



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
CAMPUS TRINDADE
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Miguel Carvalho Silva Barcelos

**Projeto e Desenvolvimento de uma Fonte de Soldagem com Controle de Corrente para
União e Tratamento Térmico de Fios Diamantados**

Florianópolis
2023

Miguel Carvalho Silva Barcelos

**Projeto e Desenvolvimento de uma Fonte de Soldagem com Controle de Corrente para
União e Tratamento Térmico de Fios Diamantados**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Fabio Antonio Xavier, Dr. Eng.

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

Coorientador: Prof. Claudio Abílio da Silveira, Dr. Eng.

Florianópolis

2023

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor,
através do Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária da UFSC.

Barcelos, Miguel

Projeto e Desenvolvimento de uma Fonte de Soldagem com Controle de Corrente para União e Tratamento Térmico de Fios Diamantados / Miguel Barcelos ; orientador, Fabio Antonio Xavier, coorientador, André Luís Kirsten, coorientador, Claudio Silveira, 2023.

127 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Florianópolis, 2023.

Inclui referências.

1. Engenharia Mecânica. 2. Fio diamantado . 3. Soldagem por resistência elétrica. 4. Conversor Ponte Completa. I. Xavier, Fabio Antonio. II. Kirsten, André Luís. III. Silveira, Claudio IV. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. V. Título.

Miguel Carvalho Silva Barcelos

**Projeto e Desenvolvimento de uma Fonte de Soldagem com Controle de Corrente para
União e Tratamento Térmico de Fios Diamantados**

O presente trabalho em nível de Mestrado foi avaliado e aprovado por banca examinadora composta pelos seguintes membros:

Prof. Régis Henrique Gonçalves e Silva, Dr.
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Joabel Moia, Dr.
Instituto Federal de Santa Catarina

Antonio Luiz Schalata Pacheco, Dr.
Universidade Federal de Santa Catarina

Certificamos que esta é a **versão original e final** do trabalho de conclusão que foi julgado adequado para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Coordenação do Programa de Pós-Graduação

Prof. Fabio Antonio Xavier Dr. Eng.
Orientador

Florianópolis, 2023.

Dedico este trabalho aos meus queridos pais.

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus, que me deu força, sabedoria e saúde para enfrentar os desafios ao longo desta jornada. A toda minha família, que me apoiou incondicionalmente desde o princípio.

Ao Prof. Dr. Eng. Fabio Antonio Xavier, que acreditou no meu potencial do início ao fim, pelas inúmeras oportunidades concedidas. Ao Prof. Dr. Eng. André Luís Kirsten, que tanto contribuiu para a realização deste trabalho e pela excelente coorientação. Ao Dr. Eng. Cláudio Abílio da Silveira, que desenvolveu a primeira fonte para soldagem dos fios diamantados no Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP), tornando esta linha de pesquisa possível, e pela excelente coorientação.

Aos queridos amigos Erick Cardoso e Fernando Bordin, por todo apoio, confiança, sabedoria compartilhada comigo e pelos momentos incríveis vivenciados no LMP. Aos amigos Pedro Córdoba, Vinicius Haddad, Beatriz Cardoso, Ariely Miranda, Natalie Heinz, Milton Schneider, Guilherme Mattos, Rafael Wehmuth e Eduardo Ronsoni, pelo apoio e momentos descontraídos que compartilhamos no LMP.

Aos colegas do Instituto de Eletrônica de Potência (INEP), Edhuardo CelliGrabovski e Eduardo Valmir, pelas inúmeras contribuições ao longo do desenvolvimento deste trabalho.

Ao LMP, por proporcionar a realização deste trabalho.

Ao INEP, por disponibilizar a infraestrutura necessária para que este trabalho pudesse ser realizado.

Ao Laboratório de Materiais (LabMat), pelo suporte oferecido.

Ao CNPq, pelo apoio financeiro fornecido.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica (POSMEC).

E a todos aqueles que contribuíram de alguma forma para a execução deste trabalho.

RESUMO

A usinagem de materiais duros e frágeis com fio diamantado é um processo de grande importância para as indústrias de semicondutores e fotovoltaica. Isso tem impulsionado uma crescente demanda por pesquisas a fim de investigar os efeitos dos parâmetros de corte sobre a qualidade da superfície gerada. Para tanto, uma das abordagens envolve a confecção de um laço contínuo de fio diamantado com intuito de reproduzir o processo de corte industrial, demandando o desenvolvimento de máquina-ferramenta e equipamento para fabricação dos fios diamantados contínuos. O Laboratório de Mecânica de Precisão da Universidade Federal de Santa Catarina (LMP – UFSC) já contava com uma fonte para soldagem de fios diamantados pelo processo de soldagem por resistência elétrica, entretanto, devido à ausência de um sistema de controle da corrente elétrica em malha fechada, somado às flutuações na resistência elétrica e na tensão da rede elétrica, era impossível garantir que as soldagens ocorressem sempre em condições semelhantes, o que ocasionava variação de qualidade das soldas e falhas durante o processo. Dessa maneira, esse trabalho objetivou o desenvolvimento de uma nova fonte para soldagem de fios diamantados, com foco na obtenção de repetibilidade nas características mecânicas das soldas e redução das falhas. O equipamento desenvolvido trata-se de um conversor chaveado do tipo Ponte Completa, projetado para operar com frequência de 50 kHz e fornecer corrente contínua e controlada de até 50 A. A compensação da corrente é realizada por um controlador do tipo proporcional-integral, implementado digitalmente por microcontrolador. O sistema mecânico utilizado para fixação das extremidades do fio emprega o conceito *upset welding* para garantir o alinhamento e induzir a força de soldagem. A ferramenta de corte é fabricada a partir da união por soldagem de um segmento de fio diamantado eletrodepositado, com diâmetro de 350 μm . A alma do fio diamantado é um aço A228/A228M, de alta resistência, obtida pelo processo de trefilação a frio, portanto, a inserção de calor durante a soldagem provoca a recristalização dos grãos encruados, causando a fragilização e perda de resistência mecânica. Para aumentar a tenacidade na região da solda, é necessário efetuar um tratamento térmico semelhante à austêmpera, que consiste em aplicar uma corrente elétrica inferior à corrente de soldagem, por um determinado tempo e depois reduzir a zero na forma de rampa, de modo que se obtenha um resfriamento controlado na junta de solda. Os atuais parâmetros do tratamento térmico foram determinados a partir de ensaios de metalografia, ensaios de dureza Vickers e ensaios de rotação em vazio, utilizando fios diamantados contínuos fabricados a partir de diferentes parâmetros. Após o tratamento térmico, a solda obteve resistência mecânica suficiente para resistir aos esforços sofridos durante o corte. Além disso, devido ao controle da corrente em malha fechada, as eventuais falhas durante o processo de soldagem e quebra prematura do fio foram solucionadas. De modo geral, a fonte de soldagem desenvolvida neste trabalho atendeu as expectativas do projeto.

Palavras-chave: soldagem por resistência elétrica, fio diamantado, *upset welding*.

ABSTRACT

Machining hard and brittle materials with diamond wire is a process of great importance for the semiconductor and photovoltaic industries. This has driven a growing demand for research in order to investigate the effects of cutting parameters on the quality of the generated surface. For this purpose, one of the approaches involves making a continuous loop of diamond wire in order to reproduce the industrial cutting process, requiring the development of machine tools and equipment for the manufacture of continuous diamond wires. The Precision Mechanics Laboratory of the Federal University of Santa Catarina (LMP – UFSC) already had a source for welding diamond wires using the electrical resistance welding process, however, due to the absence of a control system for the electrical current in closed circuit, added to the fluctuations in the electrical resistance and in the voltage of the power line, it was impossible to guarantee that the welds always occurred under similar conditions, which caused variation in the quality of the welds and failures during the process. Thus, this work aimed to develop a new source for welding diamond wires, focusing on obtaining repeatability in the mechanical characteristics of welds and reducing failures. The developed equipment is a Full-Bridge type switched converter, designed to operate with a frequency of 50 kHz and supply continuous and controlled current of up to 50 A. The current compensation is performed by a Proportional-Integral type controller, implemented digitally by microcontroller. The mechanical system used to fix the ends of the wire employs the upset welding concept to ensure alignment and induce welding force. The cutting tool is manufactured by welding a segment of electrodeposited diamond wire, with a diameter of 350 μm . The core of the diamond wire is A228/A228M steel, of high resistance, obtained by the cold drawing process, therefore, the insertion of heat during welding causes the recrystallization of hardened grains, causing embrittlement and loss of mechanical strength. To increase the toughness in the weld region, it is necessary perform a heat treatment similar to austempering, which consists of applying an electric current lower than the welding current, for a certain time and then reducing to zero in the form of a ramp, so that the achieve controlled cooling at the weld joint. Current heat treatment parameters were determined from metallography tests, Vickers hardness tests and rotation tests in empty, using continuous diamond wires manufactured from different parameters. After heat treatment, the weld obtained sufficient mechanical strength to resist the efforts suffered during cutting. In addition, due to the closed-loop current control, any failures during the welding process and premature wire breakage were resolved. In addition, due to the closed-loop current control, any failures during the welding process and premature wire break were solved. In general, the source of welding developed in this work met the expectations of the project.

Keywords: resistance welding, diamond wire, upset welding.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Comparação internacional da participação de fontes renováveis na OIE.....	21
Figura 2 - Repartição da OIE 2020.....	22
Figura 3 - Máquina de corte MWS.....	28
Figura 4 - Mecanismos de corte dos processos que utilizam lama abrasiva versus abrasivos fixados ao fio: (a) WSS; (b) DWS.....	28
Figura 5- Diagrama do processo de fabricação do fio diamantado com ligante de resina.....	30
Figura 6- Fio diamantado com ligante de resina.	30
Figura 7- Morfologia do fio diamantado eletrodepositado.....	32
Figura 8- Fio diamantado brasado: (a) após ser revestido; (b) após a brasagem.....	33
Figura 9- Esquema do processo de trefilação a frio e microestrutura obtida após o processo.	34
Figura 10- Micrografia do fio diamantado eletrodepositado.....	35
Figura 11 – Sistema de rotação do fio.	36
Figura 12 – Sistema de avanço	37
Figura 13 – Representação da deflexão do fio.	38
Figura 14- Fio de aço 65Mn soldado a arco.	39
Figura 15- Princípio da soldagem de topo por resistência elétrica.....	41
Figura 16- Efeito pelicular num condutor cilíndrico.....	43
Figura 17- Lóbulo de soldabilidade.....	45
Figura 18- Efeito da recristalização dinâmica nas proximidades da interface da solda.	47
Figura 19- Microestrutura de uma solda de topo por resistência de um fio de aço inoxidável.	47
Figura 20- Microestruturas da ZAC da solda de um metal trabalhado a frio: (a) zona não afetada pelo calor; (b) zona de recristalização; (c) zona fundida.....	48
Figura 21- Microestrutura da ZAC da solda do fio diamantado: (a) zona não afetada pelo calor; (b) zona de recristalização.	48
Figura 22- Dispositivo para soldagem de topo a laser.	49
Figura 23- Primeira versão do dispositivo para soldagem por resistência elétrica.	50
Figura 24- Segunda versão do dispositivo mecânico para soldagem por resistência elétrica. .	51
Figura 25- Problema de alinhamento apresentado no sistema rotativo.	52
Figura 26- Terceira versão do dispositivo mecânico para soldagem por resistência elétrica...	53
Figura 27- Quarta versão do dispositivo mecânico para soldagem por resistência elétrica.....	54

Figura 28- Juntas de solda obtidas por soldagem a laser.	55
Figura 29- Máquina de corte e gravação a laser utilizada para soldagem dos fios diamantados.	56
Figura 30- Primeira versão da fonte de potência para soldagem de fios diamantados.	57
Figura 31- Forma de onda da tensão numa fonte que utiliza Triac para controle de potência em cargas CA.	58
Figura 32- Representação gráfica do processo de soldagem e tratamento térmico.	59
Figura 33- Juntas de solda obtidas por soldagem de topo por resistência elétrica para fios de: (a) 200 μm e (b) 350 μm	59
Figura 34- Segunda versão da fonte de potência para soldagem dos fios diamantados.	60
Figura 35- Fonte de soldagem CA com alimentação monofásica.	61
Figura 36- Fonte de soldagem CC com alimentação trifásica e retificador no lado secundário.	62
Figura 37- Fonte de soldagem por descarga capacitiva de alta tensão.	63
Figura 38- Fonte de soldagem por descarga capacitiva de baixa tensão.	64
Figura 39- Circuito básico de um conversor CC-CC <i>full-bridge</i>	65
Figura 40- Conversor Ponte Completa.	67
Figura 41- Formas de onda conversor Ponte Completa com modulação por deslocamento de fase.	67
Figura 42- Perna Q_A - Q_B sem comutação suave.	69
Figura 43- Perna Q_A - Q_B com comutação suave.	69
Figura 44- Perda de razão cíclica no conversor ZVS-PSFB.	70
Figura 45- Diagrama de blocos da fonte para soldagem de fios diamantados.	73
Figura 46- Análise dinâmica do circuito do conversor e do modelo obtido.	84
Figura 47- Diagrama de blocos da malha de corrente.	85
Figura 48- Resposta em frequência do sistema não compensado.	87
Figura 49- Resposta em frequência do sistema compensado.	88
Figura 50- Simulação do conversor em malha fechada.	90
Figura 51- Teste do conversor em malha fechada.	93
Figura 52- Protótipo da fonte para soldagem de fios diamantados.	94
Figura 53- comportamento da corrente ao longo do processo de soldagem com $C_1=22\text{ A}$ e $C_2=14,5\text{ A}$	96
Figura 54- Metodologia de ensaios de microdureza.	101

Figura 55- Micrografias das soldas do grupo A ($T_3 = 30$ s).	104
Figura 56 – Micrografias das soldas do grupo B ($T_3 = 60$ s).	104
Figura 57 – Comparação da uniformidade da microestrutura: (a) Amostra A2; (b) Amostra B2; (c) Amostra A3, (d) Amostra B3.	105
Figura 58 – Recristalização dos grãos encruados: a) Amostra B1; b) Amostra B2	106
Figura 59 – Perfil de dureza das amostras do grupo A.....	107
Figura 60 – Perfil de dureza das amostras do grupo B.....	107
Figura 61- Microestrutura da amostra B1. (a) 50x; (b) 200x.	108
Figura 62- Microestrutura da amostra B3. (a) 50x; (b) 200x.	108

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Requisitos químicos do aço.	34
Tabela 2 - Efeito das variáveis na soldagem de topo por resistência elétrica.	44
Tabela 3- Especificações de projeto.....	74
Tabela 4- Tabela de parâmetros para validação da fonte.....	95
Tabela 5- Combinações de parâmetros para testes de resistência na máquina de corte.	97
Tabela 6 - Parâmetros de soldagem atuais.	98
Tabela 7- Tabela de variáveis e níveis do planejamento fatorial.....	99
Tabela 8 – Núcleos de ferrite tipo E.	126
Tabela 9 - Fios de cobre esmaltados padrão AWG.....	127

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

UFSC	Universidade Federal de Santa Catarina
LMP	Laboratório de Mecânica de Precisão
POSMEC	Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
INEP	Instituto de Eletrônica de Potência
LABMat	Laboratório de Materiais
OIE	Oferta Interna de Energia
CC	Corrente contínua
CA	Corrente alternada
MWS	<i>Multi Wire Saw</i>
WSS	<i>Wire Slurry Sawing</i>
DWS	<i>Diamond-coated Wire Sawing</i>
ZAC	Zona Afetada pelo Calor
PSFB	<i>Phase-Shift Full Bridge</i>
ZVS	<i>Zero-Voltage-Switching</i>
PCB	<i>Printed Circuit Board</i>
PI	Proporcional-Integral
AWS	<i>American Welding Society</i>
SCR	Retificador Controlado de Silício

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras maiúsculas

$C1$	[A]	Corrente de soldagem
$C2$	[A]	Corrente aplicada durante o tratamento térmico
$T1$	[s]	Tempo de aplicação da corrente de soldagem
$T2$	[s]	Tempo de decaimento da $C1$ para $C2$
$T3$	[s]	Tempo de retenção da $C2$
$T4$	[s]	Tempo de decaimento da $C2$ para zero
T_s	[°C]	Temperatura <i>solidus</i>
I_{out}	[A]	Corrente de saída
F_s	[Hz]	Frequência de comutação
V_{in}	[V]	Tensão no barramento CC
A_e	[cm ²]	Área da perna central do núcleo
A_w	[cm ²]	Área da janela do carretel
P_{out}	[W]	Potência de saída da fonte
V_{out}	[V]	Tensão de saída da fonte
V_F	[V]	Queda de tensão no retificador de saída
D_{ef}		Razão cíclica efetiva
D		Razão cíclica
D_{loss}		Perda de razão cíclica
ΔB	[T]	Variação de densidade de fluxo
K_P		Fator de utilização do primário
K_W		Fator de utilização da janela do núcleo
$N_{P,min}$		Número mínimo de espiras do enrolamento primário
$N_{S,min}$		Número mínimo de espiras do enrolamento secundário
S_{sec}	[cm ²]	Área de cobre necessária para o condutor do enrolamento secundário
S_{prim}	[cm ²]	Área de cobre necessária para o condutor do enrolamento primário
$N_{fios,Prim}$		Número de condutores associados em paralelo necessário para o enrolamento primário

$N_{\text{fios,Sec}}$		Número de condutores associados em paralelo necessário para o enrolamento secundário
L_r	[μH]	Indutância de ressonância
$L_{r(\text{efetiva})}$	[μH]	Indutância efetiva de ressonância
L_{disp}	[μH]	Indutância de dispersão do enrolamento primário do transformador
N_{L_r}		Número de espiras do indutor ressonante
N_{fios,L_r}		Número de condutores associados em paralelo necessário para o enrolamento do indutor ressonante
$N_{L_{\text{out}}}$		Número de espiras do indutor do filtro de saída
$N_{\text{fios},L_{\text{out}}}$		Número de condutores associados em paralelo necessário para o enrolamento do indutor do filtro de saída
$S_{L_{\text{out}}}$	[cm^2]	Área de cobre necessária para o condutor do enrolamento do indutor do filtro de saída
C_{out}	[μF]	Capacitância do filtro de saída
R_{carga}	[Ω]	Resistência elétrica da carga

Letras minúsculas

v_f	[mm/min]	Velocidade de avanço
$v_{f,\text{efet}}$	[mm/min]	Velocidade de avanço efetiva
v_c	[m/s]	Velocidade de corte
$\text{ripple}I$	[%]	Ondulação admitida para a corrente de saída
$\text{ripple}V$	[%]	Ondulação admitida para a tensão de saída
J	[A/cm ²]	Densidade de corrente máxima
At		Relação de transformação
δ	[cm]	Profundidade de penetração da corrente no condutor
lg_{L_r}	[cm]	Largura do entreferro para o indutor ressonante
$lg_{L_{\text{out}}}$	[cm]	Largura do entreferro para o indutor do filtro de saída

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	21
1.1	JUSTIFICATIVA.....	25
1.2	OBJETIVOS	26
1.2.1	Objetivo Geral	26
1.2.2	Objetivos Específicos	26
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	27
2.1	PROCESSO DE CORTE COM MÚLTIPLOS FIOS (MWS).....	27
2.2	FIO DIAMANTADO.....	29
2.2.1	Fio diamantado com ligante de resina	29
2.2.2	Fio diamantado com ligante metálico	31
2.2.3	Núcleo do fio diamantado	33
2.3	PROCESSO DE CORTE COM FIO DIAMANTADO CONTÍNUO	35
2.4	FABRICAÇÃO DE FIOS DIAMANTADOS CONTÍNUOS	38
2.5	SOLDAGEM DE TOPO POR RESISTÊNCIA ELÉTRICA	40
2.5.1	Variáveis do processo de soldagem de topo por resistência elétrica	43
2.5.2	Preparação da junta de solda	45
2.5.3	Aspectos mecânicos e metalúrgicos da solda de topo por resistência	46
2.6	EQUIPAMENTO PARA SOLDAGEM DOS FIO DIAMANTADOS.....	49
2.6.1	Dispositivo mecânico para fixação e alinhamento das extremidades	49
2.6.1.1	<i>Dispositivo para soldagem a laser</i>	49
2.6.1.2	<i>Primeira versão do dispositivo para soldagem por resistência elétrica</i>	50
2.6.1.3	<i>Segunda versão do dispositivo para soldagem por resistência elétrica</i>	51
2.6.1.4	<i>Terceira versão do dispositivo para soldagem por resistência elétrica</i>	52
2.6.1.5	<i>Quarta versão do dispositivo mecânico para soldagem por resistência elétrica</i> ..	53
2.6.2	Fonte de energia para o processo de soldagem	55

2.6.2.1	<i>Fonte de laser</i>	55
2.6.2.2	<i>Fonte de potência para soldagem</i>	56
2.7	TIPOS DE FONTES DE SOLDAGEM POR RESISTÊNCIA ELÉTRICA	60
2.7.1	Fonte de soldagem de corrente alternada	60
2.7.2	Fonte de soldagem de corrente contínua	62
2.7.3	Fonte de soldagem baseada em descarga capacitiva	62
2.7.4	Fontes de soldagem baseadas em sistemas inversores	64
2.8	CONVERSOR CC-CC PONTE COMPLETA.....	66
3	DESENVOLVIMENTO DA FONTE DE SOLDAGEM DE FIOS	
	DIAMANTADOS	71
3.1	PROJETO INFORMACIONAL.....	71
3.2	PROJETO CONCEITUAL.....	72
3.3	PROJETO PRELIMINAR.....	73
3.3.1	Projeto do estágio de potência do conversor	74
3.3.1.1	<i>Dimensionamento do transformador abaixador de alta frequência</i>	74
3.3.1.2	<i>Dimensionamento do indutor ressonante</i>	77
3.3.1.3	<i>Dimensionamento do indutor do filtro de saída</i>	79
3.3.1.4	<i>Dimensionamento do capacitor do filtro de saída</i>	81
3.3.1.5	<i>Resistência de carga</i>	81
3.3.2	Modelagem dinâmica do conversor	82
3.3.3	Projeto do controlador PI	84
3.3.4	Simulação do conversor em malha fechada	89
3.4	IMPLEMENTAÇÃO DO PROTÓTIPO	91
3.5	VALIDAÇÃO DO PROTÓTIPO.....	94
4	MATERIAIS E MÉTODOS	97
4.1	PARAMETRIZAÇÃO DO PROCESSO	97
4.2	PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL	98

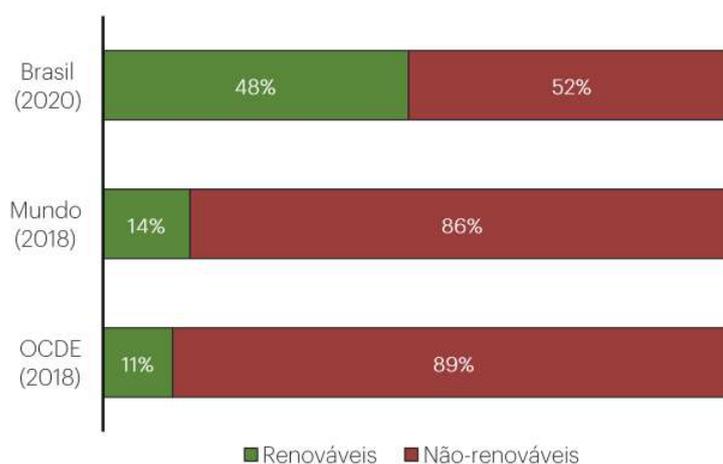
4.2.1	Caracterização microestrutural por microscopia óptica.....	99
4.2.2	Ensaio de microdureza	101
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES	102
5.1	CONSIDERAÇÕES SOBRE O PROCESSO DE SOLDAGEM E A FONTE DESENVOLVIDA.....	102
5.2	CARACTERIZAÇÃO DAS SOLDAS.....	103
6	CONCLUSÕES	109
6.1	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	110
	REFERÊNCIAS	111
	APÊNDICE 1 – Circuito esquemático fonte auxiliar.....	116
	APÊNDICE 2 – Circuito esquemático da placa do microcontrolador.....	117
	APÊNDICE 3 – Circuito esquemático da placa do inversor.....	118
	APÊNDICE 4 – Circuito esquemático da placa de potência.....	119
	APÊNDICE 5 – Circuito esquemático da placa de condicionamento de sinais	120
	APÊNDICE 6 – Projeto da PCB da fonte auxiliar.....	121
	APÊNDICE 7 –Projeto da PCB do microcontrolador.....	122
	APÊNDICE 8 –Projeto da PCB do inversor.....	123
	APÊNDICE 9 –Projeto da PCB de potência.....	124
	APÊNDICE 9 –Projeto da PCB de condicionamento de sinal.....	125
	ANEXO 1	126
	ANEXO 2	127

1 INTRODUÇÃO

O crescimento tecnológico nos últimos anos associado ao crescimento econômico é o principal responsável pelo aumento da demanda de energia elétrica. Para atender à demanda de energia, é necessário construir novas usinas geradoras e isso envolve, inevitavelmente, problemas ambientais e sociais causados pela instalação das estruturas e emissão de poluentes [1]. Nas últimas décadas, cientistas e ambientalistas do mundo todo têm acompanhado as mudanças climáticas e afirmam que elas estão ocorrendo devido ao acúmulo de gases na atmosfera, sobretudo o CO₂ que é um dos principais contribuintes para o efeito estufa. Esses gases ficam retidos na atmosfera impedindo que parte dos raios solares seja refletida, o que resulta no aumento da temperatura da Terra. O aumento da concentração de CO₂ na atmosfera é atribuído à intensificação da queima de combustíveis fósseis após a revolução industrial [2,3].

Segundo estudos recentes, as fontes não renováveis possuem uma representatividade de mais de 80% na matriz energética mundial, sendo os derivados do petróleo as principais fontes. No gráfico da Figura 1 nota-se que há um equilíbrio entre fontes renováveis e não renováveis na matriz energética brasileira, divergindo bastante em relação à média mundial.

Figura 1 - Comparação internacional da participação de fontes renováveis na OIE.



Fonte: [4].

A boa representatividade das fontes renováveis na matriz energética brasileira se deve a um conjunto de fatores, os principais são: clima e solo favorável ao cultivo da cana-de-açúcar, grande potencial hidráulico e alto preço do petróleo e derivados. Entretanto, eventos como a flutuação do mercado e escassez de chuva influenciam na capacidade de oferta e no

preço da energia elétrica. A utilização de fontes alternativas, como a energia solar e eólica, pode conter tais inconvenientes. A Figura 2 mostra a repartição da Oferta Interna de Energia (OIE) 2020.

Figura 2 - Repartição da OIE 2020.



Fonte: [4].

Dentre as fontes listadas como “Outras renováveis” está a energia solar, que pode ser utilizada para gerar eletricidade de forma direta e indireta. Quando a geração de energia elétrica ocorre de forma direta é chamada de energia solar fotovoltaica, que consiste na utilização de um sistema baseado em um substrato com características semicondutoras que converte diretamente a luz em eletricidade [5]. A geração de energia elétrica a partir de sistemas fotovoltaicos possui baixo impacto ambiental e tem conquistado espaço inclusive na microgeração. No entanto diversos fatores limitam a disseminação dessa tecnologia, entre eles o custo de fabricação e o custo das matérias-primas.

A principal matéria-prima utilizada como substrato nas células fotovoltaicas é o cristal de silício, compondo cerca de 80% das células produzidas, sendo que apenas a indústria fotovoltaica absorve aproximadamente 90% da produção mundial do cristal de silício [5]. A primeira etapa de fabricação das células fotovoltaicas consiste na obtenção dos lingotes de cristal de silício, o processo subsequente consiste na obtenção dos *wafers*, que são lâminas de pequenas espessuras obtidas a partir do processo denominado *wafering*, que promove o fatiamento do lingote por meio de uma máquina de corte que utiliza múltiplos fios abrasivos (MWS, do inglês *Multi Wire Saw*). A complexidade do processo de corte somada à natureza frágil do material faz com que esta etapa seja considerada a mais crítica da cadeia produtiva, o que dificulta a redução dos custos das células fotovoltaicas [5].

