,5009	1,948895	2,8226	0,008124	1,5312	9,4707	2,7505	0,974448	0,7656	4,7354
E (Q)	-0,7575	2,831422	-0,2675	0,790770	-6,5249	5,0099	-0,3788	1,415711	-3,2625	2,5049
1L by 2L	-1,0042	1,948895	-0,5153	0,609913	-4,9740	2,9656	-0,5021	0,974448	-2,4870	1,4828
1L by 3L	8,1115	1,948895	4,1621	0,000222	4,1417	12,0813	4,0558	0,974448	2,0709	6,0406
1L by 4L	3,0650	1,948895	1,5727	0,125633	-0,9048	7,0347	1,5325	0,974448	-0,4524	3,5174
1L by 5L	-6,6767	1,948895	-3,4259	0,001701	-10,6465	-2,7069	-3,3383	0,974448	-5,3232	-1,3535
2L by 3L	-2,1003	2,200408	-0,9545	0,346983	-6,5824	2,3818	-1,0502	1,100204	-3,2912	1,1909
2L by 4L	1,4765	2,200408	0,6710	0,507039	-3,0056	5,9585	0,7382	1,100204	-1,5028	2,9793
2L by 5L	-1,5725	2,200408	-0,7146	0,480009	-6,0546	2,9096	-0,7863	1,100204	-3,0273	1,4548
3L by 4L	1,1794	2,200408	0,5360	0,595675	-3,3027	5,6615	0,5897	1,100204	-1,6513	2,8307
3L by 5L	-2,7510	2,200408	-1,2502	0,220290	-7,2330	1,7311	-1,3755	1,100204	-3,6165	0,8656
4L by 5L	3,1038	2,200408	1,4106	0,168020	-1,3783	7,5859	1,5519	1,100204	-0,6891	3,7930

Tabela 7 - ANOVA do diâmetro do botão de solda dos resultados das máquinas CA - MFDC

Fatores	Estimativas efeito; Var: D; R-sqr =, 70596; Adj:., 53.137 (DadosTotal em Analise22-01-2013.stw)									
	5 fatores, 1 Blocos, 52 corridas; MS Residual = 1,675466									
	DV: D									
	Effect	Std.Err.	t(32)	p	-95,% Cnf.Limt	+95,% Cnf.Limt	Coeff.	Std.Err. Coeff.	-95,% Cnf.Limt	+95,% Cnf.Limt
Mean/Interc.	4,68859	0,495618	9,46010	0,000000	3,67905	5,69813	4,68859	0,495618	3,67905	5,698132
(1)Maq (L)	0,57115	0,359001	1,59095	0,121453	-0,16011	1,30242	0,28558	0,179501	-0,08005	0,651208
(2)I (L)	1,08396	0,405329	2,67428	0,011696	0,25834	1,90959	0,54198	0,202665	0,12917	0,954797
I (Q)	0,51045	0,588877	0,86682	0,392495	-0,68905	1,70995	0,25522	0,294438	-0,34453	0,854976
(3)T (L)	0,75066	0,405329	1,85198	0,073274	-0,07497	1,57629	0,37533	0,202665	-0,03748	0,788146
T (Q)	0,92899	0,588877	1,57757	0,124501	-0,27051	2,12849	0,46450	0,294438	-0,13526	1,064247
(4)F (L)	1,07691	0,405329	2,65687	0,012200	0,25128	1,90254	0,53845	0,202665	0,12564	0,951268
F (Q)	0,30345	0,588877	0,51531	0,609881	-0,89605	1,50295	0,15173	0,294438	-0,44803	0,751477
(5)E (L)	-2,16063	0,405329	-5,33056	0,000008	-2,98626	-1,33500	-1,08032	0,202665	-1,49313	-0,66502
E (Q)	-1,13870	0,588877	-1,93368	0,062039	-2,33820	0,06080	-0,56935	0,294438	-1,16910	0,030401
1L by 2L	0,09073	0,405329	0,22385	0,824296	-0,73490	0,91636	0,04537	0,202665	-0,36745	0,458181
1L by 3L	0,05694	0,405329	0,14048	0,889160	-0,76869	0,88257	0,02847	0,202665	-0,38434	0,441285
1L by 4L	0,17604	0,405329	0,43430	0,666983	-0,64959	1,00167	0,08802	0,202665	-0,32480	0,500833
1L by 5L	-0,57152	0,405329	-1,41001	0,168183	-1,39715	0,25411	-0,28576	0,202665	-0,69857	0,127055
2L by 3L	-1,07625	0,457639	-2,35175	0,025005	-2,00843	-0,14407	-0,53813	0,228819	-1,00421	0,072035
2L by 4L	-0,04250	0,457639	-0,09287	0,926587	-0,97468	0,88968	-0,02125	0,228819	-0,48734	0,444840
2L by 5L	1,11875	0,457639	2,44461	0,020190	0,18657	2,05093	0,55938	0,228819	0,09329	1,025465
3L by 4L	-0,32375	0,457639	-0,70744	0,484416	-1,25593	0,60843	-0,16188	0,228819	-0,62796	0,304215
3L by 5L	1,00750	0,457639	2,20152	0,035028	0,07532	1,93968	0,50375	0,228819	0,03766	0,969840
4L by 5L	0,62875	0,457639	1,37390	0,179021	-0,30343	1,56093	0,31438	0,228819	-0,15171	0,780465