A busca pela redução dos custos de fabricação e maior eficiência no processo de *wafering* deu origem à técnica de usinagem com fios revestidos galvanicamente com diamante (DWS, do inglês *Diamond-coated Wire Sawing*), uma técnica similar à empregada desde a década de 90 que utiliza suspensão abrasiva para remoção de material. A serra de fio diamantado possui cinemática similar à da serra que utiliza suspensão abrasiva, mas difere em relação ao mecanismo de remoção do material, e conseqüentemente as características da superfície gerada a partir desses dois métodos também são diferentes [5].

A técnica que utiliza abrasivos fixos na alma do fio traz vantagens em relação à técnica baseada em suspensão abrasiva e aos poucos vem conquistando espaço no processo de *wafering* e no corte de outros materiais de natureza dura e frágil. Com base nesse fator, a comunidade científica segue buscando meios para otimizar o processo e melhorar a integridade da superfície das peças usinadas, e avaliar a aplicação da tecnologia a outros materiais de engenharia. Através do conhecimento sobre as influências dos parâmetros e condições de usinagem, no que diz respeito à qualidade da superfície e desgaste dos grãos abrasivos, é possível estipular condições ótimas de usinagem e obter máximo desempenho, tanto em relação aos custos do processo quanto à qualidade/integridade da superfície.

Com objetivo de investigar o processo de corte com fio diamantado e analisar o desgaste do fio diamantado, Knoblauch [6] propôs um conceito de máquina baseado na utilização de um segmento de fio soldado em forma de *loop*. A intenção foi trabalhar com corte contínuo, utilizando a mesma cinemática de uma serra fita, isto é, sem interrupção ou inversão no sentido de corte. A ideia de utilizar um segmento de fio com as extremidades unidas possibilitou o rastreamento dos grãos de diamante para a análise do desgaste. No método convencional isso não seria viável, já que o processo demanda vários quilômetros de fio. Para isso foi necessário desenvolver um equipamento capaz de soldar as extremidades do fio, de modo que a união fosse suficientemente resistente para suportar os esforços atuantes durante a usinagem [6].

Ao longo do desenvolvimento proposto, observou-se que a soldagem dos fios possui certas dificuldades, principalmente em função dos pequenos diâmetros e das características metalúrgicas do fio utilizado. A soma desses fatores faz com que a microestrutura na região da solda se torne frágil imediatamente após a soldagem, inviabilizando o uso do fio na máquina de corte. A solução para tornar o fio utilizável após o procedimento de soldagem foi realizar um tratamento térmico na sequência, utilizando o mesmo princípio de aquecimento, por efeito Joule, em que uma corrente elétrica inferior a corrente utilizada na soldagem seria utilizada para

aquecer o fio e realizar um tratamento térmico cujo objetivo era reduzir a dureza e aumentar a ductilidade na região da solda [7].

Apesar das dificuldades mencionadas foi possível obter juntas de solda com resistências suficientes para os ensaios de corte e posterior investigação do desgaste dos abrasivos. No entanto a taxa de sucesso do processo de soldagem era baixa, além disso, muitas vezes a solda formada não possuía resistência suficiente, o que provocava a ruptura do fio logo no início da usinagem. Dos fatores que contribuem para a não uniformidade nas características da solda destacam-se: ausência de controle dos parâmetros de soldagem, variabilidade na resistência de contato entre as faces, influenciada pela rugosidade, alinhamento e pressão entre elas.

Com base na problemática apresentada no parágrafo anterior, surgiu a proposta de desenvolver uma fonte de soldagem que fosse capaz de fornecer uma corrente de soldagem controlada, garantindo assim a repetibilidade nas características das soldas e o controle da microestrutura dela. É importante ressaltar que a variabilidade das resistências de contato entre as faces é normal, visto que a preparação é realizada manualmente. Além disso, as folgas do dispositivo geradas pelo desgaste natural do dispositivo de fixação fazem com que as condições de contato entre as faces sejam ligeiramente diferentes entre processos, dificultando a obtenção de repetibilidade nos valores de resistência. Por se tratar de fios de pequenos diâmetros (350 μm), as influências dos parâmetros de soldagem são amplificadas, isto é, pequenas variações nos parâmetros podem provocar grandes variações nas características da solda.

A preparação das faces do fio é considerada uma etapa crítica para o processo de soldagem de topo por resistência elétrica dos fios diamantados. Os segmentos utilizados na fabricação dos fios em *loop* são cortados de um carretel de fio diamantado. Após o corte, as extremidades dos fios adquirem irregularidades na superfície de suas faces que inviabilizam o alinhamento entre elas e comprometem a equalização da geração de calor por efeito Joule. Visto isso, a preparação das faces inclui o lixamento com granulometria crescente, de modo a remover a rugosidade excessiva e torná-las perfeitamente planas.

O alinhamento das faces é outro fator crítico. Em função dos pequenos diâmetros, o alinhamento das faces no dispositivo de fixação é um trabalho minucioso e exige o uso de um microscópio para fazê-lo com êxito. Além da dificuldade relativa aos pequenos diâmetros, o dispositivo de fixação possui folgas em seu mecanismo que torna ainda mais difícil o alinhamento perfeito entre as faces. O desalinhamento entre as faces afeta tanto o processo de soldagem quanto a vida útil do fio. O processo é afetado pela restrição do canal que flui a corrente

elétrica, isto é, quando as faces estão desalinhadas há uma redução da área de contato, alterando assim a resistência elétrica e conseqüentemente a geração de calor. Considerando que haja consolidação da solda mesmo com as faces desalinhadas, a vida útil do fio será reduzida, visto que foi criado um ponto de impacto entre o fio e a peça usinada.

Outro fator de grande importância na consolidação da solda e na formação da microestrutura da solda é a escolha correta dos parâmetros de união. Em função dos pequenos diâmetros e das próprias características do fio, pequenas variações de corrente são suficientes para causar a falha do processo de soldagem, além disso, o calor inserido no fio durante a soldagem provoca a têmpera do aço. A recuperação das propriedades mecânicas do fio depende da realização de um tratamento térmico de austêmpera na sequência.

Dado que o controle dos parâmetros não é garantido pela fonte de soldagem desenvolvida no início da linha de pesquisa, a ausência de controle das correntes elétricas de soldagem e de tratamento térmico faz com que as condições de soldagem sejam distintas a cada repetição do processo, visto que a resistência de contato eletrodo-fio e face-face varia de processo para processo, refletindo diretamente na corrente de soldagem e por fim, no calor gerado. Além das variações impostas pelas imperfeições do dispositivo de fixação e preparo das faces, a instabilidade na rede elétrica reflete diretamente na entrega de energia da fonte, o que prejudica significativamente a qualidade da união.

1.1 JUSTIFICATIVA

Com controle da corrente elétrica de soldagem em malha fechada é possível obter repetibilidade das condições de soldagem e, conseqüentemente, nas características microestruturais na região da solda. Além disso, com um controle mais preciso é possível fazer o ajuste fino dos parâmetros de soldagem, melhorar a etapa de tratamento térmico e obter uma microestrutura com propriedades mecânicas adequadas para o corte.

As melhorias esperadas na soldagem do fio diamantado trazem a possibilidade de trabalhar com velocidades de corte maiores de forma segura. Em artigo publicado, Costa *et al.* [8] analisaram a superfície do silício monocristalino após o corte com fio diamantado. Segundo os autores, a superfície apresenta melhores condições quando a velocidade de corte é aumentada e a velocidade de avanço reduzida.

Além da utilidade na soldagem dos fios diamantados, a fonte desenvolvida pode ser empregada na soldagem por resistência elétrica de fios de outros materiais metálicos, desde que sejam bons condutores, apresentando como principal vantagem a possibilidade de controlar a microestrutura da solda.

1.2 OBJETIVOS

1.2.1 Objetivo Geral

Aumentar a taxa de sucesso do processo de soldagem, obter repetibilidade e melhorias na resistência mecânica da solda, para que seja possível alcançar maiores velocidades de corte.

1.2.2 Objetivos Específicos

São objetivos específicos deste trabalho:

- i. desenvolver uma nova fonte de soldagem utilizando como base em um conversor chaveado do tipo Ponte Completa com controle da corrente elétrica;
- ii. validar o equipamento quanto a capacidade de soldagem dos fios diamantados;
- iii. determinar os parâmetros do tratamento térmico que contribuem para obtenção de maior resistência mecânica das soldas;
- iv. caracterizar a solda com base na microestrutura e dureza;
- v. produzir fios diamantados contínuos para testes de corte.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

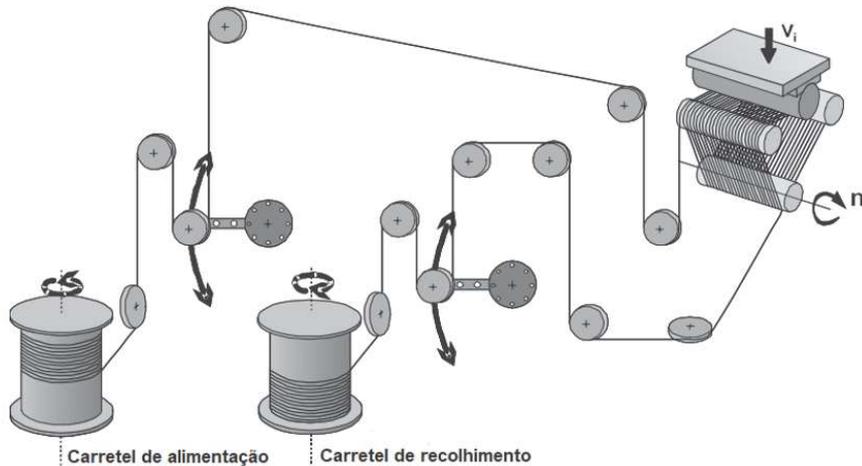
Este capítulo tem como objetivo contextualizar a pesquisa por meio de uma revisão bibliográfica sobre o processo de corte com fio diamantado, as características metalúrgicas do fio e suas propriedades mecânicas, o processo de soldagem de topo por resistência elétrica, as principais topologias de fontes empregadas neste processo e o conversor CC-CC, que é a base da fonte desenvolvida neste trabalho.

2.1 PROCESSO DE CORTE COM MÚLTIPLOS FIOS (MWS)

O processo de corte com múltiplos fios (MWS) é parte do grupo dos processos de usinagem com geometria não definida, que se caracteriza pela utilização de grãos abrasivos para remoção de material e está inserido no subgrupo de usinagem com fios abrasivos. Esse processo surgiu para corte de materiais com comportamento duro e frágil, como silício, utilizado pelas indústrias de semicondutores, eletrônica e automobilística, na fabricação de células fotovoltaicas, chips e componentes para aplicações em Eletrônica de Potência. O MWS substituiu a tecnologia *Inner Diameter Slicing* (ID) no processo de *wafering* devido às inúmeras vantagens oferecidas, dentre elas destaca-se a maior produtividade, que de acordo com Klocke [9] supera 400% em comparação com o processo ID dependendo do diâmetro do fio utilizado, menor perda de material removido do canal de corte e menos danos na superfície do material [2,5,6,7].

O processo é baseado na formação de um tear com centenas de fios dispostos em paralelo, originados de um único carretel que alimenta o processo, enquanto outro carretel faz o recolhimento do fio usado, conforme ilustrado na Figura 3. De acordo com Klocke [9], o lingote é avançado sobre o tear com velocidades que variam de 0,5 a 1 mm/min. Apesar das baixas velocidades de avanço, o processo é capaz de produzir centenas de *wafers* simultaneamente, garantindo alta produtividade. O tear é formado a partir de um sistema composto de polias que guiam o fio e o mantêm tensionado durante o processo, e rolos com sulcos paralelos e igualmente espaçados. O movimento que o fio realiza é do tipo reciprocante, isto é, desloca-se para frente e para trás, sendo necessário que o deslocamento seja maior no sentido de alimentação, o que garante a constante renovação do fio durante o processo [6,9].

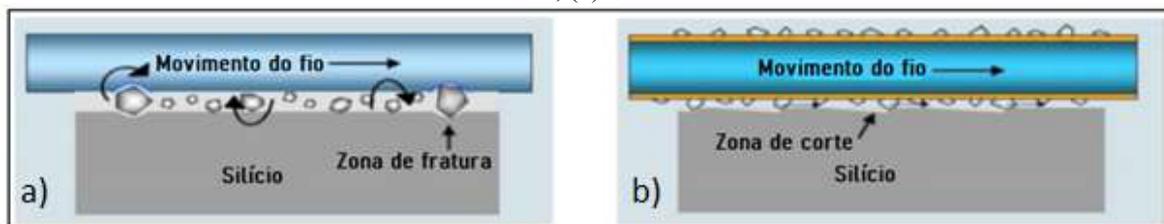
Figura 3 - Máquina de corte MWS.



Fonte: traduzido de [9].

O MWS possui duas variantes que se diferenciam basicamente pela forma que o abrasivo é empregado, podendo ser pulverizado fluido misturado com abrasivos sobre o fio liso (WSS) ou fios revestidos com abrasivos, geralmente grãos de diamante (DWS). No WSS, a lama abrasiva é carregada pelo fio para dentro do canal de corte, onde os grãos abrasivos rolam sobre a superfície, o que gera a remoção de material por desgaste de três corpos, como mostrado na Figura 4 (a), análogo ao que ocorre na lapidação [5]. Já no método DWS, os grãos possuem orientação restrita e trajetória predefinida. Assim, a remoção de material ocorre por desgaste de dois corpos, promovido pelo arrastamento do grão sobre a superfície, conforme é mostrado na Figura 4 (b)[5,9].

Figura 4 - Mecanismos de corte dos processos que utilizam lama abrasiva versus abrasivos fixados ao fio: (a) WSS; (b) DWS.



Fonte: traduzido de [11].

O mecanismo de remoção de material presente no processo com fio diamantado torna-o muito vantajoso em relação ao processo que utiliza lama abrasiva. No aspecto produtivo, o DWS supera em duas a três vezes o WSS, que devido às maiores taxas de remoção de material demanda tempos de corte menores. Em relação ao consumo da ferramenta, o DWS requer

menores distâncias de fio e pode ser reutilizado por até quatro vezes, enquanto no WSS o fio atinge o fim de vida após o primeiro uso [5,6].

Além das vantagens supracitadas, o processo de corte com fio diamantado posiciona-se como uma tecnologia mais ecológica e eficiente, devido às menores perdas de corte e à melhor qualidade superficial. No processo WSS, o material removido se mistura à lama abrasiva, tornando difícil sua reciclagem [3,6,8].

2.2 FIO DIAMANTADO

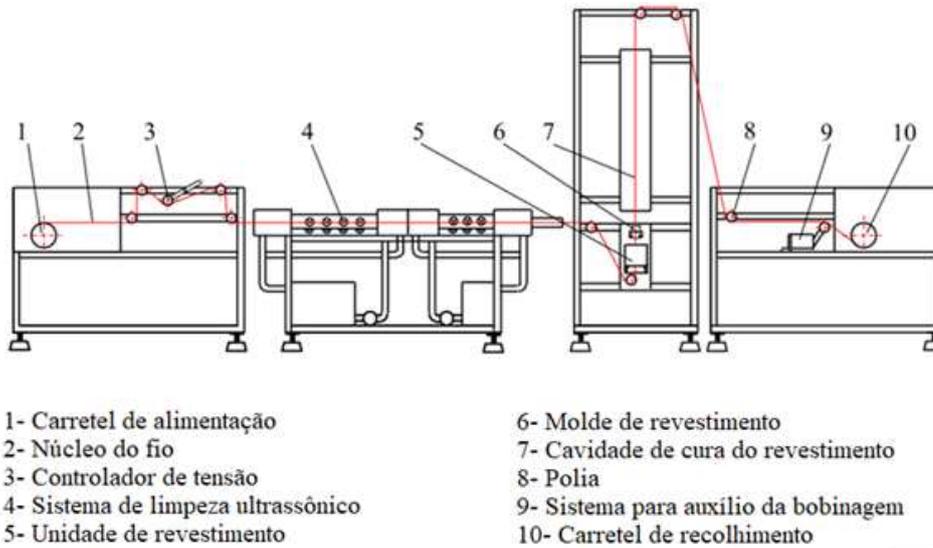
O fio diamantado utilizado no processo DWS é formado por grãos abrasivos distribuídos aleatoriamente sobre um núcleo de aço e fixados por uma camada de material ligante. Devido à orientação restrita, os grãos abrasivos tornam-se pontos de corte fixos com trajetória quase plana. Além disso, a ação simultânea dos gumes cinemáticos e a transferência da forma do grão para a superfície do material usinado fazem que o processo de corte com fio diamantado seja comparado com o processo de retificação convencional [5]. Entretanto, diferente de grande parte dos rebolos, que podem ser dressados para expor novos gumes afiados [9], o fio diamantado possui uma única camada abrasiva e atinge o fim de vida quando perde a capacidade de remover o material, seja por desgaste ou por arrancamento dos grãos abrasivos.

De modo geral, as ferramentas abrasivas baseadas em grãos ligados podem utilizar resinas, materiais vítreos ou metais como ligantes [9], entretanto, apenas os ligantes resinoides e metálicos são aplicados na fabricação de fios diamantados [5,9,13,14].

2.2.1 Fio diamantado com ligante de resina

O fio diamantado que utiliza resina como ligante é fabricado a partir da aplicação de uma mistura uniforme de abrasivos e resina sobre um fio de aço de alta resistência. Durante o processo, o fio é puxado do carretel de alimentação enquanto recebe a mistura abrasiva e um segundo carretel faz o recolhimento do fio revestido. Após receber a mistura, o fio passa por um molde, que garante a uniformidade no diâmetro e protusão dos gumes. A cura total da mistura é um processo demorado, dessa forma é necessário realizar uma pré-cura para que o fio possa ser bobinado [13]. Uma representação do processo pode ser vista na Figura 5.

Figura 5- Diagrama do processo de fabricação do fio diamantado com ligante de resina.

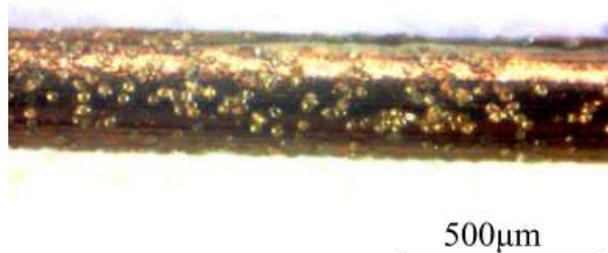


Fonte: adaptado de [13].

Para que haja ligação resistente entre as partes envolvidas, é necessário que o ligante de resina apresente boa molhabilidade com o abrasivo de diamante e com o núcleo do fio. De acordo com Ge [13], geralmente utiliza-se resina fenólica, resina epóxi e poliuretano na composição do ligante. Entretanto, as características do fio diamantado podem ser variadas conforme a proporção dos componentes utilizados na mistura.

Comparado ao fio diamantado com ligante metálico, o fio diamantado com ligante de resina, apresentado na Figura 6, apresenta como vantagens o menor custo de fabricação [5,12], a maior uniformidade na protusão dos grãos abrasivos distribuídos sobre o núcleo do fio e a maior elasticidade da camada de ligante, que favorece a redução de trincas na superfície do material e permite a remoção de material no modo dúctil [15].

Figura 6- Fio diamantado com ligante de resina.



Fonte: [13]

Apesar das vantagens supracitadas, a baixa força de adesão da resina com os abrasivos e a baixa resistência ao calor fazem com que haja descolamento de abrasivos e redução da vida útil da ferramenta [12,15,16]. Em função disso, o fio diamantado com ligante metálico, fabricado a partir do processo de eletrodeposição, tornou-se predominante na indústria fotovoltaica [12].

2.2.2 Fio diamantado com ligante metálico

As ferramentas abrasivas ligadas por materiais metálicos são fabricadas a partir dos processos de eletrodeposição, brasagem ou sinterização. No entanto, para fabricação de fio diamantado, aplicam-se somente os processos de eletrodeposição e brasagem, devido à utilização de única camada de abrasivos [5].

De acordo com Li [12], o processo de brasagem garante alta retenção dos abrasivos, entretanto, o calor inserido pelo processo afeta as propriedades mecânicas do fio, por isso é adequado apenas para fios de diâmetros maiores. Em contrapartida, há uma tendência para redução do diâmetro dos fios diamantados utilizados na indústria, devido à redução das perdas de corte e melhora na qualidade da superfície. O processo de eletrodeposição, entretanto, deve ser uma tendência no futuro devido à vida útil maior, melhor resistência ao desgaste e possibilidade de fabricar fios de pequenos diâmetros, contribuindo com a tendência de utilização de fios cada vez mais finos.

O processo de eletrodeposição é descrito por Pasa e Munford [17] como um processo eletroquímico que permite a deposição de camadas sólidas na superfície de materiais condutores. A formação dos eletrodos ocorre pela passagem de uma corrente elétrica entre dois eletrodos imersos numa solução eletrolítica. Os eletrodos são denominados eletrodo de trabalho (cátodo), que constitui a peça a ser eletrodepositada, e contra-eletrodo (ânodo), necessário para fechamento do circuito elétrico. As soluções eletrolíticas geralmente são soluções aquosas contendo íons positivos e negativos preparados a partir da dissolução de sais metálicos [17].

No que diz respeito à fabricação de ferramentas diamantadas, o eletrodo de trabalho é a base da ferramenta que receberá os grãos de diamante e o contra-eletrodo geralmente é uma cesta de titânio contendo esferas de níquel [18,19].

O processo de fabricação do fio diamantado eletrodepositado, inicia-se com a eletrodeposição de uma fina camada de níquel sobre o núcleo do fio. Essa etapa é denominada pré-

níquel e tem a função de garantir total contato entre a camada de níquel eletrodepositada e o núcleo do fio. A próxima etapa consiste em imergir o fio numa cuba contendo grande quantidade de grãos abrasivos misturados à solução eletrolítica, de modo que a superfície do fio seja recoberta por grãos abrasivos. Nessa etapa há formação de uma fina camada de níquel, cuja função é garantir a fixação primária dos abrasivos no núcleo do fio. Após a etapa de fixação dos grãos, o fio é retirado da solução contendo abrasivos e imerso em solução eletrolítica espessante, como descrito por Li [12], cuja função é promover o espessamento da camada de níquel e garantir que a protusão dos grãos esteja de acordo com o especificado, aproximadamente um terço do diâmetro do abrasivo [8,15,17]. A estrutura do fio diamantado eletrodepositado está apresentada na Figura 7.

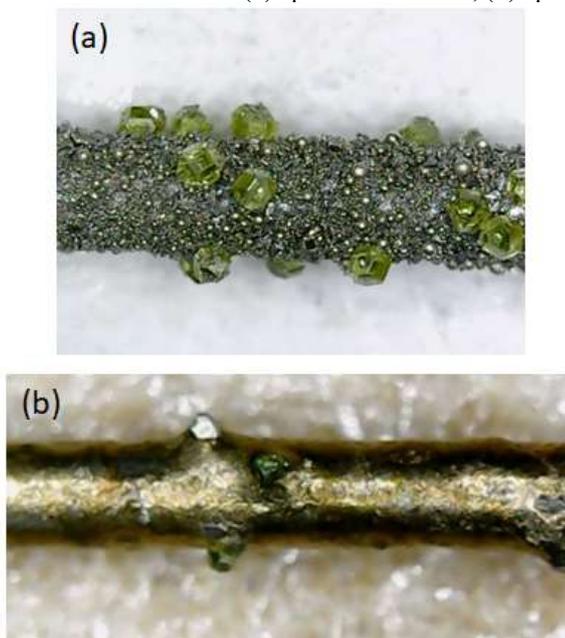
Figura 7- Morfologia do fio diamantado eletrodepositado.



Fonte: adaptado de [12,19].

Outro tipo de fio diamantado com ligante metálico, mostrado na Figura 8, é fabricado pelo processo de brasagem. O processo de fabricação do fio diamantado brasado inicia-se com a aplicação de um aglutinante na forma de gel ou líquido cuja função é tornar a superfície do fio adesiva. Em seguida, os grãos de diamante e a liga de brasagem na forma de pó são aspergidos sobre a superfície do fio. A próxima etapa consiste na brasagem do fio numa câmara de aquecimento preenchida com argônio [5,21–23]. Por fim, o fio é tratado termicamente [5,22,23].

Figura 8- Fio diamantado brasado: (a) após ser revestido; (b) após a brasagem.



Fonte: adaptado de [23].

O fio diamantado fabricado pelo processo de brasagem apresenta como vantagem a maior resistência de retenção dos grãos abrasivos quando comparado às demais tecnologias de fabricação de fios diamantados, e por isso é possível maior exposição dos grãos abrasivos [12,23]. Entretanto, as propriedades mecânicas do fio são afetadas pela temperatura do processo de brasagem, o que faz com que este método seja adequado apenas para fabricação de fios de maiores diâmetros [12].

2.2.3 Núcleo do fio diamantado

O fio diamantado eletrodepositado, amplamente utilizado pela indústria fotovoltaica e objeto desta pesquisa, é fabricado a partir de um núcleo de aço de alta resistência, do tipo fio de piano [20,22]. O fio de música, ou simplesmente fio de piano, é constituído de aço temperado de alto teor de carbono e foi originalmente projetado para aplicações em piano e instrumentos musicais similares, entretanto, em função da alta resistência à tração, alta ductilidade e alto limite elástico, seu uso foi expandido para outras aplicações, incluindo molas [24].

A norma ASTM A228/A228M [25] especifica o padrão de qualidade do fio de piano, incluindo aspectos mecânicos, metalúrgicos e estéticos. A Tabela 1 traz a composição química necessária para que o aço seja considerado aço de fio de piano.

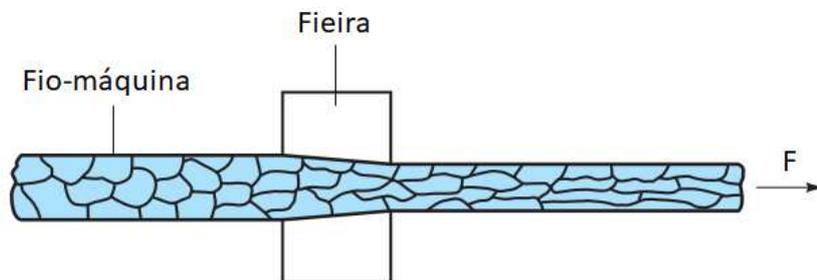
Tabela 1 - Requisitos químicos do aço.

Elemento	Composição, %
Carbono	0,70 – 1,00
Magnésio	0,20 – 0,70
Fósforo, máx	0,025
Enxofre, máx	0,030
Silício	0,10 – 0,30

Fonte: adaptado de [25].

O fio de piano é obtido pelo processo de trefilação a frio do fio-máquina de aço ASTM A228. O processo consiste em passar o fio-máquina através de uma ou mais fieiras em série, mediante a aplicação de uma força de tração na saída. A deformação do fio-máquina pela passagem na fieira resulta na redução do diâmetro e aumento do seu comprimento [26]. A deformação plástica do metal depois de trefilado a frio faz com que os grãos assumam uma forma tipicamente alongada, conforme esquematizado na Figura 9.

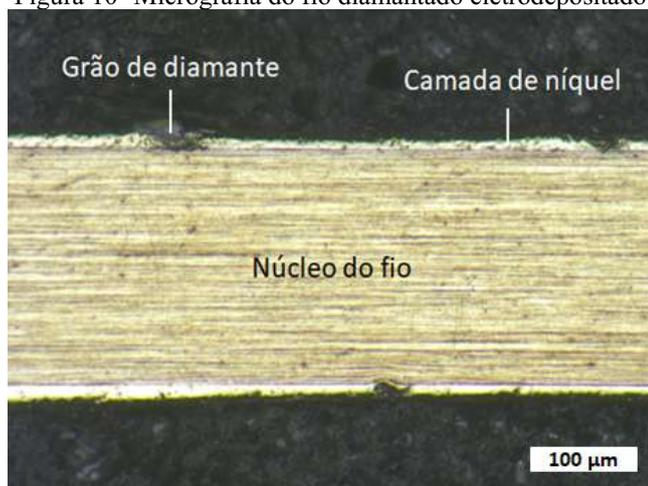
Figura 9- Esquema do processo de trefilação a frio e microestrutura obtida após o processo.