ANEXO 5

Tabela .1 – Limites admissíveis de de flutuação de tensão máquina de solda a transformador – resistência a ponto e a projeção

Potência (kVA)	Flutuação de tensão admissível (%)	Frequência de flutuações por minuto
5	3	23
6	3,12	19,9
7	3,21	17,5
8	3,29	15,65
9	3,35	13,9
10	3,4	12,55
12,5	3,5	9,9
15	3,65	7,95
17,5	3,8	6,5
20	3,93	5,5
25	4,11	4,3
30	4,26	3,55
35	4,36	3
40	4,44	2,7
45	4,52	2,4
≥ 50	4,54	2,3

Cópia da Tabela 11 da ND50

Tabela 2 – Limites admissíveis de de flutuação de tensão máquina de solda a transformador – resistência retificador de resistência a ponto e a projeção

Potência (kVA)	Flutuação de tensão admissível (%)	Frequência de flutuações por minuto
4	3,07	21,13
5	3,16	17,85
6	3,29	15,54
7	3,36	13,5
8	3,43	11,72
9	3,5	10
10	3,58	8,84
11	3,66	7,9
12	3,74	7,1
13	3,82	6,35
14	3,9	5,75
15	3,98	5,12
17,5	4,06	4,62
20	4,16	4
22,5	4,25	3,55
25	4,32	3,18
30	4,45	2,65
35	4,53	2,36
≥ 40	4,54	2,15

Cópia da Tabela 14 da ND50

ANEXO 6

Tabela 1 – Coeficientes de queda de tensão secundária – cabo de alumínio CA

Queda de tensão percentual (%/kVA x 100 m)			
Bitola (AWG-MCM)	fp = 1,0	fp = 0,92	fp = 0,80
	3 fases + neutro; e.e = 0,252 m		
*3 x 4 (4)	0,313	0,317	0,295
3 x 2 (2)	0,198	0,211	0,202
*3 x 1/0 (2)	0,132	0,144	0,140
3 x 2/0 (2)	0,099	0,117	0,119
3 x 4/0 (2/0)	0,062	0,081	0,087
*3 x 336,4 (2/0)	0,039	0,059	0,066
Bitola (AWG-MCM)	2 fases (F-F); e.e. = 0,200 m		
*2 x 4	0,630	0,634	0,590
2 x 2	0,396	0,417	0,397
*2 x 1/0	0,249	0,279	0,276
2 x 2/0	0,198	0,230	0,232
2 x 4/0	0,125	0,161	0,170
2 x 336,4	0,078	0,114	0,127
Bitola (AWG-MCM)	1 fase + neutro; e.e. = 0,200 m		
*1 x 4 (4)	1,690	1,903	1,581
1 x 2 (2)	1,192	1,250	1,195
*1 x 1/0 (2)	0,968	1,044	1,023
1 x 2/0 (2)	0,893	0,971	0,947
1 x 4/0 (2/0)	0,484	0,587	0,603
1 x 336,4 (2/0)	0,414	0,516	0,540

Notas:

* - Cabos não padronizados

e.e – espaçamento equivalente

Tabela 2 – Coeficientes de queda de tensão secundária – cabo de cobre (mm²)

Queda de tensão percentual (%/kVA x 100 m)			
Seção (mm ²)	fp = 1,0	fp = 0,92	fp = 0,80
	3 fases + neutro; e.e. = 0,252 m		
3 x 25 (25)	0,184	0,198	0,191
3 x 35 (25)	0,124	0,142	0,142
3 x 70 (35)	0,066	0,086	0,092
3 x 120 (70)	0,034	0,055	0,063
Seção (mm ²)	2 fases (F-F); e.e. = 0,200 m		
2 x 25	0,368	0,393	0,378
2 x 35	0,248	0,281	0,279
2 x 70	0,131	0,169	0,179
2 x 120	0,068	0,107	0,122
Seção (mm ²)	1 fase + neutro; e.e. = 0,200 m		
1 x 25 (25)	1,104	1,180	1,135
1 x 35 (35)	0,747	0,843	0,839
1 x 70 (35)	0,408	0,675	0,688
1 x 120 (70)	0,299	0,414	0,452

Cópia da ND.50

Tabela 3 – Coeficientes de queda de tensão secundária – cabo de cobre (AWG/MCM)