Fonte: adaptado de [27].

A microestrutura típica do fio diamantado eletrodepositado pode ser vista na Figura 10. É possível observar que os grãos são severamente deformados pelo processo de trefilação a frio.

Figura 10- Micrografia do fio diamantado eletrodepositado.



Fonte: o autor.

Segundo Vlack [24], o movimento de discordâncias ao longo dos planos de escorregamento e a distorção dos planos resultantes das deformações dos grãos adjacentes tornam a estrutura cristalina desordenada, e em função disso, o escorregamento posterior torna-se mais difícil e a dureza do metal é aumentada. Além do aumento da dureza, o trabalho a frio aumenta o limite de escoamento e o limite de resistência do metal.

Em contrapartida, segundo Shackelford [23] e Vlack [28], os grãos severamente distorcidos são bastante instáveis, pois estão cheio de discordâncias e outras imperfeições, e quando submetidos a temperaturas elevadas, em que há mobilidade atômica suficiente, pode ocorrer a formação de uma nova microestrutura. Tal fenômeno é chamado recristalização e geralmente ocorre em temperaturas entre um terço e metade da temperatura absoluta de fusão do metal [28].

2.3 PROCESSO DE CORTE COM FIO DIAMANTADO CONTÍNUO

A linha de pesquisa sobre DWS contínuo no Laboratório de Mecânica de Precisão da Universidade Federal de Santa Catarina surgiu a partir das dificuldades de correlacionar a velocidade de corte alternante do fio e a superfície obtida pelo processo de *wafering* empregado na indústria. Além disso, compreender os mecanismos de desgaste da ferramenta é um fator de extrema importância para otimização do processo, considerando que o custo gerado com o próprio fio diamantado representa cerca de 20% do custo total do processo de *wafering* [6].

Com base nas motivações supracitadas, Knoblauch [6] propôs um conceito de máquina-ferramenta para corte com fio diamantado contínuo, que utilizaria um segmento de fio diamantado soldado em forma de *loop*, com aproximadamente 1 metro de comprimento, e tornaria possível monitorar o desgaste a partir do rastreamento de um grupo de grãos de diamante. Além disso, o movimento contínuo viabilizaria correlacionar os parâmetros de corte com a qualidade da superfície obtida.

A bancada experimental foi desenvolvida a partir da reconfiguração de um torno de ultraprecisão desenvolvido por Stoeterau [29]. O sistema possui guias lineares e eixos rotativos montados sobre mancais aerostáticos, os quais garantem rigidez e precisão ao sistema rotativo. O movimento de rotação do fio é promovido por um motor trifásico e a velocidade de rotação, que define a velocidade de corte v_c , pode ser variada de 7 a 26 m/s por meio de um inversor de frequência. O conjunto móvel ilustrado na Figura 11 flexibiliza o uso da máquina para fios de diferentes comprimentos. Além disso, com auxílio de uma mola calibrada e um pistão pneumático, esse conjunto atua na manutenção da tensão do fio e na compensação das forças de avanço [5,6].

Figura 11 – Sistema de rotação do fio.

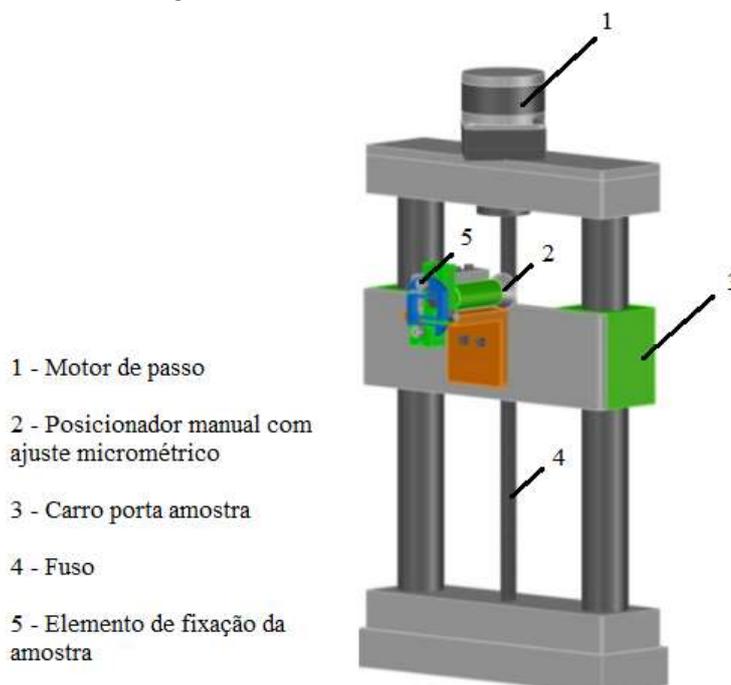


Fonte: adaptado de [6].

O sistema de avanço mostrado na Figura 12 conta com dois eixos de movimentação: eixo y para o avanço da peça e eixo z para o ajuste da espessura do corte. Inicialmente utilizava-se um sistema baseado em contrapesos para movimentação do eixo y , que proporcionava força de avanço constante, entretanto a velocidade de avanço v_f sofria variações conforme a progressão do desgaste dos grãos de diamante. Posteriormente o carro porta-amostra foi acoplado a um fuso de esferas recirculantes com acionamento por motor de passo. Para gerenciamento do

sistema, foi necessário desenvolver uma eletrônica dedicada e também uma interface de comando. A movimentação do eixo z é dada por um posicionador manual com ajuste micrométrico com curso máximo de 65 mm [5].

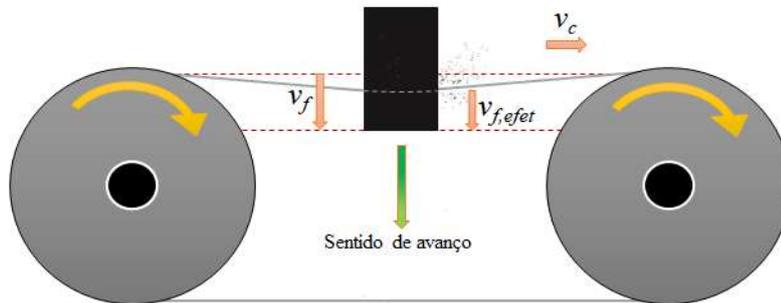
Figura 12 – Sistema de avanço



Fonte: adaptado de [5].

Após Costa [5] implementar o sistema de avanço eletromecânico, a v_f tornou-se uma variável de entrada do processo e dessa forma seria possível efetuar cortes com a v_f constante. Entretanto, observou-se que esse parâmetro não se comporta exatamente como definido pelo operador. Devido a sua pouca rigidez, o fio diamantado sofre uma deflexão durante o corte, fazendo com que o avanço do fio no interior da amostra não coincida com o avanço efetuado pelo carro porta-amostra, apresentando um valor efetivo $v_{f,efet}$, conforme ilustrado na Figura 13. Essa deflexão está relacionada à taxa de remoção de material, que por sua vez é resultado da $v_{f,efet}$. Além disso, foi verificado que o aumento na v_c reduz a deflexão do fio e, conseqüentemente, aumenta a $v_{f,efet}$.

Figura 13 – Representação da deflexão do fio.



Fonte: o autor.

Costa [5] observou um acréscimo na taxa de remoção de material quando a tensão do fio foi aumentada de 20 N para 30 N. Esse comportamento é atribuído ao aumento da rigidez da ferramenta, que passa a defletir menos e tem $v_{f,efet}$ mais próxima de v_f . Entretanto, o aumento da tensão do fio, de modo a reduzir sua deflexão, é limitado pelas características da máquina-ferramenta e principalmente pela resistência à tração do fio, que é afetada pelo processo de soldagem.

2.4 FABRICAÇÃO DE FIOS DIAMANTADOS CONTÍNUOS

Os primeiros relatos de utilização e fabricação de fios diamantados contínuos foram feitos por Suwabe *et al.* [30], que buscavam o aumento da velocidade de corte para processamento de cerâmica com fio diamantado. Para a fabricação da ferramenta, os autores selecionaram 7 tipos de fio diferentes: fio do tipo corda de piano de 200 μm (SWRS 80A), fio de aço de alto carbono (S 80 C), fio de aço inoxidável (SUS 304), fio de bronze fosforoso, fio de molibdênio, fio de tungstênio e fio de tântalo-tungstênio-molibdênio. O método de união proposto foi por soldagem a laser YAG, posicionando as extremidades do fio topo a topo. Os experimentos de soldagem foram realizados em vácuo. Após a soldagem, os fios foram submetidos a tratamento térmico de uma hora a fim de aumentar a resistência à tração. Segundo os autores, o método de soldagem a laser foi selecionado devido a excelente concentração de energia, que poderia minimizar os efeitos do calor e obter pequenas zonas afetadas pelo calor. Entretanto, a solda dos fios a base de tungstênio e molibdênio não foi possível, os autores atribuíram o insucesso ao ponto de fusão muito elevado em relação aos demais fios.

Outros relatos de utilização e fabricação de fios diamantados contínuos foram feitos por Ge *et al.* [31] e Gao *et al.* [32,33], que aplicaram o método de corte com fio diamantado

contínuo para corte de granito. Para isso foi utilizado um fio de aço 65Mn trefilado a frio com 800 μ m de diâmetro, contendo 0,62 a 0,70% de carbono, 0,17 a 0,37% de silício e 0,9 a 1,2% de magnésio. Primeiramente o fio foi soldado em *loop* por arco de argônio e eletrodo de tungstênio. Os autores utilizaram uma mesa plana para posicionar as extremidades topo a topo sem deixar folga entre elas. Com as extremidades posicionadas, foi aberto um arco voltaico para fundir o metal e uma força de forjamento foi aplicada para unir as duas extremidades. Nenhum metal de adição foi utilizado. O aspecto da solda pode ser visto na Figura 14. Para reduzir a dureza na junta de solda, os autores realizaram tratamento térmico em todo o fio. O tratamento térmico foi realizado em forno a 280°C por um período de uma hora. O fio foi submetido a ensaio de tração, obtendo resistência de 1370 MPa (1663 MPa nominal para o fio de aço 65Mn). A resistência à fadiga foi comprovada por meio do funcionamento do fio na máquina de ensaio por 8 horas contínuas. O revestimento com grãos de diamante foi feito após a soldagem do fio, utilizando o método de eletrodeposição de níquel.

Figura 14- Fio de aço 65Mn soldado a arco.



Fonte: [32].

No LMP, a iniciativa de utilizar fios diamantados contínuos surgiu do interesse em correlacionar os parâmetros do processo com a superfície obtida pelo corte com fio diamantado comercial, do tipo corda de piano revestido pelo processo de eletrodeposição, e compreender as formas de desgaste da ferramenta. Entretanto, a pesquisa sobre corte com fio diamantado contínuo demandou não só o desenvolvimento da bancada de corte, mas também um equipamento para fabricação da ferramenta, o fio diamantado contínuo. As principais exigências eram que as extremidades deveriam ser perfeitamente alinhadas entre si, a resistência à tração deveria ser suficiente para resistir aos esforços mecânicos do processo de corte e que o equipamento

deveria ser capaz de unir fios diamantados comerciais com diâmetros externos menores que 500 μm . Após uma série de tentativas utilizando dois métodos diferentes, solda de topo a laser e solda de topo por resistência, Knoblauch [6] chegou à conclusão que o método de soldagem por resistência elétrica seria o mais adequado.

2.5 SOLDAGEM DE TOPO POR RESISTÊNCIA ELÉTRICA

A soldagem de topo por resistência elétrica, também conhecida como *Upset Resistance Welding*, é um processo de soldagem autógeno cujo calor necessário para soldagem é gerado pela resistência (R) imposta pelas peças à passagem de uma corrente elétrica (I). Esse processo é empregado para unir uma grande variedade de peças como hastes, tubos, aros e perfis com inúmeras formas nas indústrias de transporte, petróleo e petroquímica [34–40]. Esse processo difere dos processos de soldagem por fusão devido a necessidade de aplicação de uma força (F) de forjamento entre as peças e em função disso pode ser classificado entre os métodos de soldagem por pressão [34,35].

Para os autores Kerstens [41], Sharifitabar *et al.* [42] e Ozlati *et al.* [40], a soldagem de topo por resistência elétrica ocorre em estado sólido, isso é, sem fusão de metal na interface das peças de trabalho. Por outro lado, Mathers [36] e Blunt *et al.* [43] consideram a soldagem por resistência elétrica um processo de soldagem por fusão.

O grupo dos processos de soldagem por resistência elétrica abrange cinco tipos diferentes:

- a) soldagem a ponto;
- b) soldagem de costura;
- c) soldagem por projeção;
- d) soldagem de topo por resistência;
- e) soldagem por centelhamento/faiscamento.

Apesar de os tipos de soldagem por resistência elétrica terem aplicações e equipamentos distintos, os princípios básicos se aplicam a todos eles, com exceção da soldagem por centelhamento [34].

O princípio da soldagem por resistência elétrica é baseado na Lei de Joule, que expressa a relação entre o calor gerado e a corrente que flui através de um condutor por determinado tempo, representada matematicamente pela Equação 1 [34,35,39,44]:

$$Q = I^2 \cdot R \cdot t. \quad (1)$$

em que:

Q = quantidade de calor gerado (J);

I = valor eficaz da corrente (A);

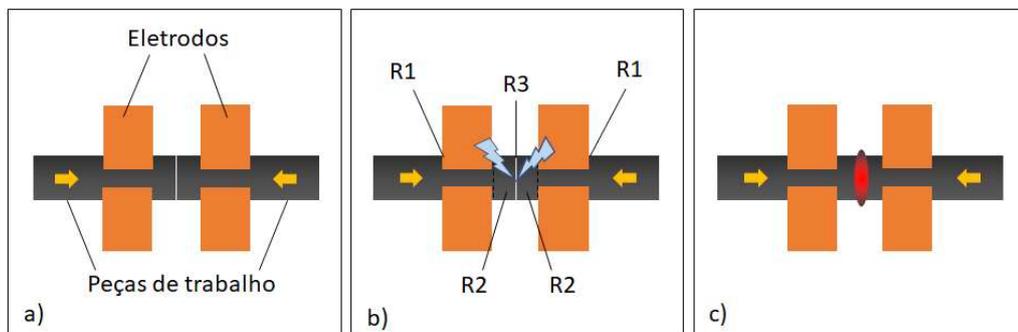
R = resistência elétrica ao longo da solda (Ω);

t = tempo de soldagem (s).

Na soldagem de topo por resistência elétrica, as peças de trabalho são posicionadas topo a topo e fixadas no dispositivo de soldagem por dois eletrodos cujo material deve ter baixa resistência elétrica e alta condutividade térmica. As extremidades são pressionadas uma contra a outra e uma corrente é aplicada entre elas durante um curto intervalo de tempo. Como a resistência elétrica na interface entre as peças é maior em relação ao restante do fio, uma grande quantidade de calor é gerada por efeito Joule nessa área. A alta temperatura nessa região amolece o metal até um estado plástico e, com a aplicação de uma força de forjamento as duas partes podem ser unidas. O processo de soldagem de topo por resistência elétrica está ilustrado na Figura 15.

Esse processo pode ser aplicado na soldagem de aços, ligas de cobre, ligas de alumínio, ouro, prata e zinco, na forma de fios, tubos, tiras e barras [34,35].

Figura 15- Princípio da soldagem de topo por resistência elétrica.



Fonte: o autor.

A resistência elétrica total R equivale ao somatório das resistências entre os dois eletrodos, representada pela Equação 2:

$$R = 2R_1 + 2R_2 + R_3. \quad (2)$$

em que:

R_1 = resistência elétrica no contato entre eletrodo e peça de trabalho

R_2 = resistência elétrica da peça de trabalho

R_3 = resistência de contato entre as peças de trabalho.

A resistência elétrica de contato entre as peças de trabalho desempenha um papel fundamental apenas durante o estágio inicial da soldagem, após a consolidação da solda, a resistência elétrica do metal torna-se mais importante para o processo [42].

Devido à área de contato entre o eletrodo e a peça de trabalho não ser limitada, como na soldagem a ponto, a resistência de contato nessa região pode ser desprezada, entretanto, o mau ajuste do eletrodo pode causar problema de superaquecimento [34].

O limite inferior para a dimensão da peça geralmente é determinado pela capacidade puramente prática de manusear o material, sendo possível utilizar diâmetros de até 200 μm para fios de aço. O limite superior é determinado pela capacidade da máquina de garantir aquecimento uniforme em todas as partes da junta de solda [35]. Quando a corrente aplicada é contínua, espera-se que o fluxo de elétrons seja igualmente distribuído pela área da seção transversal do condutor, logo, o calor gerado por efeito Joule será uniforme para toda a área. Todavia, quando a corrente aplicada é alternada, deve ser levado em consideração o efeito pelicular (*skin effect*) [39]. Popovic [45] descreve tal fenômeno como a tendência de uma corrente variável no tempo se concentrar na superfície do condutor. Nesse caso, a expressão “variável no tempo” refere-se ao sentido da corrente.

A profundidade de penetração da corrente varia de acordo com a frequência e o material condutor e pode ser calculada pela Equação 3 [45]:

$$\delta = \sqrt{2/\omega\mu\sigma}. \quad (3)$$

em que:

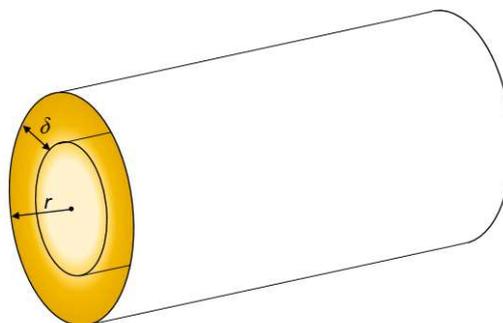
δ = profundidade de penetração da corrente em m;

ω = frequência angular da corrente em rad/s;

μ = permeabilidade magnética em H/m;

σ = condutividade elétrica do material em S/m.

Figura 16- Efeito pelicular num condutor cilíndrico.



Fonte: o autor.

Se o raio r do condutor for menor ou igual à profundidade de penetração δ , o efeito pelicular não é significativo e pode ser desprezado, entretanto, se r for muito maior do que δ , a porção interna do condutor, com raio $r-\delta$, será considerada excesso de material. No processo de soldagem utilizado neste trabalho, isso significa que apenas a resistência elétrica correspondente à coroa circular de espessura δ , ilustrada na Figura 16, será útil para geração de calor por efeito Joule, ou seja, o aquecimento não será uniforme em toda área da seção transversal do fio.

2.5.1 Variáveis do processo de soldagem de topo por resistência elétrica

Todos os processos de soldagem por resistência elétrica utilizam três variáveis primárias de processo: **Corrente elétrica, Tempo e Força** [34,39,42].

A **Corrente de soldagem** é a corrente elétrica necessária para formação da solda. De todas as variáveis, é aquela que tem maior efeito na resistência mecânica e na qualidade da solda, pois a quantidade de calor produzida é proporcional ao quadrado do valor eficaz (RMS) da corrente de soldagem [34,35]. Entretanto, apesar de ser uma variável dos processos de soldagem por resistência elétrica, é comum que o seu ajuste seja indireto, por meio da variação da tensão aplicada aos eletrodos. Dessa forma, a corrente elétrica será dependente da tensão aplicada e da resistência elétrica ao longo do percurso [34].

O **Tempo de soldagem** é o tempo de aplicação da corrente de soldagem. A unidade de medida utilizada para esse parâmetro é o milissegundo (ms). No entanto, em equipamentos de soldagem por resistência elétrica de corrente alternada é comum configurar o tempo de soldagem em ciclos, onde cada ciclo equivale a um período da tensão senoidal fornecida pela rede elétrica [34,35].

A **Força de soldagem** é a força aplicada entre as peças de trabalho. Esta variável é de grande importância para o processo, pois determina a resistência de contato entre as peças de trabalho. A região de contato entre as peças de trabalho, independente da sua geometria e material, possui uma certa rugosidade, sendo assim, o primeiro contato entre as duas peças ocorre entre os picos proeminentes, o que resulta numa alta resistência de contato. À medida que a força entre elas aumenta, esses picos sofrem deformação, permitindo que mais picos entrem em contato e, como consequência, a resistência é reduzida [34,35].

Na Tabela 2 são apresentados os efeitos das variáveis no processo de soldagem de topo por resistência.

Tabela 2 - Efeito das variáveis na soldagem de topo por resistência elétrica.

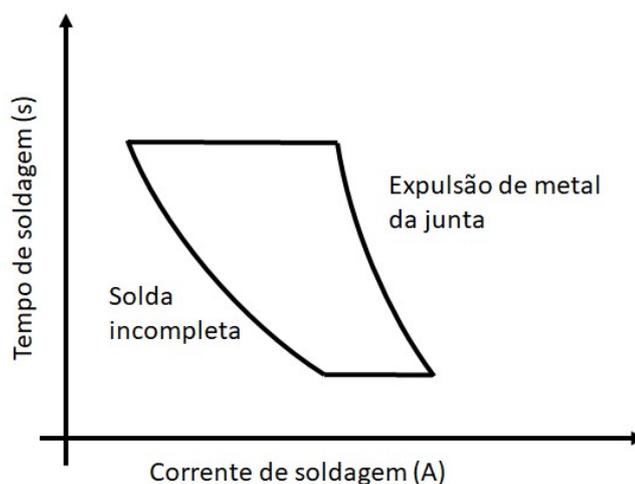
Quando o parâmetro é:	VARIÁVEIS		
	Corrente de soldagem	Tempo de soldagem	Força de soldagem
Excessivo	Queima ou oxidação do metal; deformação excessiva.	O metal ficará muito plástico.	Expulsão de metal na junta de solda.
Insuficiente	Aquecimento insuficiente para soldagem; trincas longitudinais na área da solda; inclusões e vazios não devidamente forçados para fora da solda.	O metal não ficará plástico o suficiente para a soldagem.	Retenção de metal fundido na junta de solda; óxidos, inclusões e vazios na junta de solda.

Fonte: adaptado de [34].

Conforme apresentado na Tabela 2, a escolha inadequada dos parâmetros de soldagem pode resultar na formação de soldas com baixa resistência mecânica e até mesmo na falha do processo de soldagem, quando o calor gerado é insuficiente para tornar o metal plástico ou excessivo a ponto expelir o metal da junta de solda. Contudo, não há exatidão na escolha desses parâmetros, isto é, existe uma faixa de valores em que é possível obter soldas aceitáveis, sendo

essa, representada pela área no diagrama da Figura 17, denominada por Weman [35] de “Caixa de Tolerância” ou “Lóbulo de soldabilidade”.

Figura 17- Lóbulo de soldabilidade.



Fonte: adaptado de [35,39].

O diagrama ilustrado é utilizado para representar a faixa de valores de corrente elétrica e tempo de soldagem que produzem pontos de solda aceitáveis. Conforme mencionado anteriormente, os processos de soldagem por resistência compartilham os mesmos princípios, e com base nas experiências vivenciadas pelo autor ao longo do desenvolvimento deste trabalho, é possível afirmar o conceito de Lóbulo de soldabilidade pode ser expandido para o processo de soldagem de topo por resistência elétrica de fios diamantados.

2.5.2 Preparação da junta de solda

A distribuição uniforme do calor na área da seção transversal da peça de trabalho é um fator importante para a qualidade da solda. Essa uniformidade está relacionada à capacidade da máquina de solda e às condições da superfície das peças de trabalho. Como a quantidade de calor gerado por efeito Joule depende da resistência elétrica, é fundamental que as peças de trabalho tenham rugosidade uniforme em toda área de contato, caso contrário, não haverá uniformidade na geração de calor. Além disso, segundo a AWS [38], deve haver paralelismo entre as faces, para que haja contato íntimo entre elas durante a soldagem.

Em princípio, o preparo da junta de solda envolve a usinagem das superfícies de contato. O processo de usinagem empregado pode variar de acordo com a geometria das peças e as

dimensões, mas deve garantir o atendimento dos requisitos necessários para a consolidação da solda. Antes da soldagem, as superfícies devem ser limpas para remoção óxidos, tintas, graxas, poeiras ou quaisquer impurezas que venham a contaminar a solda ou impedir a passagem de corrente elétrica [38].

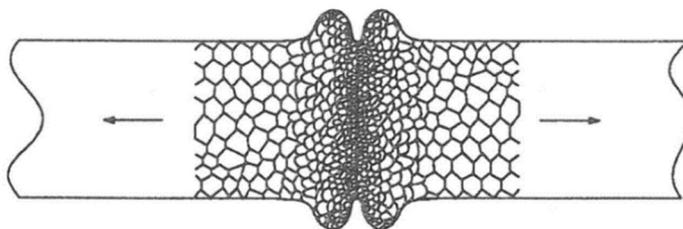
2.5.3 Aspectos mecânicos e metalúrgicos da solda de topo por resistência

Os processos de soldagem por resistência elétrica são processos autógenos, portanto dispensam o uso de metais de adição [34,35]. Além disso, o processo é considerado pela maioria dos autores como um processo de soldagem em estado sólido, isto é, não há metal fundido na junta de solda. Todavia, como em qualquer processo de soldagem que utiliza calor para promover a união dos materiais, mesmo que não haja fusão de metal, pode haver uma alteração na microestrutura e nas propriedades mecânicas na região próxima da junta de solda. Essa região é chamada de Zona Afetada pelo Calor (ZAC). Os materiais trabalhados a frio, endurecidos por precipitação e endurecidos por transformação são os mais afetados pelo calor e apresentam uma ZAC bem definida [46].

O efeito na microestrutura depende da temperatura na qual a pressão é aplicada e sob a qual a deformação plástica ocorre. Se a temperatura na interface da solda for menor que aproximadamente 40% da temperatura *solidus* T_s , o material nas proximidades da interface será trabalhado a frio e apresentará um padrão de grãos deformados e estrutura encruada. Por outro lado, se a temperatura em que a pressão é aplicada exceder 40% da T_s por tempo suficiente, o material nas proximidades da interface sofrerá deformação plástica e se recuperará imediatamente e/ou sofrerá recristalização dinâmica, dependendo da temperatura. Assim que as discordâncias são induzidas a se mover, empilhar ou emaranhar, a energia de deformação da rede cristalina é aumentada e o processo de recristalização ocorre quase que instantaneamente [41].

A recristalização dinâmica ocorrida durante os processos de soldagem por resistência elétrica geralmente é evidenciada pela presença de uma microestrutura de grãos refinados adjacente à interface da solda, conforme pode ser observado no esquema apresentado na Figura 18.

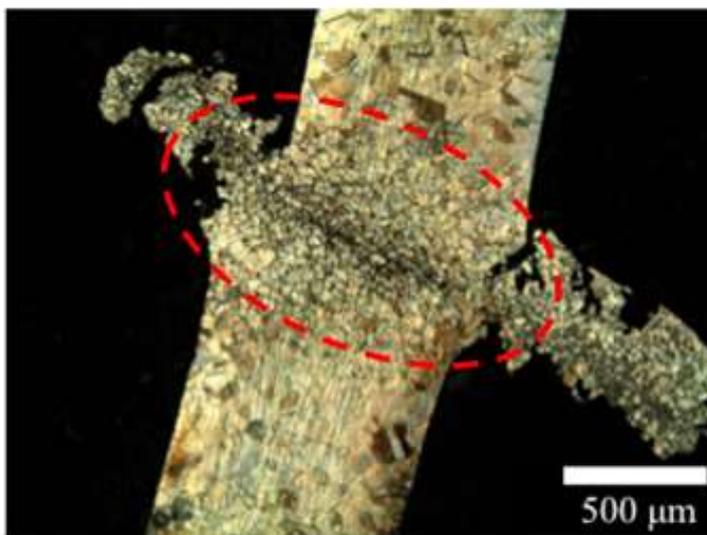
Figura 18- Efeito da recristalização dinâmica nas proximidades da interface da solda.



Fonte: [41].

A região destacada na Figura 19 mostra a ocorrência do efeito da recristalização dinâmica na solda de topo por resistência de um fio de aço inoxidável utilizado nos pré-testes de soldagem nas pesquisas de Knoblauch [6], que tinha como objetivo unir fios diamantados comerciais em forma de *loop*.

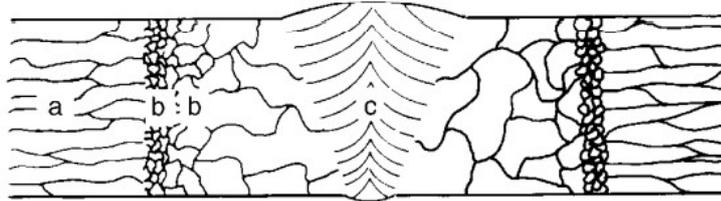
Figura 19- Microestrutura de uma solda de topo por resistência de um fio de aço inoxidável.



Fonte: adaptado de [6].

Conforme já relatado na Seção 2.2 (página 29), os materiais trabalhados a frio sofrem recristalização quando submetidos a altas temperaturas, como nos processos de soldagem. Devido aos diferentes ciclos térmicos na solda, a ZAC apresenta regiões com microestruturas diferentes. Na Figura 20 é possível observar as diferentes microestruturas ao longo de uma solda por fusão de um metal trabalhado a frio. Com exceção da zona fundida (c), as outras regiões podem ser observadas também numa solda de topo por resistência elétrica.

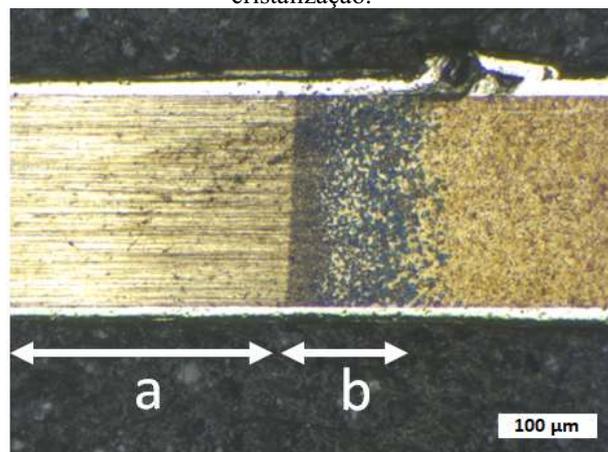
Figura 20- Microestruturas da ZAC da solda de um metal trabalhado a frio: (a) zona não afetada pelo calor; (b) zona de recristalização; (c) zona fundida.



Fonte: adaptado de [47].

Observa-se que adjacente à microestrutura não afetada pelo calor (a), surge uma região de grãos finos e equiaxiais (b), região em que a temperatura do processo superou a temperatura de recristalização. O crescimento de grãos ocorre em temperaturas maiores próximo à zona fundida. Essa região de grãos finos, demarcada como b na Figura 20, é observada com nitidez na ZAC da solda de topo por resistência elétrica dos fios diamantados.

Figura 21- Microestrutura da ZAC da solda do fio diamantado: (a) zona não afetada pelo calor; (b) zona de recristalização.



Fonte: o autor.

A zona recristalizada presente na ZAC é menos dura e apresenta menor resistência mecânica do que o metal base trabalhado a frio. Segundo Jenney e O'Brien [47], a resistência dessa zona não pode ser recuperada por tratamento térmico. Entretanto, Souza [7] demonstrou que na soldagem dos fios diamantados é possível melhorar a resistência da solda realizando um tratamento térmico semelhante à austêmpera. Neste caso, o tratamento térmico é aplicado com objetivo de controlar a formação de fases frágeis, como a martensita, e aumentar a ductilidade da ZAC.

2.6 EQUIPAMENTO PARA SOLDAGEM DOS FIO DIAMANTADOS

A princípio foi necessário definir o método de soldagem, para isso, Knoblauch [6] testou quatro equipamentos diferentes até chegar no protótipo definitivo, sendo um deles baseado em solda de topo a laser e os outros baseados em solda de topo por resistência elétrica.

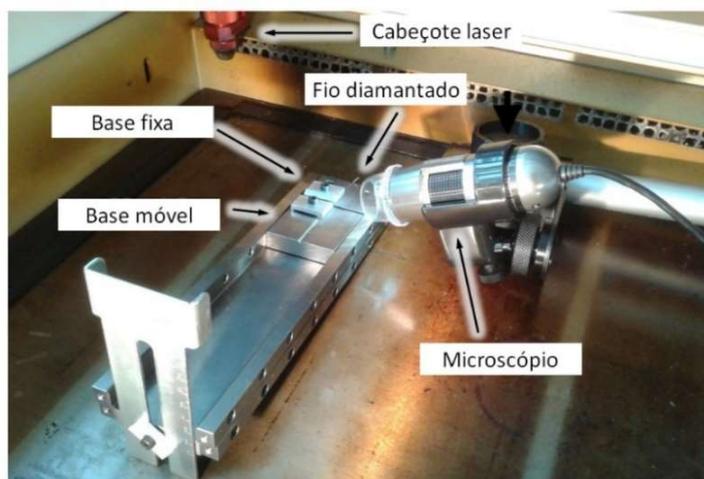
2.6.1 Dispositivo mecânico para fixação e alinhamento das extremidades

Devido às restrições relacionadas à geometria da junta de solda, apenas a junta de topo foi considerada para a fabricação dos fios diamantados em *loop*. O dispositivo mecânico deveria ser capaz de garantir o alinhamento entre as duas extremidades e possuir um sistema para aplicação da força de soldagem.

2.6.1.1 Dispositivo para soldagem a laser

O primeiro protótipo desenvolvido para os testes de soldagem a laser utilizava uma mesa seno e a força de soldagem era proporcionada pela gravidade. O sistema contava com ajuste de inclinação da mesa que permitia variar a força aplicada. O sistema possuía uma base fixa e outra com movimento linear livre. Em cada uma das bases foi usinada uma ranhura em “V”, a qual poderia acomodar fios de diversos diâmetros. As extremidades eram fixadas por grampos e o aperto era por parafusos. O dispositivo está apresentado na Figura 22.

Figura 22- Dispositivo para soldagem de topo a laser.



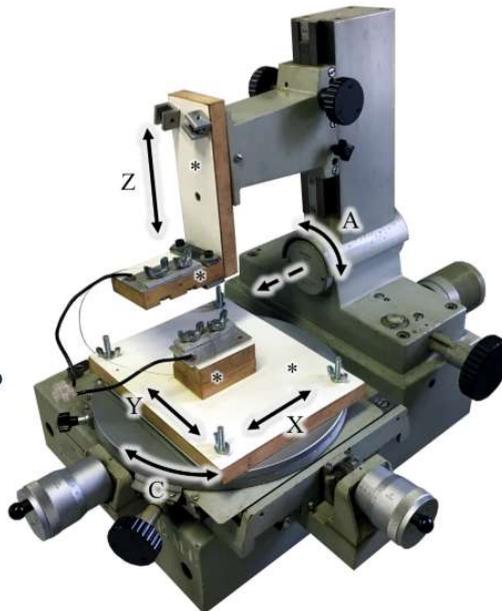
Fonte: adaptado de [6].

2.6.1.2 Primeira versão do dispositivo para soldagem por resistência elétrica

A primeira versão do dispositivo mecânico para soldagem por resistência elétrica foi montada sobre a estrutura mecânica de um microscópio JENA® que estava disponível no LMP. O microscópio apresentava cinco eixos de movimentação, com precisão de ajuste de 0,01 mm. Devido à necessidade de isolamento elétrico entre a parte de fixação das extremidades e o restante do sistema, Knoblauch [6] utilizou madeira como material isolante. Como apresentado na Figura 23, o sistema utilizava uma combinação de movimentos rotativos e lineares para promover o alinhamento das extremidades do fio. Como o dispositivo contava com cinco eixos de movimentação, as extremidades do fio diamantado não eram acomodadas em qualquer tipo de ranhura e o alinhamento era realizado por meio da movimentação conjunta dos eixos. Cada extremidade era apoiada sobre uma base de alumínio e fixada por um sistema de grampos, também em alumínio.

Figura 23- Primeira versão do dispositivo para soldagem por resistência elétrica.

- A – Movimento rotativo do braço
- C – Movimento rotativo da mesa
- X – Movimento linear da mesa
- Y – Movimento linear da mesa
- Z – Movimento linear do suporte do fio
- * – Isolamento elétrico em madeira



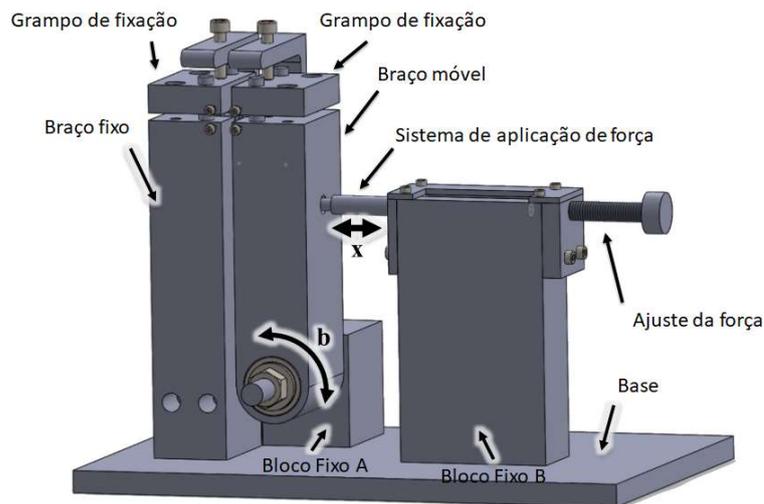
Fonte: adaptado de [6].

A versão ilustrada não atendeu às expectativas devido à baixa rigidez proporcionada pelas peças de madeira e à alta dificuldade de alcançar o alinhamento adequado.

2.6.1.3 Segunda versão do dispositivo para soldagem por resistência elétrica

Com objetivo de solucionar os problemas enfrentados com a versão anterior, a segunda versão do equipamento para soldagem por resistência proposta por Knoblauch [6] foi baseada num sistema rotativo, de apenas um eixo. O sistema foi montado sobre uma base plana e possuía um braço fixo e outro móvel, além de um sistema linear com mola que promovia a força de soldagem. Sobre cada braço foi montado um sistema para fixação das extremidades do fio. As extremidades eram apoiadas em bases de óxido de alumínio com ranhuras usinadas sob medida e fixadas por grampos em alumínio que serviram como eletrodo. O dispositivo está representado na Figura 24.

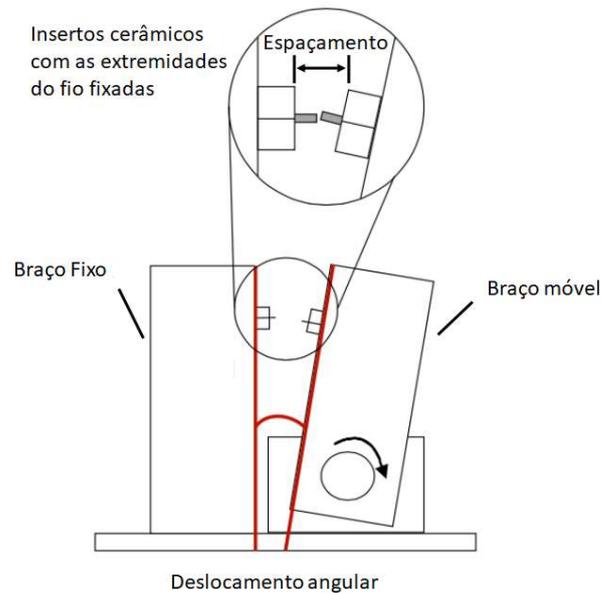
Figura 24- Segunda versão do dispositivo mecânico para soldagem por resistência elétrica.



Fonte: adaptado de [6].

Apesar de o sistema ilustrado ter permitido alcançar bons resultados de resistência da solda em fios de aço inoxidável, o alinhamento preciso não foi possível. O movimento rotativo do dispositivo tornava impraticável a realização de experimentos com diferentes distâncias entre os grampos, conforme pode ser observado no detalhe da Figura 25.

Figura 25- Problema de alinhamento apresentado no sistema rotativo.

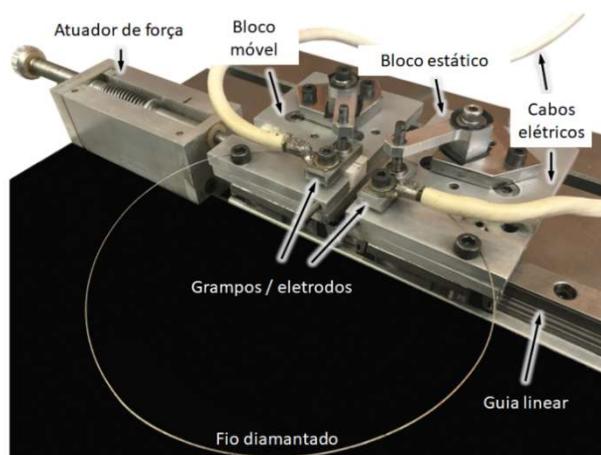


Fonte: adaptado de [6].

2.6.1.4 Terceira versão do dispositivo para soldagem por resistência elétrica

A terceira versão do dispositivo, ilustrada na Figura 26, foi estruturada sobre uma guia linear e dois patins, sendo que apenas um deles era móvel. O sistema para fixação contava com bases em óxido de alumínio, assim como na segunda versão, e grampos de fixação fabricados em alumínio, que também funcionavam como eletrodos. O sistema de aplicação da força de soldagem foi reaproveitado da segunda versão. Essa versão apresentou maior precisão e repetibilidade no alinhamento do que as demais.

Figura 26- Terceira versão do dispositivo mecânico para soldagem por resistência elétrica.



Fonte: adaptado de [6]

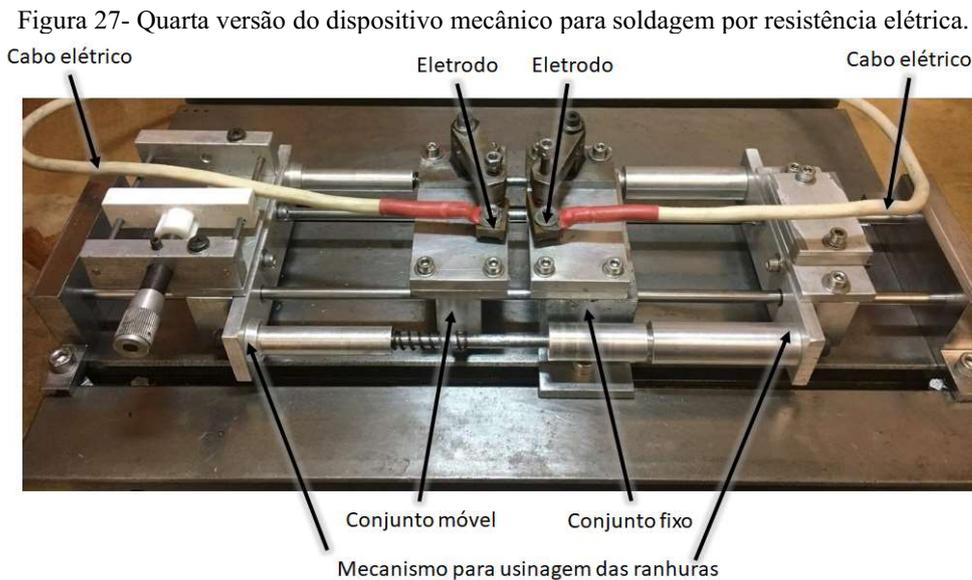
2.6.1.5 Quarta versão do dispositivo mecânico para soldagem por resistência elétrica

A quarta e atual versão do dispositivo mecânico para soldagem dos fios diamantados foi desenvolvida por Souza [7] e utiliza um sistema semelhante ao da terceira versão. A proposta foi melhorar o desempenho da soldagem, facilitar a operação e permitir que as ranhuras nas bases de óxido de alumínio fossem usinadas no próprio dispositivo. O dispositivo é composto basicamente por duas partes, uma responsável pela usinagem das ranhuras nas bases de óxido de alumínio e outra para a soldagem.

O sistema responsável pela soldagem possui duas guias lineares cilíndricas paralelas e dois conjuntos montados sobre elas, um fixo e outro móvel. As bases de óxido de alumínio, utilizadas para acomodar as extremidades do fio, foram coladas sobre esses conjuntos, tal como foi feito na versão anterior, porém ainda sem ranhuras. O sistema de grampos para fixação é similar ao da terceira versão (Figura 26). Entretanto, os eletrodos de alumínio foram substituídos por eletrodos de cobre, os quais garantem melhor condutividade elétrica.

Uma das principais diferenças entre a terceira versão e a atual (Figura 27) está no sistema de movimentação. O sistema de guia linear e patins de esferas utilizado anteriormente possuía grande atrito estático que gerava perdas durante a aplicação da força de soldagem. Na atual versão, o sistema de movimentação utiliza rolamentos lineares de esferas que reduzem o atrito estático. Além disso, o sistema de aplicação de força foi substituído por uma mola com constante conhecida, que puxa o conjunto móvel em direção ao conjunto fixo. O ajuste da tensão pode ser feito por um parafuso que atua na distensão e relaxamento dessa mola.

O sistema responsável pela usinagem das ranhuras nos insertos de óxido de alumínio foi uma inovação implementada por Souza [7] e tinha como objetivo reduzir o desalinhamento das extremidades do fio diamantado. Mais informações sobre esse sistema podem ser encontradas na dissertação de Souza [7].



Fonte: adaptado de [7].

A quarta e última versão apresentou melhora significativa na questão do alinhamento das soldas dos fios e na taxa de sucesso da soldagem. Segundo Souza [7], o desalinhamento médio da junta de solda com essa versão correspondeu a 6,36% do diâmetro do fio e aproximadamente 90% dos procedimentos de soldagem tiveram sucesso ao longo de sua pesquisa.

Ao longo dos anos em que esse dispositivo tem servido à linha de pesquisa, nenhuma alteração significativa foi realizada, apenas a substituição dos eletrodos devido ao desgaste natural e uma revisão no isolamento elétrico. Contudo, o desgaste natural dos componentes ao longo dos anos de uso inseriu folgas no sistema que dificultam o alinhamento dos fios. Além disso, foi verificado que o sistema de aplicação da força de soldagem não garante repetibilidade, e como já foi explicado anteriormente, a força de soldagem influencia diretamente na resistência elétrica de contato entre as peças de trabalho.

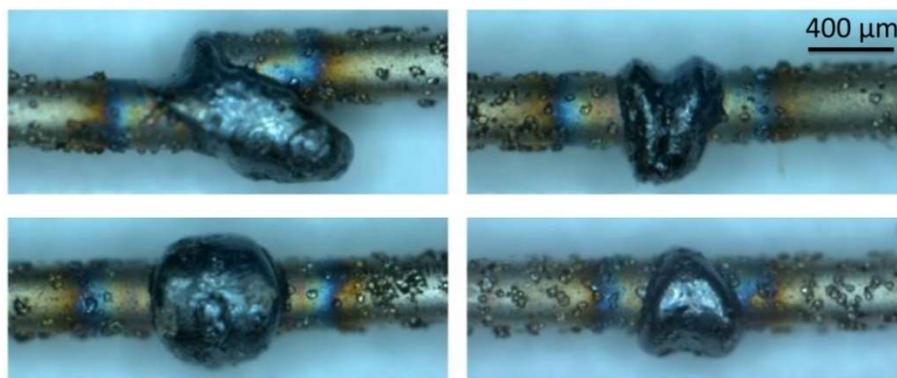
2.6.2 Fonte de energia para o processo de soldagem

A maioria dos processos de soldagem demanda energia na forma de calor, seja para fundir o metal ou torná-lo plástico. No entanto, o calor necessário para a soldagem pode ser proveniente de uma fonte direta de calor, como a chama oxiacetilênica, um feixe de laser ou uma fonte de potência para soldagem, em que o calor gerado é consequência de um fenômeno elétrico produzido durante o processo de soldagem, como o aquecimento por efeito Joule na soldagem por resistência elétrica. Para soldagem dos fios diamantados foram testados dois processos diferentes: o primeiro foi o processo de soldagem a laser e o segundo foi o processo de soldagem por resistência elétrica.

2.6.2.1 Fonte de laser

A primeira tentativa de unir os fios diamantados para esta linha de pesquisa foi realizada por meio de uma máquina para corte e gravação a laser, associada a uma fonte de laser de CO₂ (Figura 29), cuja potência podia variar de 6 a 60 W. O sistema tinha capacidade de fornecer um feixe de 50 µm de diâmetro, com precisão de posicionamento de 5 µm. Apesar de ter alcançado êxito na soldagem e alinhamento adequado, o método foi considerado inadequado para a soldagem dos fios diamantados devido à baixa resistência da junta de solda [6]. O aspecto da junta de solda obtida por soldagem a laser pode ser visto na Figura 28.

Figura 28- Juntas de solda obtidas por soldagem a laser.



Fonte: [6].

Figura 29- Máquina de corte e gravação a laser utilizada para soldagem dos fios diamantados.

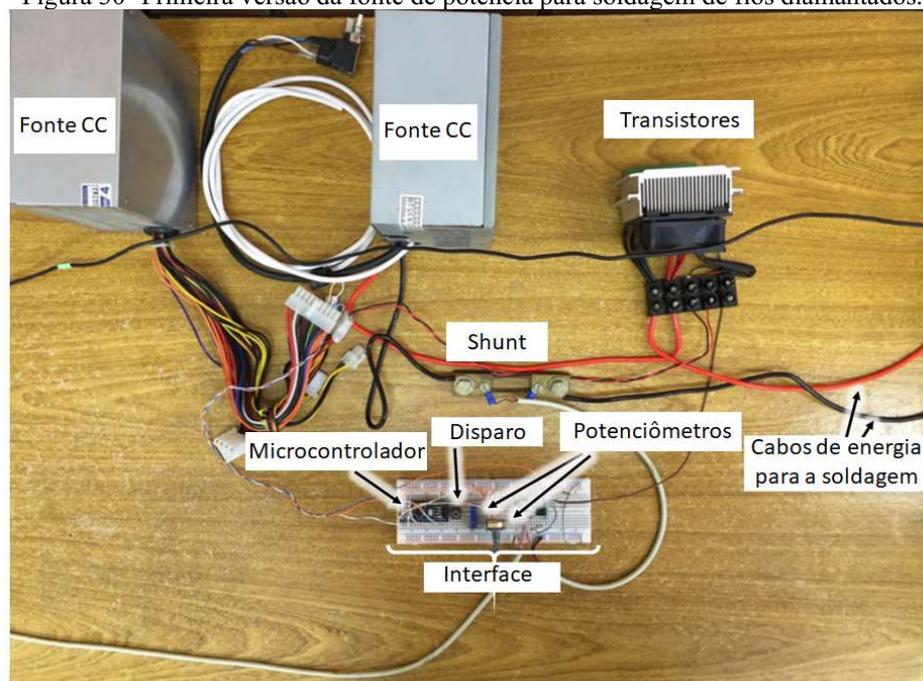


Fonte: [6].

2.6.2.2 Fonte de potência para soldagem

A fonte de potência é responsável por fornecer a energia elétrica que será convertida em calor durante o processo de soldagem. As versões desse equipamento foram desenvolvidas e aprimoradas por Silveira [48], especificamente para a linha de pesquisa. A primeira versão da fonte, mostrada na Figura 30, entregava corrente contínua e era composta basicamente por dois potenciômetros (um para ajuste do tempo e outro para a corrente), um microcontrolador, um circuito de controle de corrente e um circuito de potência. O circuito de controle era composto por um amplificador operacional configurado para atuar como um comparador. A corrente de soldagem era medida a partir de um resistor *shunt* e comparada com o valor predefinido pelo operador. A energia de soldagem era fornecida por uma fonte de corrente contínua de 5 V. O sistema de controle da corrente atuava sobre dois transistores que regulavam a entrega de energia para a soldagem [6].

Figura 30- Primeira versão da fonte de potência para soldagem de fios diamantados.



Fonte: adaptado de [6].

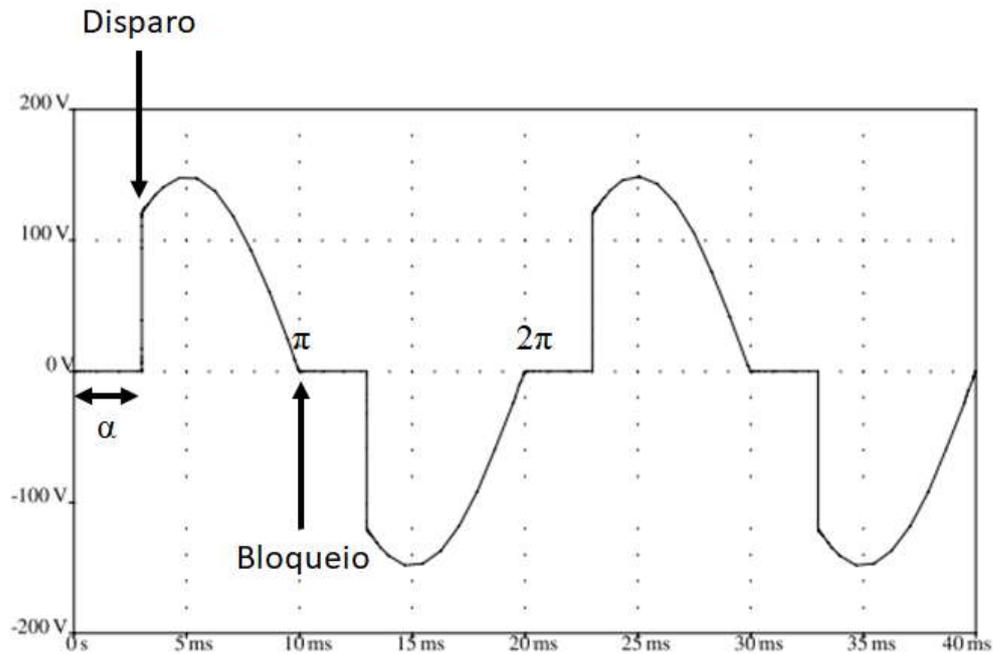
O sistema ilustrado não foi capaz de fornecer a energia necessária para a soldagem e impossibilitou a consolidação da solda. Entretanto, segundo Knoblauch [6], após reduzir o diâmetro do fio utilizando lixa, o sistema foi capaz de efetuar algumas soldas, evidenciando que o processo de soldagem por resistência elétrica seria adequado para fabricar fios diamantados contínuos.

Devido aos problemas apresentados pela primeira versão da fonte, Silveira [48] desenvolveu uma nova versão (Figura 34), porém utilizando outro conceito. A segunda versão é composta basicamente por um circuito em malha aberta, um circuito de potência e uma interface de usuário [6]. O sistema é alimentado pela tensão da rede elétrica de 220 V – 60 Hz e utilizava um transformador para reduzir a tensão e aumentar a corrente fornecida ao processo de soldagem. Esse sistema utiliza um Triac para variar o nível de tensão que alimenta o transformador e, conseqüentemente, a corrente de soldagem [7].

O Triac é um dispositivo semicondutor, pertencente à família dos tiristores, composto basicamente por dois SCRs (Retificadores Controlados de Silício) antiparalelos [49,50]. Esse dispositivo é colocado em condução quando um pulso de corrente é aplicado no *gate*, permanecendo nesse estado até que a corrente entre os terminais positivo e negativo decaia a zero, isso é, quando a tensão senoidal cruza o zero. O que define o valor da tensão eficaz na carga é

o ângulo de disparo α , que é medido a partir do cruzamento da tensão com o zero. Para que o pulso seja aplicado no momento correto, é necessário um circuito auxiliar que faça a detecção da passagem da onda pelo zero. A tensão na carga possui a forma de onda mostrada na Figura 31 [49–51].