Queda de tensão percentual (%/kVA x 100 m)			
Bitola (AWG)	fp = 1,0	fp = 0,92	fp = 0,80
	3 fases + neutro; e.e. = 0,252 m		
3x 6 (6)	0,280	0,288	0,339
3 x 4 (4)	0,193	0,207	0,200
3 x 2 (4)	0,121	0,140	0,140
3 x 2/0 (2)	0,062	0,083	0,089
3 x 4/0 (2/0)	0,039	0,060	0,068
Bitola (AWG)	2 fases (F-F); e.e. = 0,200 m		
2 x 6	0,614	0,574	0,581
2 x 4	0,386	0,411	0,394
2 x 2	0,247	0,278	0,279
2 x 2/0	0,124	0,162	0,173
2 x 4/0	0,078	0,117	0,132
Bitola (AWG)	1 fase + neutro; e.e. = 0,200 m		
1 x 6 (6)	1,680	1,721	2,034
1 x 4 (4)	1,158	1,233	1,184
1 x 2 (4)	0,943	1,034	1,006
1 x 2/0 (2)	0,557	0,661	0,677
1 x 4/0 (2/0)	0,302	0,419	0,457

Nota: e.e. – espaçamento equivalente.

Cópia da ND.50

Tabela 4 – Coeficientes de queda de tensão secundária – cabo pré-reunido (multiplexado) 0,6/1 kV

Queda de tensão percentual (%/kVA x 100 m)									
Formação (mm ²)	$\Delta V_{3\phi}$ (%)			$\Delta V_{2\phi}$ (%)			$\Delta V_{1\phi}$ (%)		
	fp = 1,0	fp = 0,92	fp = 0,80	fp = 1,0	fp = 0,92	fp = 0,80	fp = 1,0	fp = 0,92	fp = 0,80
3x1x35+50	0,207	0,199	0,178	0,413	0,397	0,356	1,080	1,043	0,939
3x1x50+50	0,153	0,149	0,135	0,307	0,298	0,270	0,920	0,894	0,810
3x1x70+50	0,106	0,105	0,097	0,212	0,211	0,194	0,778	0,764	0,696
3x1x95+70	0,076	0,078	0,073	0,153	0,156	0,146	0,547	0,550	0,510
3x1x120+70	0,060	0,063	0,060	0,121	0,126	0,120	0,411	0,506	0,399

Sendo:

$\Delta V_{3\phi}$ (%) – coeficiente de queda de tensão trifásico (3 fases + neutro)

$\Delta V_{2\phi}$ (%) – coeficiente de queda de tensão bifásico (fase - fase)

$\Delta V_{1\phi}$ (%) – coeficiente de queda de tensão monofásico (fase - neutro)

Cópia da ND.50

ANEXO 7

- Calculo da flutuação de tensão para a máquina CA

Nestes calculos considerou-se a potência do transformador de distribuição de 500 kVA (transformador interno da UFU) e a potência nominal da máquina de soldagem RSW CA conforme Item 3.2 é de 54 kVA distante do transformador de distribuição 50 m.

$$S_{cc} = 2 \cdot S_{nom} [kVA] \Rightarrow S_{cc} = 2 \times 54 \Rightarrow S_{cc} = 108 \text{ kVA}$$

$$QT_{trafo} = 6 \times Z(\%) \cdot (S_{cc} / S_{trafo}) \Rightarrow QT_{trafo} = 6 \times 4,5 \cdot (108 / 500) \Rightarrow QT_{trafo} = 5,83\%$$

$$QT_{rede} = k \cdot (L / 100) \cdot S_{cc} \Rightarrow QT_{rede} = 0,086 \cdot (50 / 100) \cdot 108 \Rightarrow QT_{rede} = 4,64\%$$

$$QT_{trafo} + QT_{rede} \leq QT_{flutuação} \Rightarrow 5,83(\%) + 4,64(\%) \geq 4,54(\%) \Rightarrow 10,47(\%) \geq 4,54(\%)$$

Este resultado indica necessidade de estudo e correção.

- Calculo da flutuação de tensão para a máquina MFDC

Nestes calculos considerou-se a potência do transformador de distribuição de 500 kVA e a potência nominal da máquina de soldagem RSW CA conforme Item 3.2 é de 100 kVA distante do transformador de distribuição 50 m.

$$S_{cc} = 2 \cdot S_{nom} [kVA] \Rightarrow S_{cc} = 2 \times 100 \Rightarrow S_{cc} = 200 \text{ kVA}$$

$$QT_{trafo} = Z(\%) \cdot (S_{cc} / S_{trafo}) \Rightarrow QT_{trafo} = 4,5 \cdot (200 / 500) \Rightarrow QT_{trafo} = 1,8\%$$

$$QT_{rede} = k \cdot (L / 100) \cdot S_{cc} \Rightarrow QT_{rede} = 0,086 \cdot (50 / 100) \cdot 200 \Rightarrow QT_{rede} = 8,60\%$$

$$QT_{trafo} + QT_{rede} \leq QT_{flutuação} \Rightarrow 1,8(\%) + 8,60(\%) \geq 4,58(\%) \Rightarrow 10,40(\%) \geq 4,58(\%)$$