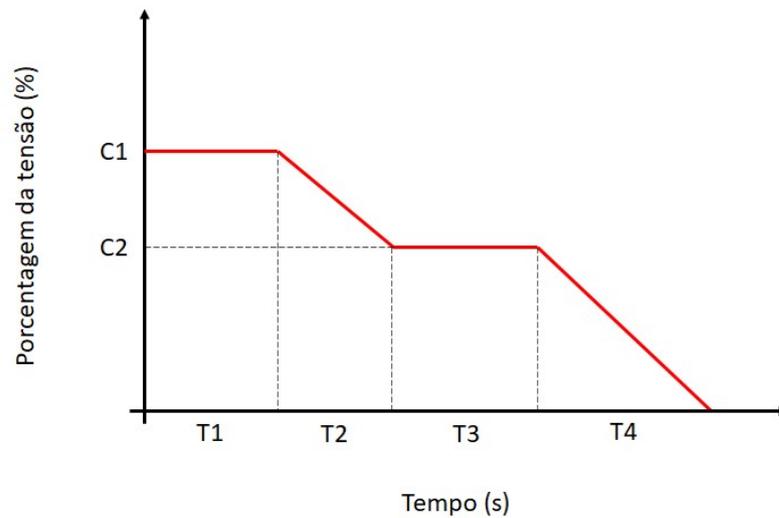
Figura 31- Forma de onda da tensão numa fonte que utiliza Triac para controle de potência em cargas CA.



Fonte: adaptado de [51].

Um microcontrolador Arduino[®] é utilizado para gerenciar a interface de usuário, processar as informações e enviar os sinais de comando para o circuito de chaveamento do Triac. Os parâmetros configuráveis são: porcentagem da tensão de soldagem (C1); porcentagem da tensão aplicada no tratamento térmico (C2); tempo de aplicação da tensão de soldagem (T1); tempo de decaimento da tensão de soldagem para o tratamento térmico (T2); tempo de aplicação da tensão no tratamento térmico (T3) e tempo de decaimento da tensão do tratamento térmico para zero (T4). A Figura 32 é uma representação gráfica do processo de soldagem.

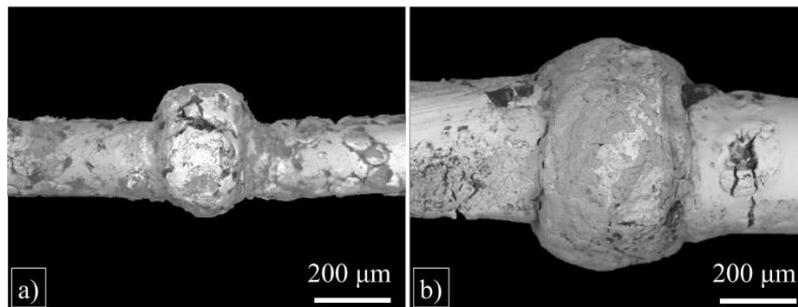
Figura 32- Representação gráfica do processo de soldagem e tratamento térmico.



Fonte: o autor.

Os diâmetros dos fios utilizados nos testes foram de 200 μm e 350 μm . O fio com o diâmetro de 200 μm foi descartado dos experimentos de corte devido à dificuldade de obter soldas otimizadas. As juntas de solda estão apresentadas na Figura 33.

Figura 33- Juntas de solda obtidas por soldagem de topo por resistência elétrica para fios de: (a) 200 μm e (b) 350 μm .



Fonte: [6].

A segunda versão da fonte de soldagem foi a primeira que de fato conseguiu produzir soldas capazes de resistir ao processo de corte. Todavia, devido à ausência de um sistema de controle em malha fechada, somada a instabilidade da rede elétrica e variações nas resistências de contato do fio diamantado, é praticamente impossível garantir que a corrente elétrica de soldagem será a mesma entre um processo e outro, resultando em baixa repetibilidade nas características mecânicas e metalúrgicas da solda.

Figura 34- Segunda versão da fonte de potência para soldagem dos fios diamantados.



Fonte: adaptado de [7].

2.7 TIPOS DE FONTES DE SOLDAGEM POR RESISTÊNCIA ELÉTRICA

Os processos de soldagem por resistência elétrica abrangem grande variedade de aplicações, que vão desde a soldagem de peças de grande escala até peças de escalas menores. Por essa razão, existem diversos tipos de fontes de potência para aplicações em soldagem por resistência elétrica e estão disponíveis em versões de corrente contínua e corrente alternada, monofásica ou trifásica. A escolha de qual tipo utilizar depende de inúmeros fatores, como a corrente primária, a corrente de saída requerida, tamanho do equipamento, peso e custo [52–54].

Os tipos mais comuns utilizados são: fontes de corrente alterada de alimentação monofásica, fontes de corrente contínua de alimentação monofásica com retificador no lado secundário, fontes de corrente contínua de alimentação trifásica com retificador no lado secundário, fontes inversoras e fontes de descarga capacitiva [52,54].

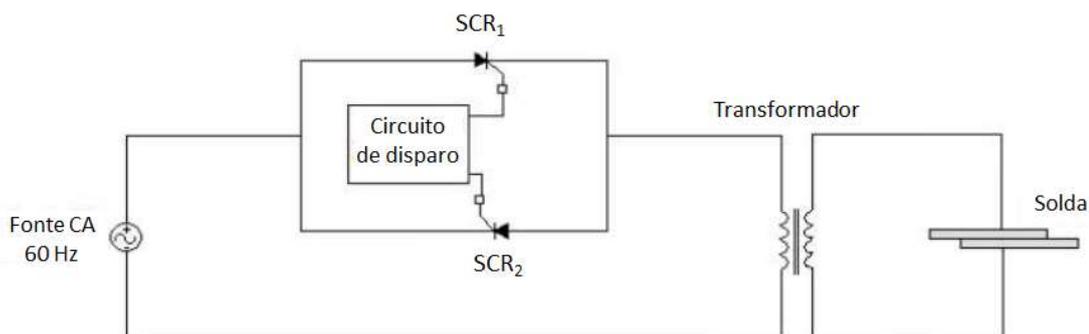
2.7.1 Fonte de soldagem de corrente alternada

As fontes de soldagem de corrente alternada (CA) estão disponíveis em versões monofásicas e trifásicas, embora as monofásicas sejam mais utilizadas devido à simplicidade de

operação e baixa manutenção. Em termos de qualidade da solda, as duas entregam resultados similares [53].

Esse tipo de fonte é similar ao último modelo citado na seção 2.6.2.2 (página 56) que foi utilizado na soldagem dos fios diamantados. Um circuito básico de uma fonte de soldagem CA monofásica é mostrado na Figura 35.

Figura 35- Fonte de soldagem CA com alimentação monofásica.



Fonte: [53].

Os dois SCRs representados na Figura 35 são dispositivos semicondutores pertencentes à família dos tiristores, utilizados geralmente em circuitos de condicionamento de energia que trabalham com níveis de tensão maiores que 1 kV ou correntes maiores do que 100 A, como é o caso das fontes de energia para solda ponto [49].

Os SCRs antiparalelos representados no circuito fazem o controle da alimentação do transformador, sendo que um deles controla a alimentação a partir do ciclo positivo da onda senoidal e o outro controla o ciclo negativo. O transformador por sua vez faz a redução da tensão. De maneira teórica, a forma de onda da tensão na saída do transformador se aproxima da forma de onda mostrada na Figura 31[53].

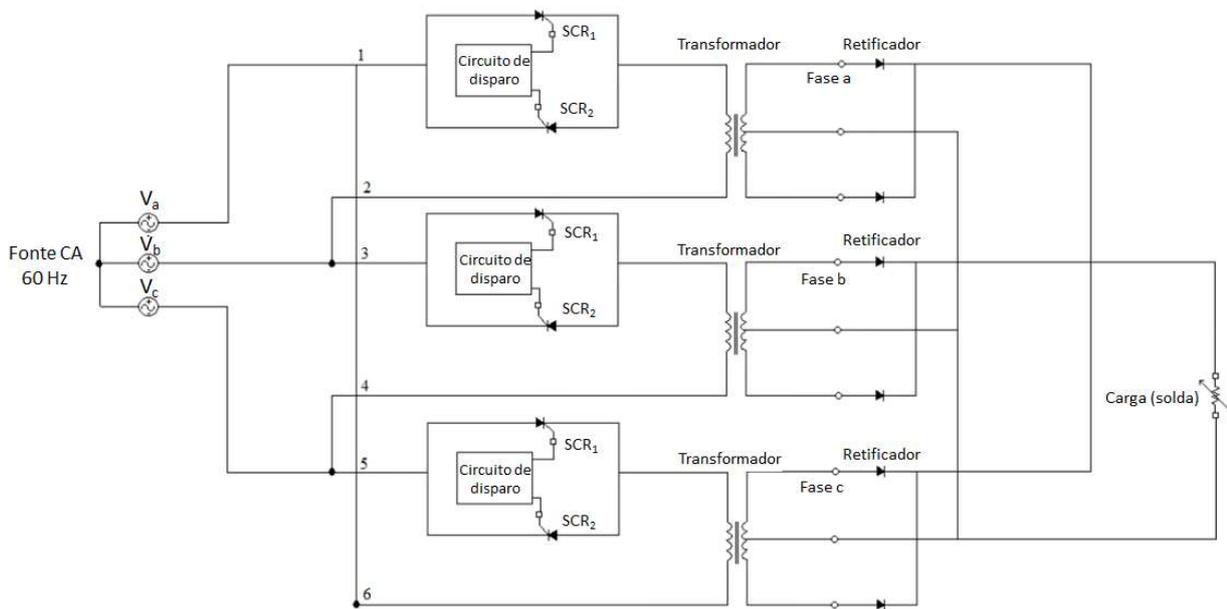
Nesse tipo de fonte, o calor gerado no processo de soldagem é controlado alterando a o nível de tensão e impedindo o fluxo de corrente durante parte de cada ciclo. A unidade de tempo mínima controlável para esse tipo de fonte equivale a meio ciclo da onda senoidal e, portanto, para a frequência de 60 Hz, esse tempo é de aproximadamente 8,3 ms.

A tensão de saída de uma fonte de soldagem CA de frequência equivalente à frequência da rede elétrica não é compensada pelas variações da tensão da rede elétrica e, dessa forma, a variação da corrente elétrica durante o processo de soldagem impede que haja repetibilidade na geração de calor [54]

2.7.2 Fonte de soldagem de corrente contínua

A fonte de soldagem CC utilizada na soldagem por resistência de peças de grande escala é essencialmente uma fonte CA com retificador de onda completa no lado secundário do transformador. Assim, o funcionamento do circuito primário e controle do mesmo é semelhante para os dois tipos [53]. O circuito mostrado na Figura 36 representa uma fonte CC trifásica, sendo necessárias três unidades de controle com SCRs.

Figura 36- Fonte de soldagem CC com alimentação trifásica e retificador no lado secundário.



Fonte: adaptado de [53].

Segundo Saleem [52], a fonte CC utilizada para soldagem a ponto por resistência possui maior eficiência do que a fonte CA. A retificação da corrente do secundário do transformador reduz as perdas por indutância. Esse tipo de fonte é ligeiramente mais pesado do que as fontes CA, mas a massa adicionada pelo retificador é compensada pela boa qualidade e maior eficiência da solda.

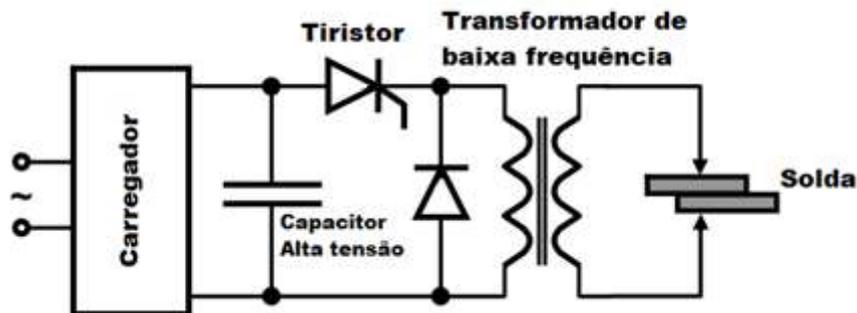
2.7.3 Fonte de soldagem baseada em descarga capacitiva

Além das topologias citadas anteriormente, existem fontes de energia para soldagem de corrente contínua baseadas em descarga capacitiva. Essa topologia utiliza basicamente um circuito para carregamento dos capacitores, um transformador, um banco de capacitores e um

circuito para controlar a descarga. O controle do calor gerado pelo processo de soldagem por resistência elétrica pode ser obtido variando a tensão no banco de capacitores. Esse tipo de fonte garante boa repetibilidade da quantidade de energia armazenada [54].

Bondarenko *et al.* [55] apresentaram duas variações desse tipo de fonte: a primeira utiliza capacitores de alta-tensão (Figura 37); e a segunda utiliza capacitores de baixa tensão (Figura 38). A versão de alta-tensão foi considerada um padrão para fontes de soldagem por resistência baseadas em armazenamento de energia. O princípio de operação é simples: primeiramente o capacitor é carregado e a energia armazenada é liberada quando o tiristor é aberto. A tensão que antes estava armazenada no capacitor alimenta um transformador abaixador de baixa frequência, que reduz a tensão e aumenta a corrente na saída da fonte.

Figura 37- Fonte de soldagem por descarga capacitiva de alta tensão.

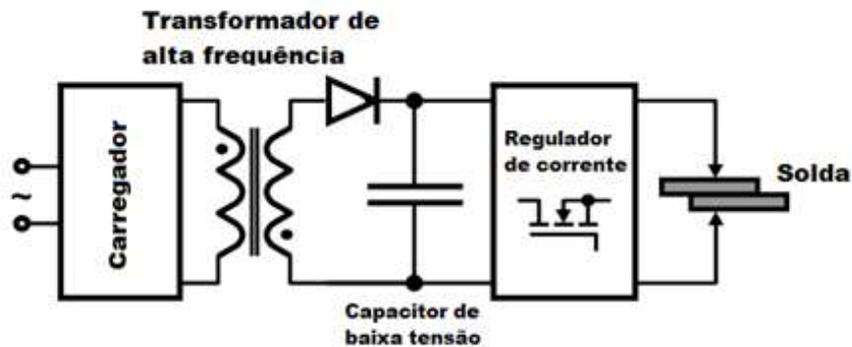


Fonte: adaptado de [55].

A simplicidade desse tipo de fonte e a estabilidade da energia armazenada são as suas principais vantagens, porém essas não são adequadas para processos que exigem soldas de alta qualidade, pois não é possível controlar em malha fechada os parâmetros do pulso. Além disso, é necessário utilizar transformadores de baixa frequências, que agregam maior massa e tamanho ao equipamento [55].

Para soldagens de alta precisão é mais adequado utilizar fontes com capacitores de baixa tensão. O desenvolvimento de armazenamentos eficazes de baixa tensão e alta capacitância torna possível mover o dispositivo de armazenamento para o lado secundário, e com o uso de transistores de potência é possível regular a corrente de soldagem. Este tipo de fonte utiliza um transformador de alta frequência, que reduz o tamanho e a massa do equipamento. O transformador é responsável por transmitir a energia do carregador para o capacitor de baixa tensão definida pelo sistema de controle do carregador [55].

Figura 38- Fonte de soldagem por descarga capacitiva de baixa tensão.



Fonte: adaptado de [55].

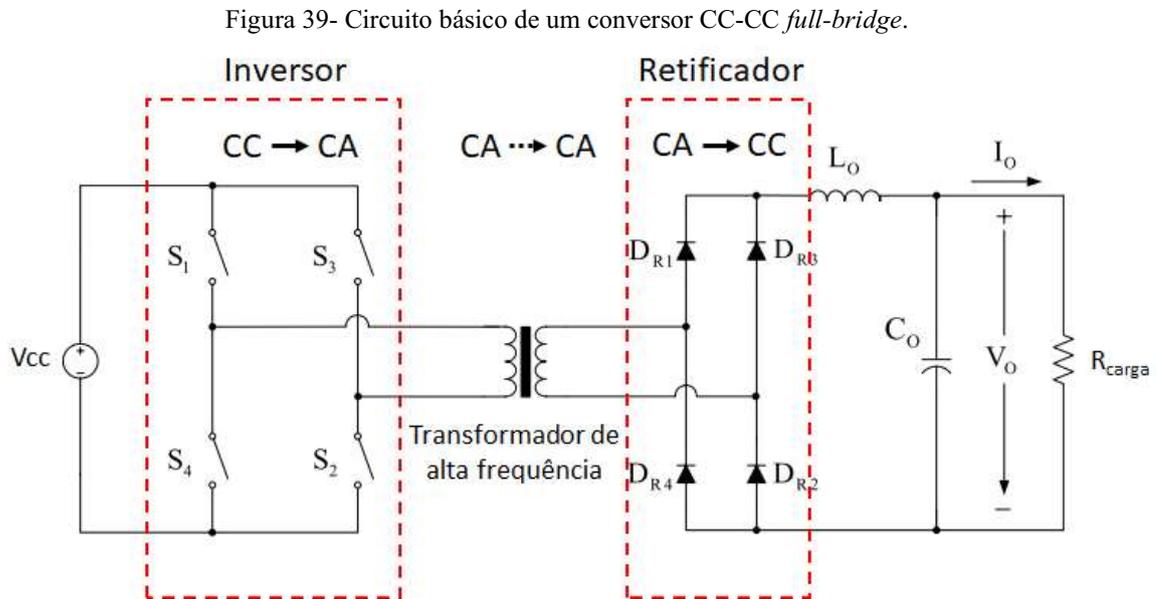
A unidade do conversor abaixador para carregamento do banco de capacitores pode ser construída como uma combinação de inversor de alta frequência, transformador de alta frequência e retificador, mas a utilização do conversor *flyback* é considerada a solução mais eficaz, por sua simplicidade e seu baixo custo. Devido à capacidade de regulação da corrente, este tipo de fonte permite obter qualquer forma de onda de pulso de corrente e por meio do controle em malha fechada é possível mantê-lo com precisão necessária. O regulador de corrente pode ser construído com transistores de potência ligados em paralelo. Os transistores podem operar no modo linear ou no modo de comutação e podem ser controlados juntos ou separadamente. O regulador consiste em várias células transistorizadas e cada célula é uma combinação de transistores lineares e controlados por pulso. Essa topologia fornece alta eficiência energética do conversor e alta precisão na formação do perfil de corrente [55].

2.7.4 Fontes de soldagem baseadas em sistemas inversores

Os conversores CC-CA, conhecidos como inversores, são um dos principais sistemas para condicionamento de energia e cobrem uma gama de aplicações industriais, principalmente no acionamento de cargas CA, acionamento de motores elétricos. Neste caso o objetivo é regular o torque e a velocidade do motor, e a frequência deve ser totalmente controlável [56].

Para acionamento de cargas CC, em equipamentos de soldagem e carregadores de baterias veiculares, o inversor é associado a transformadores de alta frequência e retificadores, obtendo assim, uma saída em corrente contínua. Esse sistema possui dois estágios principais: conversão CC-CA no inversor e conversão CA-CC no retificador acoplado à saída do transformador. Tecnicamente são duas topologias de conversor associadas, CC-CA e CA-CC, sendo

conhecido na literatura por conversor CC-CC [57]. Um circuito básico de um conversor CC-CC do tipo *full-bridge*, é ilustrado na Figura 39.



Os inversores são utilizados em equipamentos de soldagem para fornecer corrente, tensão ou potência, constante independentemente de flutuações na tensão de alimentação ou variações na resistência da peça [54]. Por essa razão, o controle do aporte térmico proporcionado por esse tipo de fonte tende a ser superior àquele proporcionado pela fonte de soldagem de corrente alternada, descrita na seção 2.7.1 (página 60).

Os interruptores S_1 , S_2 , S_3 e S_4 mostrados na Figura 39 são dispositivos semicondutores de potência controlados, como transistores de efeito de campo metal-óxido-semicondutor (MOSFETs, do inglês *Metal Oxide Semiconductor Field Effect Transistor*) e transistores bipolares de porta isolada (IGBTs, do inglês *Insulated Gate Bipolar Transistor*), que operam em frequências de comutação na ordem de kHz.

A comutação dos interruptores de potência no circuito da Figura 39 é realizada em pares opostos, de modo que o fluxo de corrente no lado primário do transformador inverte-se de acordo com o par de interruptores que está ativado, resultando numa tensão de onda quadrada [53]. A magnitude dessa tensão pode ser controlada no inversor e o transformador de alta frequência é utilizado para reduzir a tensão de saída do inversor. Com isso, a tensão de saída pode ser controlada utilizando uma faixa estreita de ciclo de trabalho. Outra função importante do transformador é o isolamento galvânico entre a entrada e a saída [58].

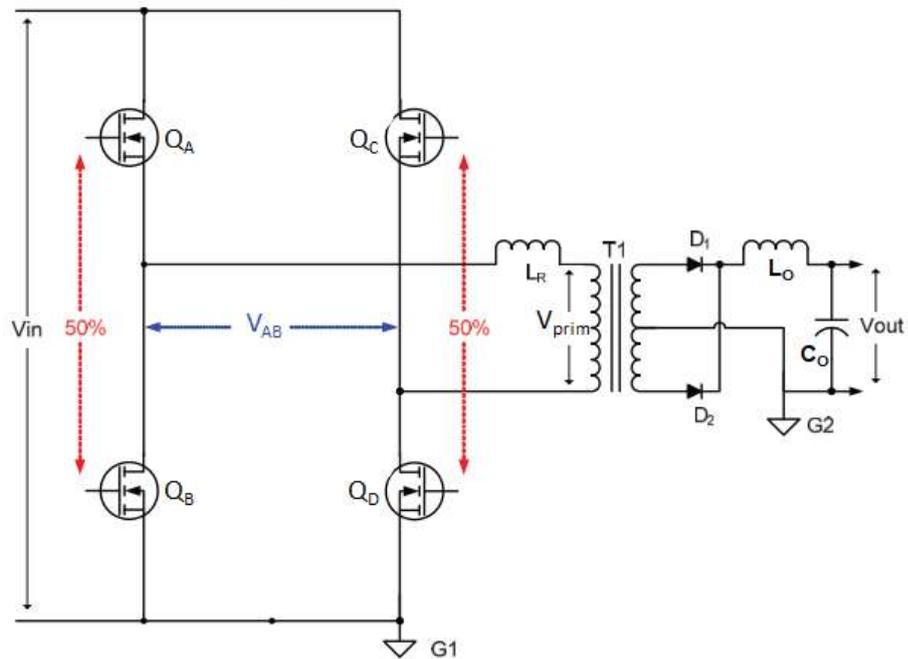
Os transformadores e indutores para aplicações de altas frequências são constituídos de núcleos de ferrite, que apresentam alta permeabilidade magnética e baixas perdas por histerese quando operando em altas frequências. Além disso, os condutores utilizados nos enrolamentos de elementos magnéticos de altas frequências são dimensionados levando em consideração o efeito pelicular, nesses casos é comum a utilização de fio Litz, que são dezenas de fios de cobre esmaltados, dispostos em paralelo, formando um único cabo [59,60]. Transformadores de alta frequência aplicados em Eletrônica de Potência devem ser projetados especificamente para cada aplicação e não são encontrados prontos para a venda [58].

Segundo Mehl [61], ao aumentar a frequência de chaveamento, o tamanho dos elementos magnéticos e dos capacitores é reduzido. Quando os interruptores alteram seu estado de bloqueio para o estado de condução, a energia transferida deve ser armazenada nos elementos magnéticos e capacitores. À medida que a frequência aumenta, a quantidade de energia que precisa ser armazenada a cada ciclo é menor, possibilitando o uso de componentes menores.

2.8 CONVERSOR CC-CC PONTE COMPLETA

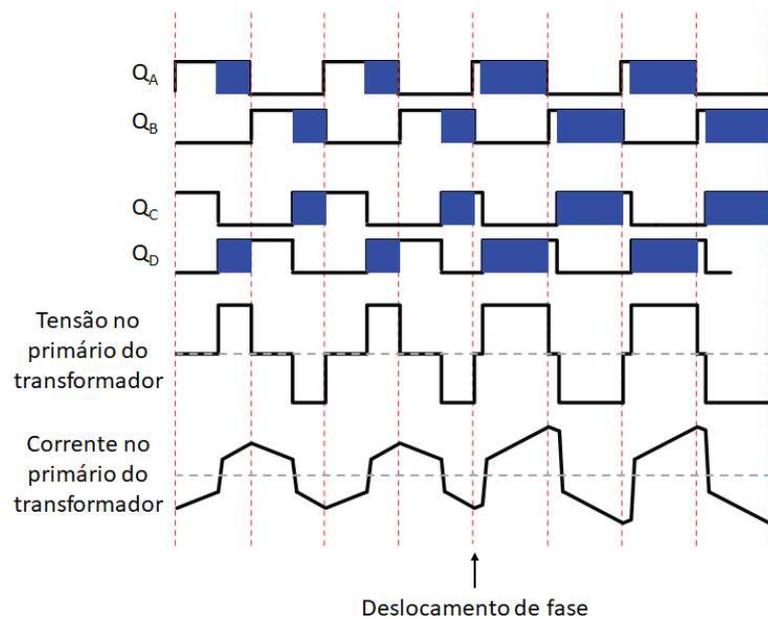
O conversor CC-CC Ponte Completa com modulação por deslocamento de fase (PSFB, do inglês *Phase-Shift Full-Bridge*) consiste de quatro interruptores de potência, que podem ser IGBTs ou MOSFETs, formando uma ponte completa no lado primário do transformador, e diodos retificadores ou MOSFETs para retificação síncrona no lado secundário [62]. Essa topologia de conversor utiliza modulação por deslocamento de fase para dosar a quantidade de energia entregue ao transformador de alta frequência. Para isso, são utilizados dois módulos PWM para prover os sinais que controlam os quatro interruptores, sendo um módulo para cada perna do inversor. Entretanto, como os interruptores de uma mesma perna não devem conduzir simultaneamente, os sinais PWM utilizados para controlá-los são deslocados em 180 graus entre si, como é mostrado na Figura 41. Além disso, os sinais PWM que controlam os interruptores da segunda perna do inversor (Q_C e Q_D) podem ser deslocados em relação aos sinais PWM que controlam os interruptores da primeira perna (Q_A e Q_B), que são fixos. Dessa forma, a quantidade de energia transferida ao primário do transformador depende da sobreposição dos sinais PWM que controlam os pares de interruptores opostos, $Q_A - Q_D$ e $Q_C - Q_B$. Essa sobreposição é representada pelas áreas em azul na Figura 41[58,62,63].

Figura 40- Conversor Ponte Completa



Fonte: adaptado de [62].

Figura 41- Formas de onda conversor Ponte Completa com modulação por deslocamento de fase.



Fonte: adaptado de [62].

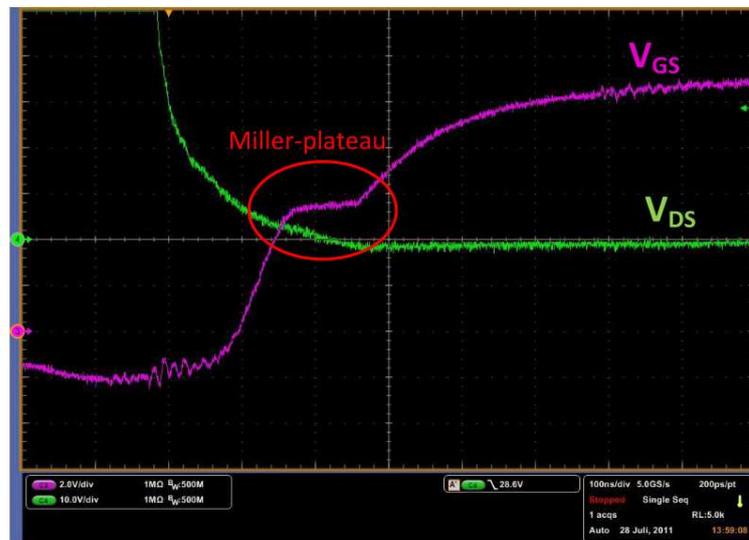
Essa topologia utiliza elementos parasitas no circuito, como as capacitâncias dos dispositivos semicondutores e a indutância de dispersão do transformador, juntamente com outros elementos ativos, para alcançar a comutação suave dos interruptores, que é chamada de

comutação sob tensão zero (ZVS, do inglês *Zero Voltage Switching*). O conversor que opera com comutação suave possui menores perdas e, portanto, é considerado mais eficiente [62–66].

O ZVS nos interruptores da perna defasada (Q_A e Q_B) é alcançado principalmente pela energia armazenada no indutor do filtro de saída (L_O), uma vez que sua indutância é relativamente grande e possui energia armazenada suficiente para descarregar completamente as capacitâncias parasitas dos interruptores Q_A e Q_B , de modo que o ZVS é alcançado mesmo para correntes de carga muito pequenas. No entanto, a descarga das capacitâncias parasitas dos interruptores da perna principal, Q_C e Q_D , é feita pela energia armazenada pela indutância de fuga do transformador, porque durante a comutação de Q_C ou Q_D , o enrolamento primário do transformador é curto-circuitado devido à condução simultânea dos diodos retificadores. Como a indutância de fuga é pequena, a energia armazenada também é pequena, e dessa forma os interruptores não podem alcançar o ZVS mesmo para correntes de saída relativamente altas. Para que o ZVS nos interruptores da perna principal seja alcançado para correntes de carga menores, é necessário aumentar a indutância de dispersão do transformador ou adicionar um indutor externo (L_R) em série com o enrolamento primário do transformador, para auxiliar a indutância de fuga do transformador e operar em ressonância com as capacitâncias dos interruptores [62,63,65,67]. Na prática pode ser difícil controlar a indutância de dispersão do transformador dentro de uma faixa em que seja possível alcançar a comutação suave, fazendo com que seja necessário adicionar um indutor externo. Nesse caso a indutância de dispersão efetiva é dada pelo somatório da indutância de dispersão do transformador e à indutância externa [68].

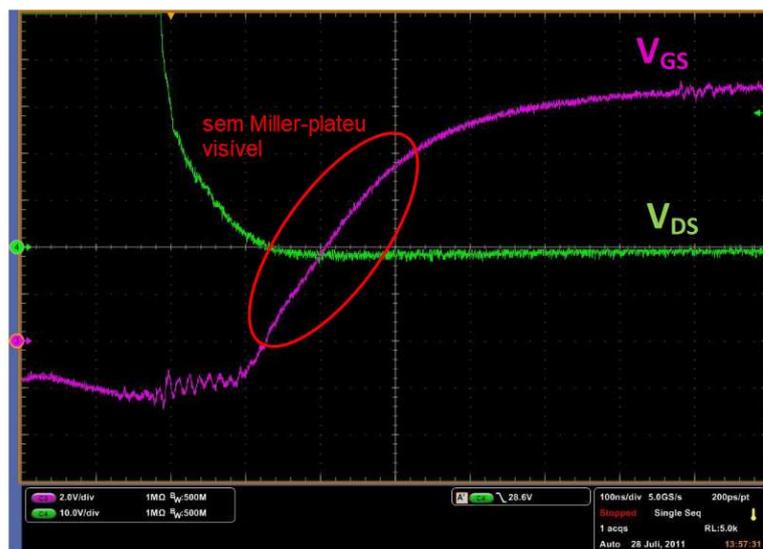
O ZVS depende também de um tempo morto (t_d) inserido entre as comutações dos interruptores da mesma perna [64]. O tempo morto tem como objetivo garantir que haja tempo suficiente para carregar ou descarregar as capacitâncias dos interruptores superior e inferior da mesma perna, de modo que o ZVS seja alcançado [68,69]. O tempo morto deve ser calculado levando em consideração a frequência de ressonância, que por sua vez, está relacionada à capacitância total nos interruptores e à indutância ressonante [69,70].

A Figura 42 e a Figura 43 mostram duas situações diferentes, uma em que não ocorreu comutação suave e outra em que ocorreu. É possível observar na Figura 42 que a tensão gate-source (V_{GS}) cruza a tensão dreno-source (V_{DS}) quando esta não é zero, surgindo o chamado efeito Miller-plateau.

Figura 42- Perna Q_A - Q_B sem comutação suave.

Fonte: [71].

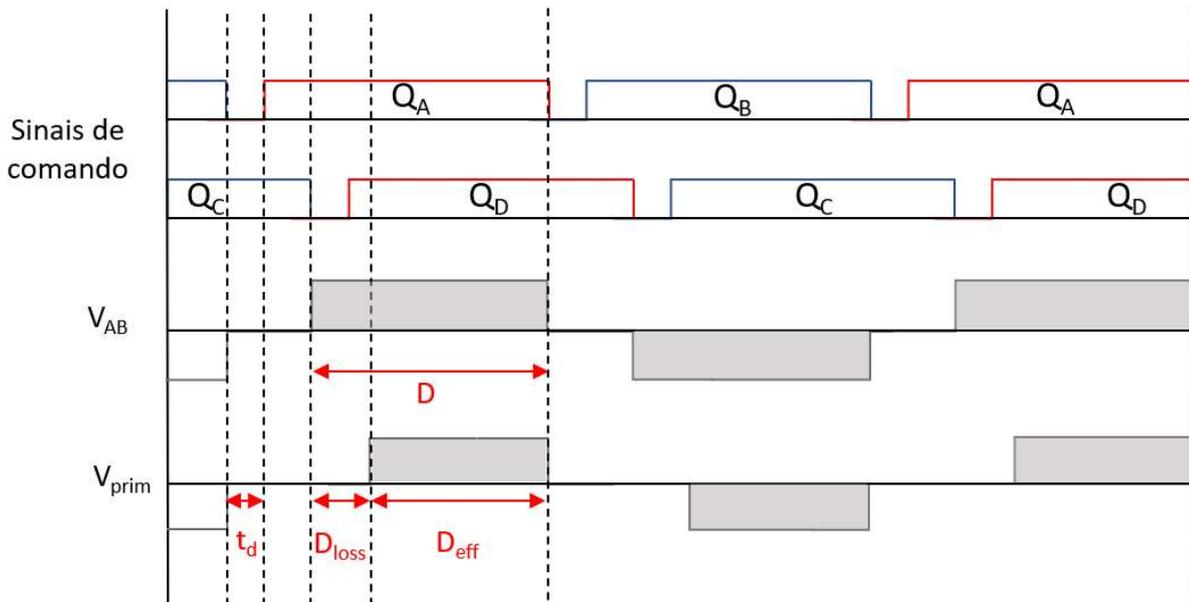
Com objetivo de alcançar a comutação suave é possível aumentar o tempo morto entre os interruptores da mesma perna. Porém, se mesmo assim o Miller-plateau não for eliminado, isto significa que não há energia armazenada suficiente para descarregar a capacitância de saída do interruptor. Neste caso é necessário aumentar a corrente de carga, de modo que a quantidade de energia armazenada do indutor ressonante seja aumentada.

Figura 43- Perna Q_A - Q_B com comutação suave.

Fonte: adaptado de [71].

Uma das principais limitações do conversor que opera com comutação suave é a perda de razão cíclica (D_{loss}), que reduz a quantidade de energia entregue ao primário do transformador. Mesmo que os interruptores Q_A e Q_D ou Q_C e Q_B estejam em condução, e tenha uma razão cíclica (D) ampla na forma de onda da tensão na saída do inversor (V_{AB}), a razão cíclica efetiva (D_{eff}) no primário do transformador será menor, conforme mostrado na Figura 44. A consequência disso é a redução da eficiência da conversão. Geralmente uma indutância de dispersão muito grande resulta em maior perda de razão cíclica. Isso ocorre devido à extensão do tempo necessário para que a corrente que circula no primário mude de positiva para negativa e vice-versa [63,72]. Para obter a potência necessária na saída é necessário reduzir a relação de transformação do transformador [63].

Figura 44- Perda de razão cíclica no conversor ZVS-PSFB.



Fonte: o autor.

3 DESENVOLVIMENTO DA FONTE DE SOLDAGEM DE FIOS DIAMANTADOS

Este capítulo tem como objetivo apresentar o protótipo da fonte para soldagem de fios diamantados empregados no corte contínuo de materiais frágeis, desenvolvida no âmbito do trabalho, assim como a metodologia de projeto adotada.

A metodologia utilizada no desenvolvimento da fonte para soldagem de fios diamantados foi baseada no modelo PRODIP (Processo de Desenvolvimento Integrado de Produto), sendo empregado de forma parcial. O desenvolvimento ocorreu nas seguintes etapas: Projeto informacional, Projeto conceitual, Projeto preliminar e Implementação, Apresentação da fonte e Validação.

3.1 PROJETO INFORMACIONAL

A iniciativa de desenvolver uma nova fonte para soldagem de fios diamantados foi motivada pela baixa qualidade das juntas de solda obtidas pela fonte utilizada naquela ocasião e da dificuldade de soldagem. Como explicado anteriormente, a fonte de soldagem desenvolvida para atender inicialmente à linha de pesquisa utilizava Triac para regular a tensão de soldagem, permitindo que o operador regulasse a porcentagem da onda senoidal transferida ao primário do transformador abaixador de baixa frequência e os tempos de soldagem e tratamento térmico. Assim, a corrente elétrica de soldagem, que é a principal variável do processo de soldagem por resistência, variava em função da tensão da resistência elétrica do contato entre as extremidades do fio diamantado, não existindo qualquer controle sobre essa variável. A variação de corrente refletia diretamente na repetibilidade nas características das soldas e na taxa de sucesso da soldagem, isso é, muitas vezes era necessário repetir diversas vezes o procedimento até obter uma solda. Durante o período da pandemia de COVID-19, quando as atividades presenciais da UFSC estavam restritas, esse problema tornou-se ainda mais crítico devido à instabilidade da tensão da rede elétrica.

Devido à problemática apresentada, fez necessário planejar e desenvolver uma nova fonte para soldagem dos fios diamantados, que atendesse aos seguintes critérios: possibilitar configuração da corrente de soldagem e de tratamento térmico, possuir mínima variação de corrente, garantir repetibilidade nas características das soldas, aumentar a taxa de sucesso da soldagem e garantir maior resistência da solda.

3.2 PROJETO CONCEITUAL

A princípio fez-se necessário definir a topologia da fonte, considerando os seguintes critérios: (i) fornecer corrente de até 50 A; (ii) possuir baixa tensão de saída; (iii) possibilitar o controle da corrente fornecida; (iv) efetuar um tratamento térmico após a soldagem.

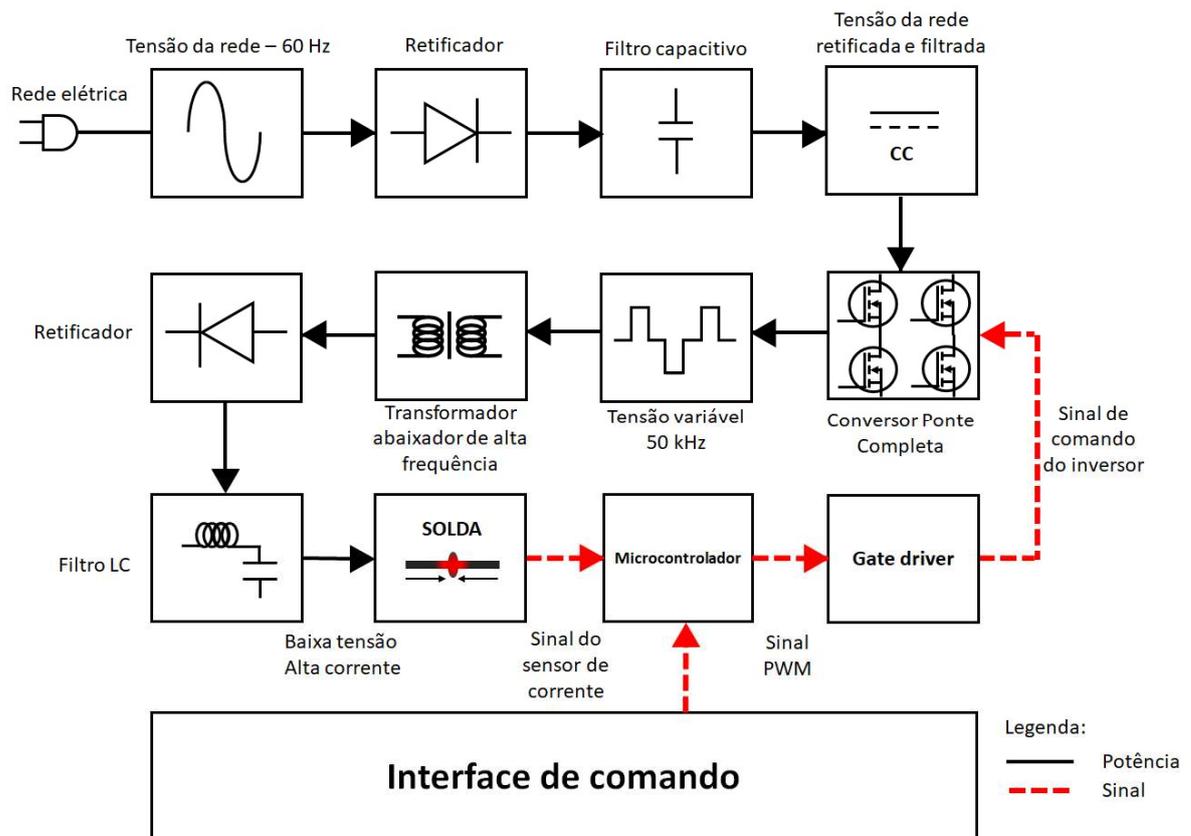
Com base nesses requisitos, descartou-se a topologia de fontes CA que utiliza Triac para variar a potência na carga, principalmente devido à dificuldade de obter-se um controle refinado da corrente. Outra topologia descartada foi a de descarga capacitiva, devido à dificuldade de controle da descarga e inviabilidade de efetuar o tratamento térmico posterior na junta de solda. Optou-se, então, por utilizar o conversor CC-CC isolado do tipo Ponte Completa com modulação por deslocamento de fase (*Phase-Shift Full-Bridge*) devido a maior capacidade de controle em relação aos demais citados. Além disso, a operação em altas frequências permite reduzir o tamanho dos componentes magnéticos e, conseqüentemente, o tamanho final do equipamento. A ideia inicial era operar com frequências de comutação de 20 kHz, porém, para reduzir o tamanho dos elementos magnéticos, optou-se por aumentar a frequência de comutação para 50 kHz.

Quanto ao tipo de controlador, optou-se por utilizar um controlador do tipo Proporcional-Integral (PI) discreto para controle da corrente, que é geralmente utilizado em aplicações mais simples desse tipo de conversor e garante erro nulo em regime permanente.

Uma das questões levantadas inicialmente foi a disponibilidade de recursos técnicos para implementação do conversor. O desenvolvimento de um conversor desse nível de complexidade exige uma série de recursos não disponibilizados pela infraestrutura do LMP, como instrumentos de medição de sinais elétricos, equipamentos para impressão de placas de circuitos, componentes eletrônicos, insumos para fabricação de transformadores e indutores, entre outros. Em função disso, foi firmada uma parceria com o Instituto de Eletrônica de Potência (INEP - UFSC), que disponibilizou uma licença de estudante para uso do *software* PSIM[®], os equipamentos e grande parte dos componentes necessários para a implementação do conversor.

Com base no princípio de funcionamento do conversor Ponte Completa, apresentado na Seção 2.8 (página 66), foi possível elaborar o esquema apresentado na Figura 45, que representa de forma resumida o funcionamento da fonte para soldagem de fios diamantados com controle de corrente em malha fechada.

Figura 45- Diagrama de blocos da fonte para soldagem de fios diamantados.



Fonte: o autor.

3.3 PROJETO PRELIMINAR

O projeto preliminar consistiu no dimensionamento dos componentes do estágio de potência do conversor, simulação do conversor em malha aberta, modelagem dinâmica do conversor, projeto do controlador de corrente e simulação do conversor em malha fechada.

O estágio de potência é constituído dos seguintes componentes: transformador abaixador de alta frequência, indutor ressonante, indutor e capacitor de filtro de saída. Após o dimensionamento desses componentes o conversor foi simulado em malha aberta, por meio do *software* PSIM[®]. O projeto do controlador é precedido da modelagem dinâmica, que consiste na obtenção das funções de transferência que descrevem matematicamente a dinâmica do conversor. Com o controlador PI projetado e discretizado, o conversor foi simulado em malha fechada e sua dinâmica foi avaliada. Os cálculos para dimensionamento dos componentes do estágio de potência, bem como a modelagem do conversor e o projeto do controlador, foram realizados no *software* MATLAB[®].

3.3.1 Projeto do estágio de potência do conversor

A primeira etapa do projeto do conversor é a especificação dos parâmetros do projeto. A Tabela 3 reúne as especificações de projeto utilizadas no dimensionamento dos componentes do estágio de potência do conversor *Phase-Shift Full-Bridge*, desenvolvido neste trabalho para operar como fonte de corrente para soldagem dos fios diamantados.

Tabela 3- Especificações de projeto.

Parâmetro	Valor
Tensão de entrada	220 V
Frequência da tensão de entrada	60 Hz
Corrente máxima de saída - I_{out}	50 A
Rendimento estimado - η	0,9
Frequência de comutação - F_s	50 kHz
Ondulação admitida para corrente - $rippleI$	5%
Ondulação admitida para tensão - $rippleV$	5%
Tensão no barramento CC - V_{in}	310 V
Relação de transformação do transformador - at	25

Fonte: o autor.

3.3.1.1 Dimensionamento do transformador abaixador de alta frequência

a) Determinação do núcleo do transformador

Conforme explicado na seção 2.7.4 (página 64), os transformadores para altas frequências utilizam geralmente núcleos de ferrite. As aplicações mais comuns utilizam núcleos do tipo duplo E, disponíveis em tamanhos padronizados. O tamanho do núcleo do transformador é determinado pelo produto das áreas da perna central A_e e da janela do carretel A_w , obtido pela Equação 4. A partir do valor calculado, o projetista recorre à tabela de núcleos, contendo os valores $A_e A_w$, em cm^4 , para cada tamanho de núcleo [70]. O valor calculado é o mínimo, portanto deve ser escolhido o núcleo contendo o produto $A_e A_w$ superior ao calculado.

$$A_e A_w_T = \frac{1,2 \cdot P_{out} \cdot 10^4}{2 \cdot \Delta B \cdot F_s \cdot K_p \cdot K_w \cdot J \cdot \eta} = 2,445 \text{ cm}^4. \quad (4)$$

em que:

$$P_{out} = \text{potência de saída} = I_{out} \cdot V_{out} = 50 \cdot 3,64 = 182 \text{ W};$$

$$V_{out} = \text{tensão de saída} = V_{sec} - V_F = 4,34 - 0,7 = 3,64 \text{ V};$$

$$V_F = \text{queda de tensão no retificador de onda completa} = 0,7 \text{ V}^*;$$

$$V_{sec} = \text{tensão no secundário} = \frac{(V_{in} \cdot D_{ef})}{at} = \frac{(310 \cdot 0,35)}{25} = 4,34 \text{ V};$$

$$D_{ef} = \text{razão cíclica efetiva} = D - D_{loss} = 0,5 - 0,15 = 0,35;$$

$$D = \text{razão cíclica} = 0,5^*;$$

$$D_{loss} = \text{perda de razão cíclica} = 0,15^* [74];$$

$$\Delta B = \text{variação da densidade de fluxo} = 0,15 \text{ T}^* [73];$$

$$J = \text{densidade de corrente máxima} = 420 \text{ A/cm}^2^*;$$

$$K_p = \text{fator de utilização do primário} = 0,41^* [70,71];$$

$$K_w = \text{fator de utilização da janela do núcleo} = 0,4^* [70,71].$$

*valores considerados para o projeto

Recorrendo à Tabela 8 (ANEXO 1) de núcleos de ferrite tipo E, verifica-se que os modelos E42/21/15 e E42/21/20 possuem o produto $AeAw$ mais próximo do calculado, entretanto, o enrolamento primário e os dois secundários não couberam nesses modelos, tornando-se necessário escolher um modelo maior. O modelo selecionado foi o E55/28/21, cujas áreas Ae e Aw são $3,54 \text{ cm}^2$ e $2,50 \text{ cm}^2$, respectivamente.

b) Cálculo do número de espiras do primário e secundário

O número mínimo de espiras do primário do transformador $N_{P,\min}$ é calculado pela Equação 5, e a partir da relação de transformação at definida no projeto, utilizando a Equação 6, encontra-se o número de espiras do secundário $N_{S,\min}$.

$$N_{P,\min} \geq \frac{V_{in} \cdot 10^4}{2 \cdot Ae \cdot \Delta B \cdot F_s} \geq 29,2. \quad (5)$$

$$N_{S,min} \geq \frac{N_{P,min}}{at} \geq 1,17. \quad (6)$$

Devido à utilização de um retificador de onda completa no lado secundário do transformador, faz-se necessária uma derivação central, que é obtida a partir de dois enrolamentos secundários, N_{S1} e N_{S2} , cada um com a mesma quantidade de espiras.

Como o número de espiras deve ser inteiro, utilizou-se duas espiras em cada enrolamento secundário e 50 espiras no enrolamento primário, mantendo assim, a relação de transformação at estabelecida no projeto.

c) Dimensionamento dos condutores

O dimensionamento correto da bitola dos condutores utilizados no transformador, envolve, primeiramente, o cálculo da profundidade de penetração da corrente em condutores de cobre, dado pela Equação 7. Para evitar o efeito pelicular, o raio do condutor selecionado deve ser inferior e mais próximo da profundidade de penetração δ [74].

$$\delta = \frac{6,62}{\sqrt{Fs}} = 0,0296 \text{ cm}. \quad (7)$$

Utilizando a Tabela 9 (ANEXO 2) de fios de cobre esmaltados, verifica-se que o fio de maior diâmetro permitido neste projeto é o AWG 23, cujo raio é 0,0285 cm.

As áreas de cobre necessárias para os condutores do primário S_{Prim} e do secundário S_{Sec} são calculadas a partir das Equações 8 e 9:

$$S_{Prim} = \frac{I_{out}}{\sqrt{2} \cdot J \cdot at} = 0,0034 \text{ cm}^2. \quad (8)$$

$$S_{Sec} = \frac{I_{out}}{\sqrt{2} \cdot J} = 0,0842 \text{ cm}^2. \quad (9)$$

Dividindo as áreas calculadas pela área de cobre do fio selecionado, determina-se um número inteiro de fios que devem ser associados em paralelo para compor os enrolamentos

primário e secundário, $N_{fios,Prim}$ e $N_{fios,Sec}$, respectivamente. O fio selecionado foi o AWG 23, cuja área de cobre é $0,002582 \text{ cm}^2$.

$$N_{fios,Prim} = \frac{S_{Prim}}{0,002582} = 1,33 \therefore 2 \text{ fios.} \quad (10)$$

$$N_{fios,Sec} = \frac{S_{Sec}}{0,002582} = 32,61 \therefore 33 \text{ fios.} \quad (11)$$

Geralmente, quando é necessário associar muitos fios em paralelo, como o caso do enrolamento secundário do transformador deste projeto, utiliza-se cabos de fio *Litz*. Esses cabos geralmente são produzidos sob encomenda, uma vez que o projetista define o diâmetro dos condutores e o número de condutores em paralelo. Entretanto é possível encontrar versões padronizadas pelo fabricante, que atendem várias aplicações. Neste projeto foi utilizado cabo de fio *Litz* apenas no secundário do transformador e no indutor do filtro de saída.

3.3.1.2 Dimensionamento do indutor ressonante

a) Determinação da indutância de ressonância L_r

Segundo Lourenço [74], a indutância L_r é calculada pela Equação 12, a partir da perda de razão cíclica ΔD , tipicamente definida como 0,15.

$$L_r = \frac{\Delta D \cdot V_{in} \cdot at}{4 \cdot FS \cdot I_{out}} = 116,25 \mu\text{H.} \quad (12)$$

O cálculo da indutância efetiva de ressonância $L_{r(efetiva)}$ é dado pela diferença entre a indutância de dispersão do primário do transformador L_{disp} e a indutância ressonante L_r [74]. A indutância L_{disp} é medida após a fabricação do transformador.

$$L_{r(efetiva)} = L_r - L_{disp} = 71,75 \mu\text{H.} \quad (13)$$

em que:

$$L_{disp} = 44,5 \mu\text{H}$$

b) Determinação do núcleo do indutor ressonante

O núcleo do indutor ressonante do tipo duplo E é determinado pelo produto da área da seção transversal do núcleo Ae pela área da janela Aw , assim como é feito para transformadores. O produto $AeAw$ do núcleo do indutor é obtido pela Equação 14:

$$AeAw_{Lr} = \frac{L_{r(efetiva)} \cdot I_{Lr(pic)} \cdot I_{Lr(eficaz)} \cdot 10^4}{Kw \cdot B_{m\acute{a}x} \cdot J} = 0,1958 \text{ cm}^4. \quad (14)$$

em que:

$$I_{Lr(pico)} = \text{corrente de pico no indutor } L_r = \frac{I_{out} \cdot \left(1 + \frac{rippleI}{2}\right)}{at} = 2,05 \text{ A};$$

$$I_{Lr(eficaz)} = \text{corrente eficaz no indutor } L_r = \frac{I_{Lr(pico)}}{\sqrt{2}} = 1,45 \text{ A};$$

$$Kw = \text{fator de enrolamento} = 0,7 *;$$

$$B_{m\acute{a}x} = \text{m\acute{a}xima densidade de fluxo magn\acute{e}tico} = 0,06 \text{ T} *.$$

Com base no produto $AeAw$ calculado para o núcleo do indutor ressonante, chegou-se à conclusão que o núcleo mais adequado é o E30/15/7, com Ae igual a $0,60 \text{ cm}^2$ e Aw igual a $0,80 \text{ cm}^2$.

c) Cálculo do número de espiras do indutor ressonante

O cálculo do número de espiras do indutor ressonante N_{Lr} é realizado pela Equação 15:

$$N_{Lr} = \frac{L_{r(efetiva)} \cdot I_{Lr(pico)} \cdot 10^4}{B_{m\acute{a}x} \cdot Ae} \cong 41 \text{ espiras}. \quad (15)$$

d) Dimensionamento do condutor

O dimensionamento do condutor do indutor ressonante utiliza a mesma metodologia utilizada no dimensionamento dos condutores do transformador, no entanto, como a corrente no indutor ressonante é a mesma no primário do transformador, utiliza-se a mesma quantidade de condutores em paralelo. Dessa forma, tem-se:

$$N_{fios,Lr} = 2 \text{ fios AWG } 23.$$

e) Cálculo do entreferro - lg_{Lr}

O entreferro necessário para o indutor ressonante lg_{Lr} é calculado a partir da Equação 19:

$$lg_{Lr} = \frac{\mu_o \cdot \mu_r \cdot N_{Lr} \cdot Ae \cdot 10^{-2}}{L_{r(efetiva)}} = 0,88 \text{ cm.} \quad (16)$$

em que,

lg_{Lr} = largura do entreferro necessário;

μ_o = permeabilidade magnética do ar = $4\pi \times 10^{-2}$;

μ_r = permeabilidade relativa = 1;

N_{Lr} = número de espiras do indutor ressonante;

Ae = área da janela da perna central;

$L_{r(efetiva)}$ = indutância ressonante efetiva.

3.3.1.3 Dimensionamento do indutor do filtro de saída

a) Determinação da indutância do filtro de saída L_{out}

O indutor do filtro de saída deve ter indutância alta o suficiente para manter a ondulação da corrente de saída dentro dos limites do projeto. Geralmente, uma ondulação de 5 a 10% da corrente de carga é aceitável [60]. Para o conversor projetado neste trabalho, a ondulação máxima permitida para a corrente é de 5%. A indutância do filtro de saída L_{out} é calculada a partir da Equação 17:

$$L_{out} = \frac{V_{out} \cdot (1 - D_{ef})}{2 \cdot F_s \cdot I_{out} \cdot rippleI} = 9,464 \mu\text{H}. \quad (17)$$

b) Determinação do núcleo do indutor L_{out}

O produto $AeAw_{Lo}$ do núcleo do indutor do filtro de saída é dado por:

$$AeAw_{Lo} = \frac{L_{out} \cdot I_{Lout(pico)} \cdot I_{Lout(eficaz)} \cdot 10^4}{Kw \cdot B_{m\acute{a}x} \cdot J} = 1,86 \text{ cm}^4. \quad (18)$$

em que:

$$I_{Lout(pico)} = \text{corrente de pico no indutor } L_{out} = I_{out} \cdot \left(1 + \frac{rippleI}{2}\right) \\ = 51,25 \text{ A};$$

$$I_{Lout(eficaz)} = \text{corrente eficaz no indutor } L_{out} = \frac{I_{Lout(pico)}}{\sqrt{2}} = 36,24 \text{ A};$$

$$B_{m\acute{a}x} = 0,3 \text{ T} *;$$

$$J = 450 \text{ A/cm}^2 *.$$

O núcleo cujo produto $AeAw$ é maior e mais próximo do calculado é o E42/21/15, entretanto, para que o enrolamento coubesse foi necessário utilizar o E42/21/20.

c) Cálculo do número de espiras do indutor do filtro de saída N_{Lout}

Adaptando a Equação 15, tem-se o número de espiras do indutor do filtro de saída N_{Lout} :

$$N_{Lout} = \frac{L_{out} \cdot I_{Lout(pico)} \cdot 10^4}{B_{m\acute{a}x} \cdot Ae} \cong 7 \text{ espiras}. \quad (19)$$

d) Dimensionamento do condutor

Seguindo o mesmo procedimento utilizado para o dimensionamento dos condutores do transformador e indutor ressonante, tem-se:

$$S_{Lout} = 0,0805 \text{ cm}^2;$$

$$N_{fios,Lout} = 32 \text{ fios.}$$

Conforme explicado durante o dimensionamento dos condutores do transformador, a grande quantidade exigida de fios em paralelo dificulta o enrolamento, dessa forma, é mais vantajoso utilizar cabos de fio *Litz*.

e) Cálculo do entreferro - lg_{lout}

O mesmo procedimento utilizado para cálculo do entreferro do indutor ressonante foi aplicado para o indutor do filtro de saída, portanto:

$$lg_{Lout} = 0,7808 \text{ cm.}$$

3.3.1.4 Dimensionamento do capacitor do filtro de saída

A função do capacitor do filtro é garantir que a ondulação da tensão de saída esteja dentro das especificações do projeto, nesse caso, limitada a 5%. A capacitância mínima é obtida pela Equação 20:

$$C_{out} = \frac{rippleI \cdot I_{out}}{8 \cdot Fs \cdot rippleV \cdot V_{out}} \cong 34 \mu\text{F.} \quad (20)$$

Foi selecionado um capacitor de 100 μF para 100 V de filme poliéster metalizado, que possui baixa resistência em série equivalente e estava disponível no laboratório.

3.3.1.5 Resistência de carga

A resistência de carga R_{carga} foi calculada a partir da Equação 21:

$$R_{carga} = \frac{V_{out}}{I_{out}} = 0,0728 \Omega. \quad (21)$$

3.3.2 Modelagem dinâmica do conversor

A modelagem dinâmica é fundamental para o projeto dos controladores, entretanto, a característica não linear dos conversores CC-CC dificulta o projeto de controladores que garantam desempenho adequado ao conversor. Ao longo dos anos, os pesquisadores desenvolveram diversos métodos para análise e modelagem de conversores [74], dentre eles, o método de modelagem da chave PWM.

As topologias básicas de conversores CC-CC possuem uma chave controlada, como um Mosfet, e outra chave não controlada associada a elementos lineares invariantes no tempo. Essas duas chaves recebem o nome de chave PWM [75]. A principal vantagem do método de modelagem da chave PWM em relação aos outros métodos de modelagem é a versatilidade e simplicidade de implementação. Esse método consiste na substituição das chaves do conversor por seus modelos de tempo médio [76].

A modelagem do conversor PSFB pelo método da chave PWM seria muito dispendiosa devido à complexidade da topologia. Entretanto, o fato de esse conversor ser uma derivação do conversor *buck* permite que a sua modelagem seja feita a partir da modelagem do conversor *buck*. Para isso, são introduzidos os efeitos do controle por deslocamento de fase e os efeitos da utilização da indutância de ressonância e a indutância de dispersão do primário do transformador para alcançar a comutação suave. O modelo de pequenos sinais para o conversor PSFB é obtido a partir do modelo de pequenos sinais do conversor *buck*, e a partir da análise do modelo é possível determinar as funções de transferência que serão utilizadas no projeto dos controladores [74].

Para o conversor desenvolvido neste trabalho, a variável de interesse é a corrente de saída, portanto, apenas a função de transferência da variação da corrente de saída em função da variação da razão cíclica foi obtida (Equação 22). A partir dessa, foi obtida a função de transferência da variação de corrente em função da tensão de controle (Equação 23):

$$G_{id}(s) = \frac{\hat{i}_o}{\hat{d}} = \frac{nV_{in}}{L_{out}C_{out}R_{carga}} \cdot \frac{1}{s^2 + s\left(\frac{1}{R_{carga}} + \frac{R_d}{L_{out}}\right) + \frac{1}{L_{out}C_{out}}\left(\frac{R_d}{R_{carga}} + 1\right)}. \quad (22)$$

em que:

$$R_d = 4n^2 L_r F s;$$

$$n = \frac{1}{at}.$$

Sabendo que:

$$D = \frac{V_c}{V_D}. \quad (23)$$

em que:

D = razão cíclica

V_c = tensão de controle

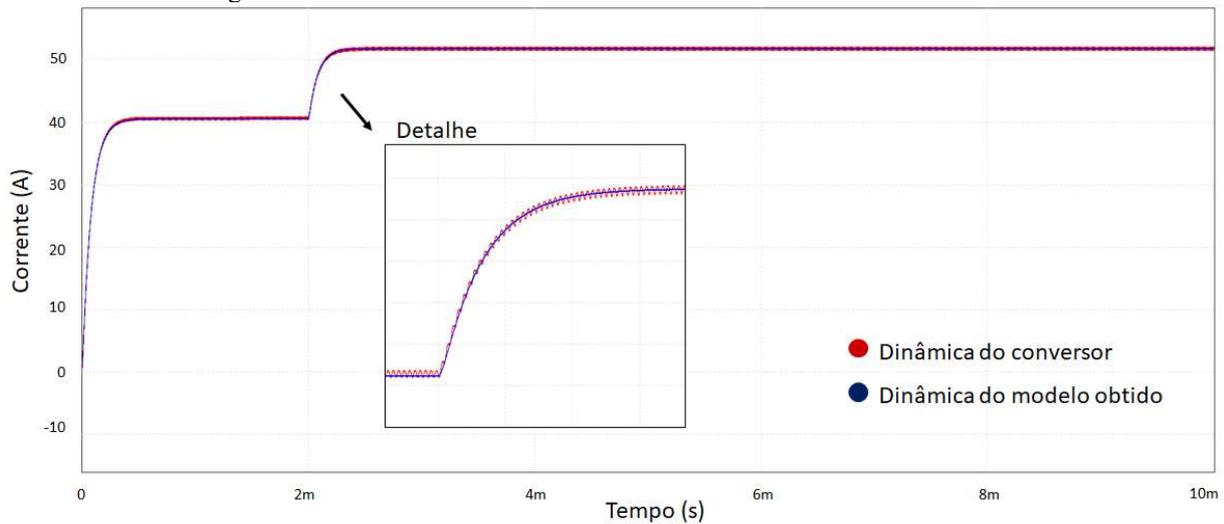
V_D = tensão de pico da onda dente de serra

Substituindo a Equação 23 na Equação 22 obtém-se a função de transferência da variação da corrente de saída em função da tensão de controle:

$$G_i(s) = \frac{\hat{I}_o}{\hat{V}_c} = \frac{nV_{in}}{V_D L_{out} C_{out} R_{carga}} \cdot \frac{1}{s^2 + s \left(\frac{1}{R_{carga}} + \frac{R_d}{L_{out}} \right) + \frac{1}{L_{out} C_{out}} \left(\frac{R_d}{R_{carga}} + 1 \right)}. \quad (24)$$

Utilizando os valores das indutâncias L_r e L_{out} medidos e o valor da capacitância C_{out} selecionada, o circuito foi simulado em malha aberta e sua dinâmica foi comparada com a dinâmica do modelo representado pela função de transferência $G_{id}(s)$. Para a simulação do modelo obtido, foi utilizado o bloco *s-domain Transfer Function* do software PSIM®. A análise dinâmica mostrada na Figura 46 foi realizada mediante a aplicação de uma perturbação na razão cíclica.

Figura 46- Análise dinâmica do circuito do conversor e do modelo obtido.



Fonte: o autor

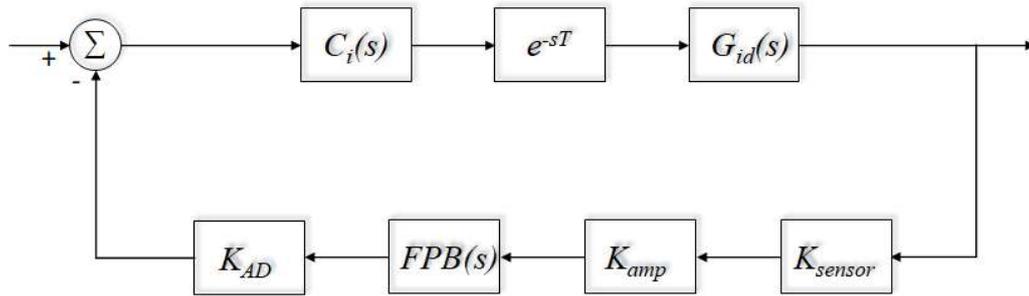
Como pode ser visto na Figura 46, a dinâmica do modelo obtido coincidiu com a dinâmica do conversor simulado, comprovando dessa forma, a validade do modelo.

3.3.3 Projeto do controlador PI

Após determinar a função de transferência $G_{id}(s)$, que relaciona a variação de corrente à razão cíclica, o controlador de corrente pode ser projetado. O controlador de corrente implementado neste trabalho é do tipo PI discreto, que apresenta inúmeras vantagens em relação ao analógico, dentre elas: a alta confiabilidade, menor vulnerabilidade à temperatura e precisão dos componentes, e facilidade no ajuste [77].

Foram considerados na malha de controle mostrada na Figura 47, além da função de transferência $G_{id}(s)$, o ganho do sensor de corrente, o ganho do circuito amplificador e o atraso de conversão A/D. Além disso, para evitar problemas de *aliasing* na amostragem do sinal e atenuar ruídos de alta frequência, foi adicionado um filtro passa-baixa de primeira ordem na realimentação.

Figura 47- Diagrama de blocos da malha de corrente.



Fonte: o autor.

A função de transferência do filtro passa baixa $FPB(s)$ pode ser obtida pela Equação 25:

$$FPB(s) = \frac{\omega_b}{s + \omega_b}. \quad (25)$$

em que:

$$\omega_b = 2 \cdot \pi \cdot 5 \text{ kHz} \quad (\text{rad/s}).$$

Utilizou-se uma banda passante no filtro com frequência uma década abaixo da frequência de comutação. Sabendo que o sensor de corrente ACS758 utilizado possui sensibilidade de 0,02 mV/A, admite-se no projeto do controlador um ganho $K_{sensor} = 0,02$. Dessa forma, para a corrente máxima, tem-se na saída do sensor a tensão de *offset* acrescida de 1V. O sensor utilizado neste trabalho possui um *offset* típico de 2,5 V, que é indesejado para esta aplicação, já que a tensão máxima permitida na entrada do conversor A/D do microcontrolador é de 3,3 V. Em função disso, foi necessário inserir um circuito subtrator para remover *offset* e um circuito amplificador, de ganho $K_{amp} = 2,44$, que permitiu trabalhar com maior resolução do microcontrolador.

O ganho do conversor A/D (K_{AD}) é calculado pela Equação 26:

$$K_{AD} = \frac{1}{V_{ref}/2^n}. \quad (26)$$

em que:

V_{ref} = tensão máxima permitida na entrada do conversor A/D = 3,3 V;

n = número de bits da resolução do microcontrolador = 12 bits.

Segundo Moraes [77], o atraso inserido pela implementação digital, representado no diagrama de blocos da Figura 47 como e^{-sT} , é comumente simplificado pela aproximação de Padé de primeira ordem, como representado pela Equação 27:

$$e^{-sT} \approx \frac{1 - s \frac{Ts}{2}}{1 + s \frac{Ts}{2}} \quad (27)$$

Onde:

$$Ts = \text{período de comutação} = \frac{1}{F_s}$$

Após determinar os blocos do diagrama, o controlador $C_i(s)$ foi projetado a partir da análise da resposta em frequência da função de transferência de laço aberto não compensada $FTL_{ANC}(s)$, obtida pelo produto das funções de transferência contidas no laço, conforme a Equação 28 [77]:

$$FTL_{ANC}(s) = e^{-sT} \cdot G_{id}(s) \cdot K_{sensor} \cdot K_{amp} \cdot FPB(s) \cdot K_{AD}. \quad (28)$$

Conforme definido no projeto conceitual, o controlador escolhido para o controle da corrente elétrica de soldagem é do tipo PI, cuja função de transferência no domínio “ s ” é calculada pela Equação 29:

$$C_i(s) = K_p + \frac{K_i}{s} = K_c \frac{s + \omega_z}{s}. \quad (29)$$

Então,

$$K_p = K_c$$

$$K_i = K_c \cdot \omega_z$$

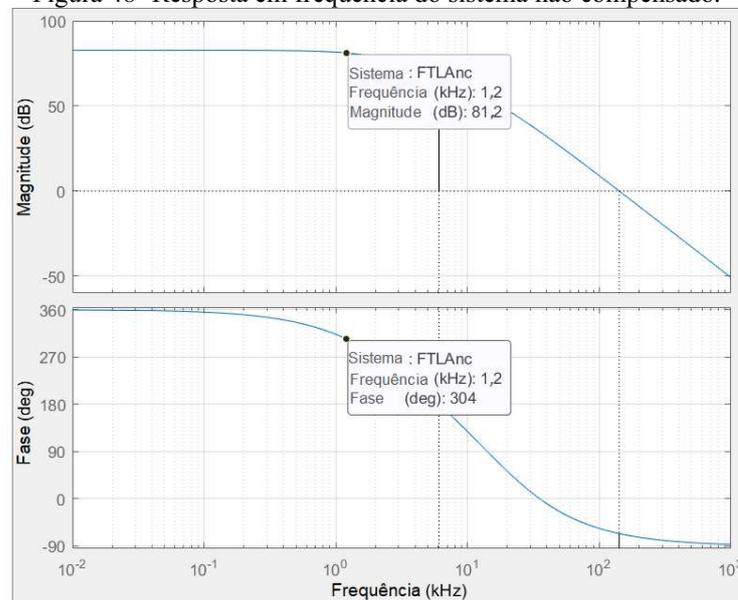
O ganho do controlador K_c e a frequência do zero do controlador ω_z (rad/s) foram obtidos pelas Equações 30 e 31.

$$K_c = \frac{\omega_c}{\sqrt{\omega_c^2 + \omega_z^2}} \cdot \frac{1}{|FTLA_{NC}(j\omega_c)|} = 4,5179 \cdot 10^{-5}. \quad (30)$$

$$\omega_z = \frac{\omega_c}{\tan[MF - 90^\circ - \angle FTLA_{NC}(j\omega_c)]} = 12,548 \text{ krad/s}. \quad (31)$$

em que $|FTLA_{NC}(j\omega_c)|$ e $\angle FTLA_{NC}(j\omega_c)$ são respectivamente o módulo e a fase da função de transferência em laço aberto não compensada, na frequência de cruzamento ω_c . A análise da resposta em frequência para obtenção dos parâmetros do controlador foi realizada por meio do uso *software* MATLAB[®], aplicando o comando *bode(sys)* e alocando a margem de fase MF em 65° e a frequência de cruzamento f_c em 1,2 kHz ($\omega_c = 7,5398$ krad/s). O módulo e a fase são facilmente obtidos movendo o cursor para a região do diagrama onde a frequência é igual a ω_c , conforme ilustrado na Figura 48.

Figura 48- Resposta em frequência do sistema não compensado.

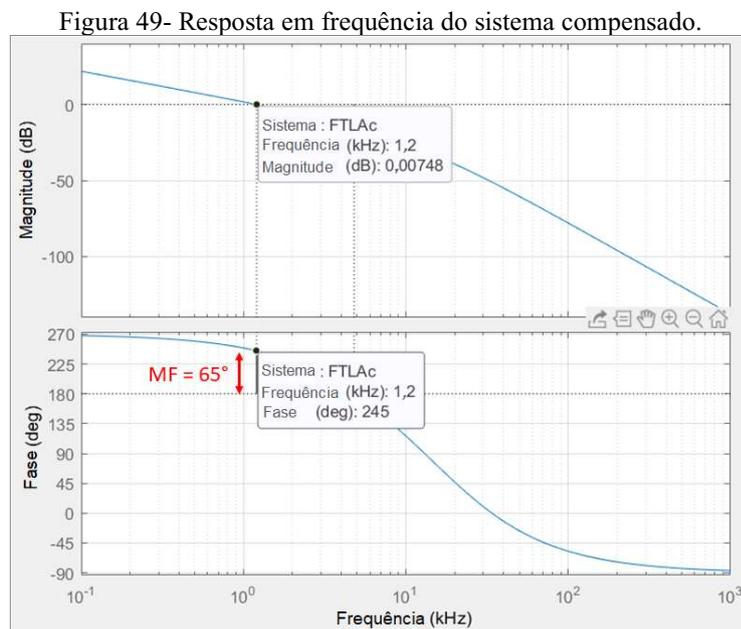


Fonte: o autor.

A função de transferência em laço aberto compensada $FTLAc(s)$ é obtida pelo produto da função de transferência em laço aberto não compensada pelo controlador $C_i(s)$, conforme a Equação 32:

$$FTLA_C(s) = C_i(s) \cdot FTLA_{NC}(s). \quad (32)$$

Para verificar se as especificações do projeto do controlador foram satisfeitas, basta analisar a resposta em frequência do sistema compensado, tal como foi feito para o sistema não compensado. Se o projeto foi bem executado, o sistema compensado terá, na frequência de cruzamento, uma margem de fase igual à especificada no projeto, conforme mostrado no diagrama da Figura 49.



Fonte: o autor.

Uma maneira mais simples de obter os parâmetros do controlador é utilizando a ferramenta *pidTuner(sys)* do Matlab[®]. Neste caso, o projetista pode personalizar o controlador analisando a resposta do sistema ao impulso unitário. Esta ferramenta mostra, quase que instantaneamente, a mudança no comportamento do sistema e os ganhos K_p e K_i , enquanto o projetista altera o tempo de resposta do controlador, de mais lento para mais rápido, e o comportamento transitório, de mais agressivo para mais robusto.

O método escolhido pelo autor para discretização do controlador foi o método trapezoidal (Tustin), cuja variável complexa “ s ” é substituída por uma aproximação no tempo discreto, conforme a Equação 33 [78]:

$$s = \frac{2}{T_a} \cdot \frac{z-1}{z+1}. \quad (33)$$

Logo, substituindo a Equação 33 na Equação 29, tem-se:

$$C_i(z) = K_p + K_i \cdot \frac{T_a}{2} \cdot \frac{z+1}{z-1}. \quad (34)$$

em que:

$$T_a = \text{período de amostragem} = \frac{1}{50 \text{ kHz}} = 20 \mu\text{s}.$$

Substituindo os ganhos K_p e K_i na Equação 33, tem-se a função de transferência do controlador no domínio discreto $C_i(z)$, como mostrado na Equação 35:

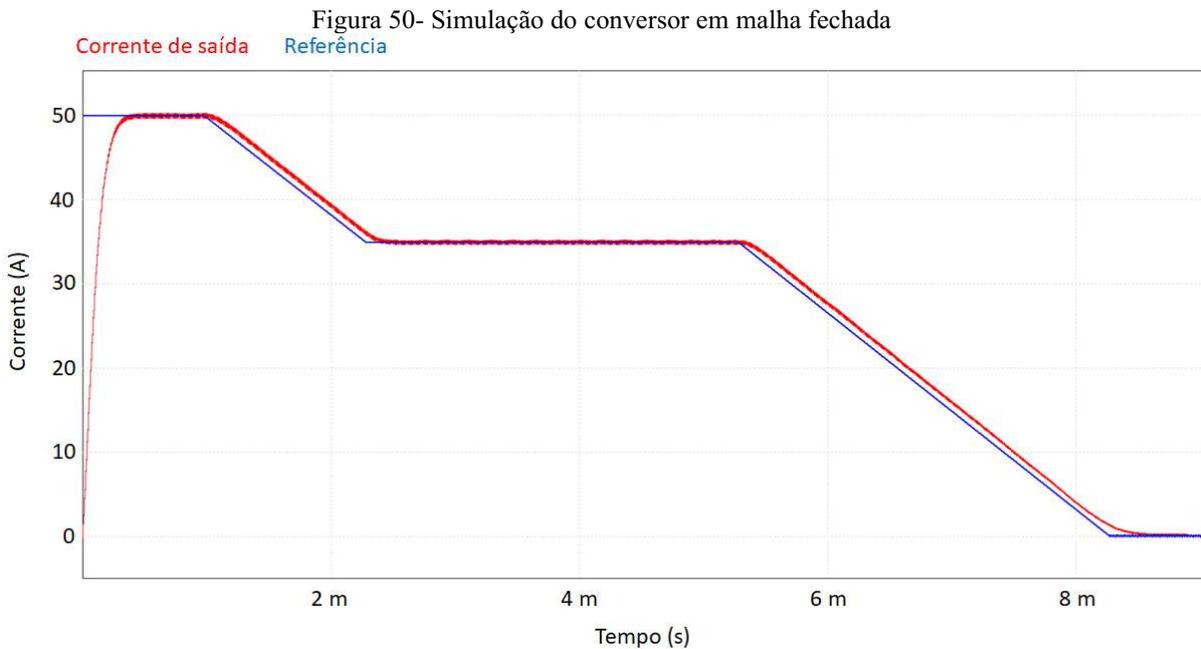
$$C_i(z) = \frac{5,085 \cdot 10^{-5} z - 3,951 \cdot 10^{-5}}{z-1}. \quad (35)$$

3.3.4 Simulação do conversor em malha fechada

Após o controlador ser projetado, o conversor pôde ser simulado em malha fechada, utilizando o mesmo circuito montado anteriormente, para as simulações em malha aberta, porém acrescido do controlador e elementos contidos na realimentação.

Como o conversor foi projetado para operar como uma fonte de corrente para soldagem, a qual deve fornecer dois patamares de corrente, foi utilizado o bloco *piecewise linear* do PSIM[®] para reproduzir o perfil de soldagem, semelhante ao apresentado na Figura 32 (página 59).

Os tempos referentes a cada etapa do processo de soldagem foram reduzidos na simulação ilustrada na Figura 50 com objetivo de reduzir o custo computacional, portanto, não há qualquer relação com os tempos necessários para a soldagem dos fios diamantados para esta pesquisa.



A simulação ilustrada na Figura 50 mostrou que o controlador é capaz de manter a corrente de saída próxima ao valor de referência, independente da variação de carga. Além disso, o fato de os tempos utilizados na simulação serem muito menores do que os tempos utilizados na soldagem do fio diamantado demonstra que o controlador é ágil o suficiente para controlar a corrente elétrica durante o primeiro estágio da soldagem, em que o tempo é algo em torno de 800 ms, confirmando dessa forma, sua validade.

No entanto, como o controlador é projetado com base na planta, uma mudança em qualquer termo da Equação 22, que inclui a resistência de carga, altera os ganhos do controlador e, conseqüentemente, a sua dinâmica. Devido a redução da resistência elétrica após a consolidação da solda, que ocorre no primeiro estágio do processo de soldagem, a dinâmica do modelo físico será diferente da dinâmica obtida na simulação mostrada na Figura 50.

Com base nesse fato, é possível que haja necessidade de ajustar os ganhos do controlador após a construção do protótipo, de modo a torná-lo adequado para a resistência elétrica imposta pelo contato das extremidades do fio diamantado. A fim de simplificar esse ajuste, a ferramenta *pidTuner(sys)* pode ser empregada.

3.4 IMPLEMENTAÇÃO DO PROTÓTIPO

A primeira etapa da implementação do protótipo foi a seleção dos componentes para montagem do protótipo. Os primeiros componentes selecionados foram os transistores e os *gate drivers*, já que o circuito inversor deve funcionar corretamente antes de ser acoplado ao circuito de potência. A escolha por utilizar MOSFET em vez de IGBT se deu pelo fato do primeiro ser mais adequado para operar com frequências superiores a 20 kHz. A seleção desses componentes foi feita com base nos parâmetros do projeto e na disponibilidade. Já os componentes periféricos do circuito de acionamento dos MOSFETs, composto pelos *gate drivers*, foram selecionados a partir de notas de aplicação emitidos pelo fabricante do *gate driver* e na simulação desse circuito a partir do *software* LTspice[®].

Partindo do princípio que o equipamento desenvolvido neste trabalho é um protótipo, optou-se por utilizar os MOSFETs IRF 840, da International Rectifier, que são de baixo custo e se enquadram nos requisitos do projeto, e para o acionamento desses, escolheu-se o *gate driver* IR 2110, do mesmo fabricante.

O microcontrolador selecionado é um kit de desenvolvimento da Texas Instruments, modelo LAUNCHXL-F28027, comumente utilizado em prototipagem de conversores de potência.

A segunda etapa da implementação foi o projeto das placas de circuito impresso (PCB, do inglês *Printed Circuit Board*). Por ser um protótipo, optou-se por dividir o circuito em módulos, desta forma evitaria a reimpressão de todo o circuito caso houvesse algum problema isolado. As primeiras placas projetadas foram: a placa do circuito inversor, a placa do circuito de acionamento dos MOSFETs, a placa do microcontrolador e a placa da fonte auxiliar para alimentar o circuito de acionamento e o microcontrolador. Para evitar problemas no circuito relacionados à interferência eletromagnética, os *gate drivers* foram montados próximos aos interruptores.

Em relação à placa do circuito de potência, estava previsto utilizar na saída um retificador de onda completa em ponte, com quatro diodos Schottky, entretanto, esse tipo de retificador provoca uma queda de tensão duas vezes maior do que o retificador de onda completa com derivação central, que utiliza dois diodos. Para reduzir as perdas de potência, optou-se pelo retificador de onda completa com derivação central. Para isso foi selecionado o diodo duplo, modelo V80100PW, da VISHAY.

Além da alteração do retificador de saída, foi proposto substituir os *gate drivers* IR2110 por *gate drivers* com isolamento óptico, que haviam sido utilizados em outro trabalho e estavam disponíveis no INEP. O fato de o sinal PWM vindo do microcontrolador ser isolado do sinal de comando enviado aos interruptores garante maior imunidade às interferências eletromagnéticas.

Após fabricar os elementos magnéticos, o conversor foi testado em bancada com cargas progressivas e depois com um curto-circuito. Como a resistência elétrica da carga envolvida no processo de soldagem do fio diamantado possui um valor muito baixo, que se aproxima de um curto-circuito, decidiu-se curto-circuitar a saída do conversor para que seu funcionamento fosse avaliado com a corrente nominal de 50 A.

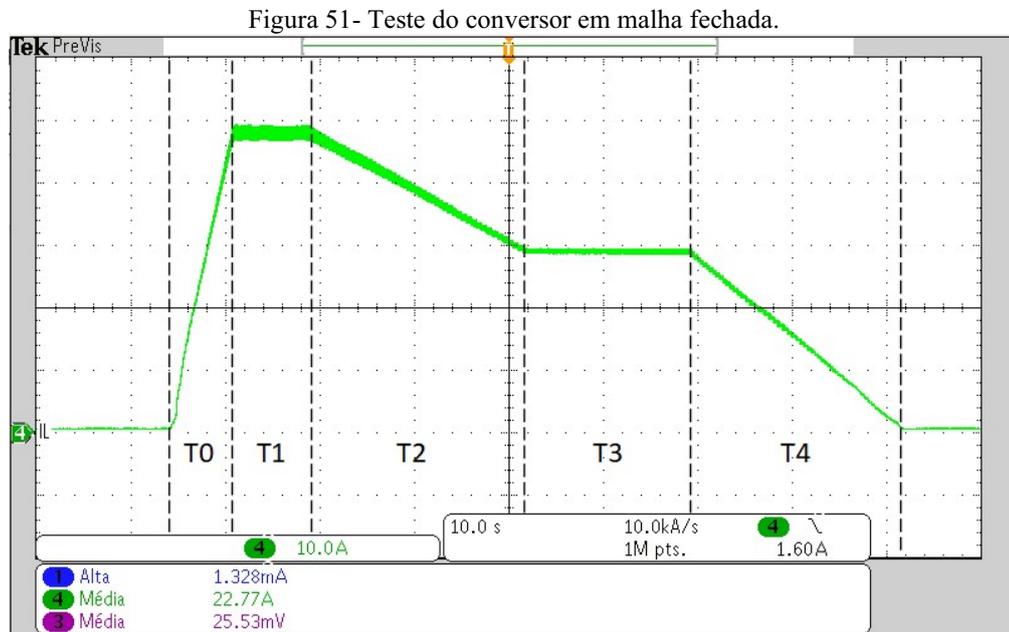
Os testes iniciais foram realizados com tensão nominal de 220 V, e a corrente era ajustada manualmente a partir de um potenciômetro inserido de forma provisória para promover o deslocamento de fase, até que a malha fosse fechada. Para avaliar o funcionamento do conversor em malha aberta, a corrente foi elevada gradativamente até atingir a corrente nominal e mantida durante um período aproximado de 30 minutos, para monitoramento da temperatura dos componentes do circuito.

A última etapa da implementação do protótipo foi o fechamento da malha de controle da corrente. Primeiramente foi necessário fabricar a placa do circuito de condicionamento do sinal do sensor de corrente. Conforme explicado anteriormente, o sensor de corrente utilizado, o ASC-758, possui um *offset* de 2,5 V sobre a tensão proporcional a corrente lida, e para que a tensão na entrada do conversor A/D não fosse excedida, foi necessário montar um circuito subtrator. Adjacente ao circuito subtrator foi colocado um circuito amplificador de modo que pudesse ser utilizada uma maior resolução do conversor A/D.

Uma função foi criada dentro do algoritmo principal para reproduzir o perfil de soldagem mostrado na Figura 50.

A partir dos parâmetros de entrada do processo de soldagem, este algoritmo calcula a inclinação das rampas de subida e descida das correntes. Os parâmetros configuráveis são: corrente de soldagem (C1); corrente do tratamento térmico (C2); tempo de subida da corrente (T0); tempo de manutenção da corrente de soldagem (T1); tempo de descida da corrente de soldagem para corrente do tratamento térmico (T2); tempo de manutenção da corrente de tratamento térmico (T3); tempo de descida da corrente do tratamento térmico para 0 (T4). Para testar o

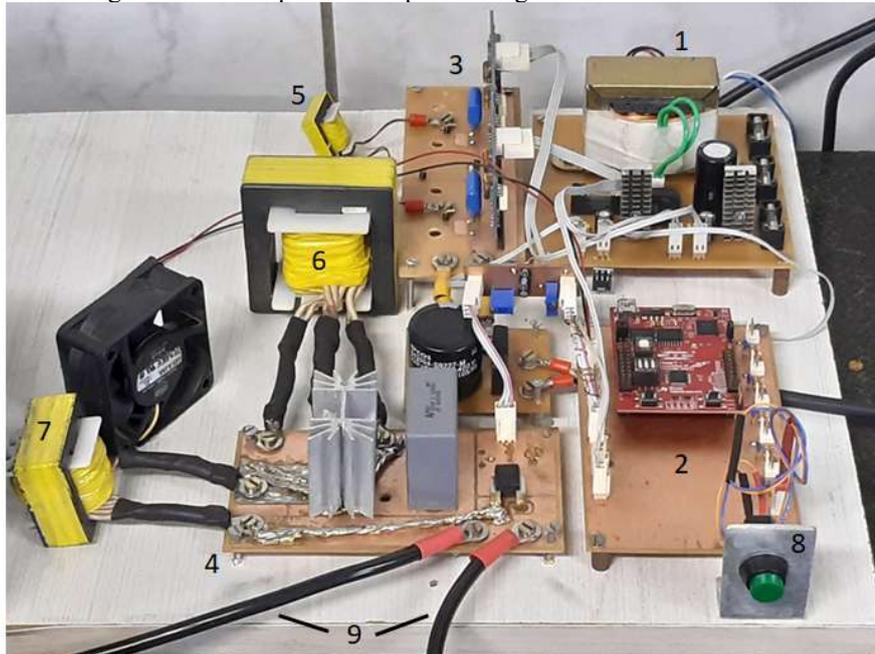
funcionamento do algoritmo de controle do processo de soldagem, foram realizados testes com valores de corrente e tempo arbitrários, conforme mostrado na Figura 51.



Fonte: o autor.

O protótipo finalizado da fonte para soldagem de fios diamantados está ilustrado na Figura 52. Devido aos atrasos decorrentes da pandemia da COVID-19 e dos problemas técnicos enfrentados durante a implementação do protótipo, não teve tempo hábil de implementar uma interface para configuração dos parâmetros de soldagem, que atualmente é realizada no próprio algoritmo.

Figura 52- Protótipo da fonte para soldagem de fios diamantados.



- | | |
|-------------------------------|-----------------------------------|
| 1- Fonte auxiliar 5-15V | 6- Transformador |
| 2- Placa do microcontrolador | 7- Indutor do filtro de saída |
| 3- Placa do circuito inversor | 8- Botão de partida |
| 4- Placa de potência | 9- Cabos de energia para soldagem |
| 5- Indutor ressonante | |

Fonte: o autor.

3.5 VALIDAÇÃO DO PROTÓTIPO

Após cumprir as etapas de teste em bancada, o protótipo da fonte de soldagem foi submetido à etapa de validação, na qual a capacidade de soldagem de fios diamantados de 350 μ m utilizados na linha de pesquisa foi avaliada. Sendo assim, o protótipo foi integrado à bancada de soldagem no LMP para ser testado.

Cabe ressaltar que na antiga fonte de soldagem, a corrente era configurada indiretamente, por meio da variação da porcentagem da onda senoidal da tensão aplicada no processo. Portanto, não seria possível utilizar aqueles parâmetros como base para os testes iniciais da nova fonte. E mesmo se os valores de corrente fossem conhecidos, não haveria garantia de compatibilidade, visto que o protótipo desenvolvido neste trabalho entrega corrente contínua.

Para testar a capacidade do protótipo em efetuar soldagens de fios diamantados, foi variado somente um parâmetro, a corrente de soldagem C1, conforme mostrado na Tabela 4. Para a corrente de tratamento térmico C2, foi escolhido um valor arbitrário menor do que C1. Com exceção do tempo T0, que até então não era configurável, os outros tempos foram

mantidos conforme utilizados na antiga fonte. É importante deixar claro que obter soldas resistentes não estava nos objetivos desta etapa, a parametrização é uma tarefa a parte.

Tabela 4- Tabela de parâmetros para validação da fonte.

PARÂMETRO	VALOR
C1	15 A, 16 A, 17 A..., 20 A
C2	10 A
T0	0,5 s
T1	0,8 s
T2	0,8 s
T3	30 s
T4	30 s

Fonte: o autor.

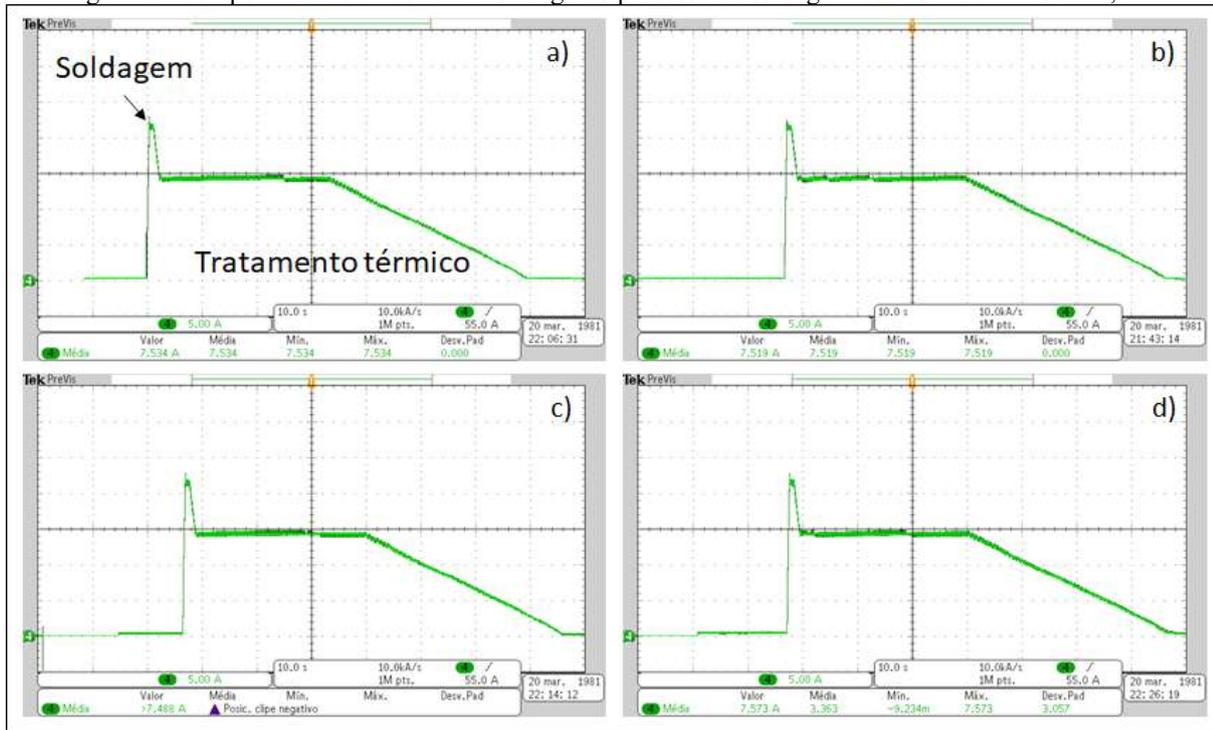
Os procedimentos de preparação dos fios para essa etapa foram os mesmos utilizados desde a introdução da linha de pesquisa sobre o corte com fios diamantados. Por sua vez, optou-se por utilizar apenas fios usados para evitar desperdício.

Os testes iniciaram pela corrente C1 mais baixa da Tabela 4, portanto, 15 A, a qual foi aumentada em 1 A a cada tentativa malsucedida devido à insuficiência de energia para soldagem. Quando a corrente C1 foi aumentada para 20 A, houve consolidação da junta de solda, que apesar de fraca, concluiu-se que o protótipo é capaz de entregar a energia necessária para a soldagem dos fios diamantados.

Verificando a capacidade de soldagem do protótipo, foi feita uma parametrização prévia, com intuito de realizar uma sequência de soldagens e analisar a corrente entre um processo e outro, utilizando os mesmos parâmetros.

Como os parâmetros C1 e C2 configurados em 20 A e 10 A, respectivamente, mostraram ser insuficientes, decidiu-se aumentar esses parâmetros gradativamente, até que fosse possível efetuar uma sequência de soldagens sem que ocorressem falhas. Após repetir várias vezes o processo de soldagem, concluiu-se que C1=22 A e C2=14,5 A resultam em juntas visualmente aceitáveis, sendo que não foram observadas falhas em nenhuma das oito repetições. Os sinais de corrente de 4 dessas 8 repetições foram adquiridos e são mostrados na Figura 53.

Figura 53- comportamento da corrente ao longo do processo de soldagem com C1=22 A e C2=14,5 A.



Fonte: o autor.

Observa-se na Figura 53 que os sinais de corrente adquiridos, assim como nos demais processos de soldagem, com esses parâmetros, são praticamente idênticos entre si, o que indica repetibilidade tanto para as correntes, quanto para os tempos considerados em cada estágio do processo.

4 MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 PARAMETRIZAÇÃO DO PROCESSO

Como as atividades da linha de pesquisa estavam comprometidas pela redução da qualidade das soldas produzidas pela antiga fonte e a parametrização do processo por meios estatísticos exigiria maior tempo, fez-se necessário elaborar uma metodologia para parametrização que fosse simples e ao mesmo tempo eficaz.

A metodologia adotada consistiu em fabricar fios com diferentes combinações de parâmetros, preparar as soldas e submetê-los a testes de rotação para ciclar em vazio na máquina de corte. Como os valores dos parâmetros C1, T0, T1 e T2 haviam sido definidos nos pré-testes e estavam resultando em juntas bem consolidadas, optou-se por mantê-los. Por outro lado, decidiu-se aumentar o valor do parâmetro C2, referente à corrente de tratamento térmico, de 14,5 A para 19 A, para evitar temperaturas de tratamento térmico muito baixas e insuficientes para transformação da martensita em bainita, visto que após a soldagem há uma queda considerável na resistência elétrica e conseqüentemente na geração de calor por efeito Joule.

Para conduzir os experimentos, observaram-se as diferentes combinações de parâmetros representadas na Tabela 5, em que foram variados apenas os valores dos parâmetros T3 e T4.

Tabela 5- Combinações de parâmetros para testes de resistência na máquina de corte.

Combinação	C1	C2	T0	T1	T2	T3	T4
A1	22 A	19 A	0,5 s	0,8 s	0,8 s	30 s	30 s
A2	22 A	19 A	0,5 s	0,8 s	0,8 s	30 s	30 min
A3	22 A	19 A	0,5 s	0,8 s	0,8 s	30 s	2 h
B1	22 A	19 A	0,5 s	0,8 s	0,8 s	60 s	30 s
B2	22 A	19 A	0,5 s	0,8 s	0,8 s	60 s	30 min
B3	22 A	19 A	0,5 s	0,8 s	0,8 s	60 s	2 h

Fonte: o autor.

Os testes de rotação foram realizados na antiga máquina de corte, desenvolvida por Knoblauch [6], e o melhor tempo superou os 30 minutos, condição obtida quando o parâmetro T4 foi aumentado para 2 h. Após constatar que havia resistência mecânica suficiente para

resistir à rotação, novas ferramentas foram fabricadas para serem submetidas ao processo de corte numa chapa de aço com cordões depositados por manufatura aditiva com laser.

A Tabela 6 apresenta os valores atuais dos parâmetros definidos a partir dos ensaios de corte realizados nessa etapa.

Tabela 6 - Parâmetros de soldagem atuais.

PARÂMETRO	VALOR
C1	22 A
C2	19 A
T0	0,5 s
T1	0,8 s
T2	0,8 s
T3	60 s
T4	2 h

Fonte: o autor.

4.2 PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL

Após a validação do protótipo,, foi elaborada uma metodologia para caracterização da solda e parametrização do processo de soldagem por métodos estatísticos, a fim de obter os parâmetros otimizados. A ideia inicial era fazer uma análise de variância dos resultados de dureza das juntas de solda obtidas a partir de um planejamento fatorial completo. Entretanto, seria muito dispendioso considerar todos os parâmetros de soldagem. Uma maneira encontrada pelo autor de reduzir o número de variáveis foi considerar apenas as variáveis referentes ao estágio do tratamento térmico, isto é, C2, T3 e T4. Essa decisão foi tomada com base na constatação de que as variáveis referentes ao estágio de soldagem, C1, T0, T1 e T2, possuem maior influência sobre o sucesso da soldagem em si e menor influência sobre a microestrutura e resistência da junta de solda obtida ao final do processo, que é o fator de interesse neste trabalho.

Com base nestes argumentos, foi feito um planejamento fatorial completo com as 3 variáveis do estágio do tratamento térmico, cada uma com 3 níveis e uma réplica para cada tratamento, totalizando 54 experimentos.

Tabela 7- Tabela de variáveis e níveis do planejamento fatorial.

	Baixo	Médio	Alto
C2	15 A	17 A	19 A
T3	30 s	60 s	120 s
T4	30 s	30 min	2 h

Fonte: Próprio autor.

4.2.1 Caracterização microestrutural por microscopia óptica

A caracterização da microestrutura é fundamental para o conhecimento das propriedades das regiões da solda. A partir dela é possível determinar as fases formadas após o tratamento térmico e inferir sobre as propriedades mecânicas dessas regiões.

Para que a microestrutura de um metal possa ser observada por meio de um microscópio óptico, a amostra deve ser preparada em quatro etapas: embutimento, lixamento, polimento e ataque químico. Os procedimentos de preparação das amostras metalográficas geralmente variam de acordo com as dimensões e a composição da amostra. No caso dos fios diamantados, a preparação procedeu-se da seguinte forma.

a) Embutimento

Como cada tratamento do planejamento fatorial teve uma réplica, optou-se pelo embutimento em conjunto das duas amostras de cada tratamento; dessa forma seria economizado o tempo de preparação e o material de embutimento. As amostras foram obtidas mediante o corte do fio a uma distância de aproximadamente 1 cm de cada lado da junta.

Devido ao fato que as temperaturas alcançadas no embutimento a quente não são altas o suficiente para alterar a microestrutura da amostra, optou-se por esse método. O material utilizado para embutimento foi a baquelite convencional, de coloração preta. As amostras foram colocadas sobre o êmbolo da embutidora, paralelas entre si, e foram mantidas sob pressão aproximada de 150 kgf/mm² e aquecidas por um período de 15 minutos. Após esse período, aguardou-se entre 10 e 15 minutos para o resfriamento da amostra, até que pudesse ser retirada a pressão.

b) Lixamento

O lixamento tem como função conferir à amostra uma superfície plana e um acabamento adequado para receber o polimento. Para isso, utilizam-se lixas de granulometrias decrescentes, de modo que os riscos formados pela lixa anterior sejam completamente removidos pela lixa seguinte. A escolha das lixas, entretanto, está relacionada ao estado inicial da superfície, ao material e às dimensões da amostra, e ao nível de acabamento requerido.

Para as amostras das juntas de solda dos fios diamantados,, determinou-se que o lixamento seria iniciado pela lixa 800 *mesh* em função das pequenas dimensões, que restringem a quantidade de material que pode ser removido na fase de desbaste. As próximas granulometrias foram: 1200, 1500, 2000, 2200 e 4000 *mesh*.

c) Polimento

O polimento tem como função remover os riscos remanescentes do processo de lixamento. Diferente do processo de lixamento, o abrasivo utilizado no polimento está disperso em solução de água destilada ou em pasta, aplicado sobre um pano colado num prato giratório, apropriado para preparações de amostras metalográficas. Existem diversos materiais e granulometrias utilizados como abrasivos de polimento, sendo os mais comuns o óxido de alumínio (Al_2O_3) e diamante. Para preparação das amostras dos fios diamantados foi utilizada a pasta de diamante com grãos de $\frac{1}{4} \mu\text{m}$, tendo em vista que a última lixa utilizada foi a 4000 *mesh*, que garante uma boa qualidade da superfície para a análise por microscopia óptica.

d) Ataque químico

O ataque químico tem como função revelar as microestruturas contidas na amostra para serem observadas via microscópio óptico. Da mesma forma que as etapas anteriores da preparação metalográfica, o ataque químico deve ser adequado à composição metálica da amostra. Por questões de segurança, o ataque deve ser realizado em capela para exaustão de gases. Para os fios diamantados utilizou-se como reagente uma solução contendo 3% de ácido nítrico (nital 3%). A amostra foi mergulhada nessa solução por 5 segundos e em seguida lavada em água corrente. Para remover os vestígios do reagente, a amostra foi colocada na banheira ultrassônica, dentro de um *becker* de vidro contendo álcool com concentração de 99,8%.

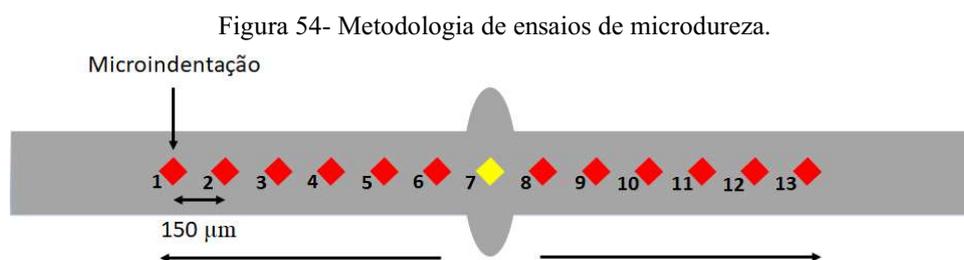
e) Microscopia óptica

Para análise da microestrutura da solda, o autor contou com a infraestrutura oferecida pelo LabMat, que é um laboratório parceiro do LMP e dispõe de um microscópio óptico Olympus, modelo Bx60M, que permite ampliações de 50, 100, 200, 500, 1000, 1500 e 2000x. Para isso, foi elaborado um roteiro de fotografia, iniciando pela ampliação de 50x, que garante enquadramento de toda a região da solda, incluindo parte da zona não afetada pelo calor, na mesma imagem. À medida que a ampliação foi aumentada, as regiões da solda foram fotografadas em partes, iniciando sempre pela região não afetada pelo calor e seguindo em direção à junta. A máxima ampliação utilizada foi de 500x, que garante boa visibilidade da microestrutura.

4.2.2 Ensaio de microdureza

Uma das principais formas de caracterizar uma solda é por meio das medições de dureza. A dureza nas regiões da solda está relacionada à microestrutura formada ao final de um determinado ciclo térmico, que é função da temperatura atingida em cada uma das regiões da solda e do tempo de exposição a essa temperatura.

A metodologia adotada para o ensaio de microdureza nas juntas de solda dos fios diamantados é ilustrada pela Figura 54.



Fonte: o autor.

Conforme ilustrado na Figura 54, as microindentações foram feitas ao longo da região da solda, iniciando pela junta e seguindo para os laterais, mantendo um distanciamento de 150 µm entre elas. Foi utilizado um microdurômetro Shimadzu, modelo HVM-2T, disponibilizado pelo Núcleo de Pesquisa em Materiais Cerâmicos e Compósitos (CERMAT). A carga utilizada foi de 0,3 kgf e o tempo de aplicação da carga foi de 10 segundos.

A partir do perfil de dureza obtido para cada amostra, é possível concluir se há variação brusca de dureza entre as regiões da solda que venha a torná-la frágil,, e além disso, com esses dados é possível verificar se o controle da corrente foi suficiente para conferir repetibilidade às características das soldas.

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os resultados e as discussões apresentados aqui se limitam à caracterização das amostras obtidas pelas combinações de parâmetros da Tabela 5, utilizadas na soldagem dos fios diamantados para os testes de resistência na máquina de corte. Os parâmetros variados foram T3 e T4, referentes ao tempo de retenção da corrente de tratamento térmico C2 e tempo de decaimento da C2 para zero.

5.1 CONSIDERAÇÕES SOBRE O PROCESSO DE SOLDAGEM E A FONTE DESENVOLVIDA

A proposta de desenvolver uma fonte para soldagem com controle de corrente surgiu a partir dos problemas de variabilidade das características mecânicas das soldas produzidas pela antiga fonte e da dificuldade em obter as soldas. Esses problemas foram atribuídos às variações nas correntes de soldagem entre os processos, visto que a corrente do processo dependia da tensão aplicada e da resistência elétrica, neste caso, uma variação em qualquer um desses fatores levava a variação da corrente de soldagem. Como apresentado na Seção 2.5 (página 40), a corrente é o fator de maior influência na geração de calor por efeito Joule e como o fio possui um diâmetro muito pequeno, essas variações eram suficientes para provocar eventuais falhas durante o processo de soldagem e variações nas características mecânicas da junta de solda.

Em princípio, controlar a corrente de soldagem resolveria parcialmente os problemas apresentados pela antiga fonte. Em relação à variabilidade das características mecânicas das soldas observou-se uma melhoria considerável, visto os fios soldados atualmente apresentam um desempenho similar durante o corte. Em contrapartida, as análises de microestrutura e dureza de algumas amostras revelaram certa variabilidade. Acredita-se que isto ocorra devido à variação da resistência elétrica imposta pelo contato das faces do fio, fazendo com que o calor gerado durante os estágios de soldagem e de tratamento térmico seja diferente entre um processo e outro, mesmo que a corrente seja a mesma. A variação da resistência elétrica pode ser

causada por diversos fatores, como variações na força de soldagem, variações no posicionamento do eletrodo sobre as extremidades do fio, variações de rugosidade das superfícies de contato e desalinhamento (radial e/ou axial) das extremidades do fio diamantado. Como o dispositivo de soldagem já está em operação há alguns anos, surgiram folgas no sistema de movimentação devido ao desgaste natural dos componentes, contribuindo diretamente para as variações mencionadas.

5.2 CARACTERIZAÇÃO DAS SOLDAS

Nesta seção são apresentados as micrografias e os perfis de dureza das soldas produzidas a partir das combinações de parâmetros utilizadas na soldagem dos fios destinados aos testes de rotação e corte.

Como detalhado na Tabela 5, as amostras foram organizadas em dois grupos, A e B, em que o parâmetro T3 foi variado em dois níveis: 30 s e 60 s. Em cada grupo, o parâmetro T4 foi variado em três níveis: 30 s, 30 min e 2 h. O código de cada amostra é composto pela letra referente ao grupo (A ou B) e um número de 1 a 3, que indica o nível do parâmetro T4.

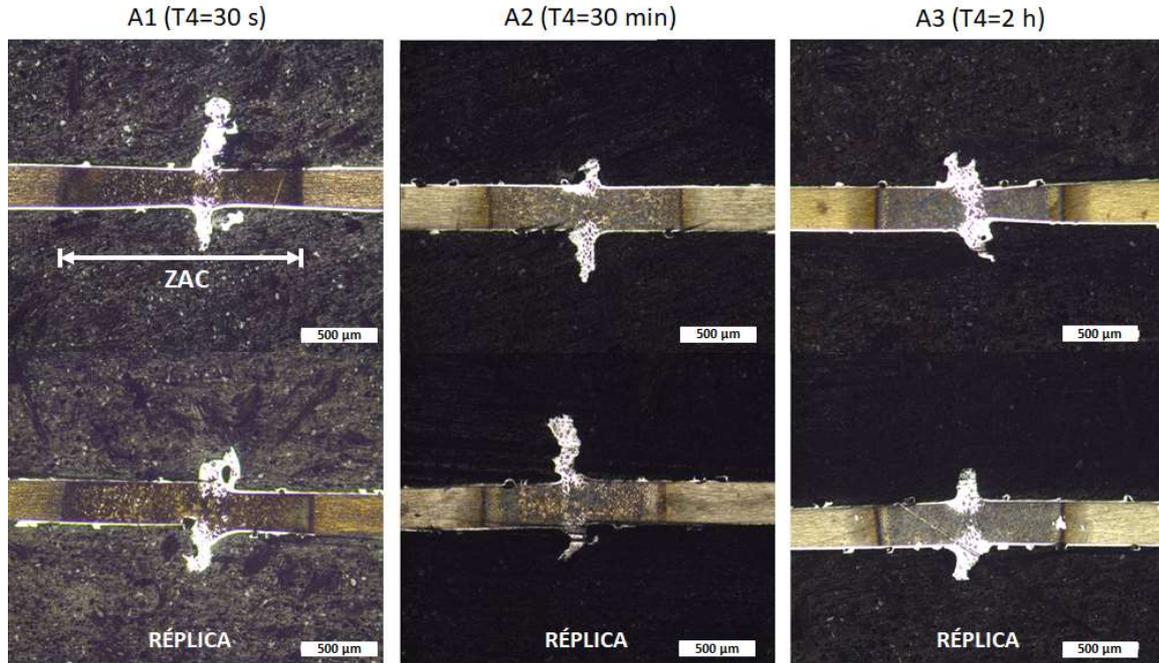
As micrografias das soldas dos grupos A e B são mostradas na Figura 55 e na Figura 56, respectivamente. Para permitir uma visão geral da microestrutura das soldas, utilizou-se uma ampliação de 50x.

De imediato, nota-se que há uma assimetria entre os lados da junta de solda, especialmente nas amostras A1. Entretanto, essa assimetria não está relacionada aos parâmetros utilizados e sim com o posicionamento dos eletrodos em relação às extremidades do fio. Conforme relatado anteriormente, o dispositivo de soldagem, mostrado na Figura 27 (página 54), vem sendo utilizado há alguns anos no laboratório e apresenta desgastes naturais em suas partes móveis, incluindo o sistema de fixação do fio, que dificultam o posicionamento preciso das extremidades do fio. Mesmo utilizando um gabarito para ajustar a protusão das extremidades do fio, durante o aperto dos eletrodos pode ocorrer a movimentação indevida do fio.

Do ponto de vista elétrico, a variação da posição do eletrodo sobre o fio irá resultar na variação da resistência elétrica e, conseqüentemente, na quantidade de calor gerado pela passagem da corrente elétrica. Do ponto de vista metalúrgico, a variação na quantidade de calor inserido durante os estágios de soldagem e tratamento térmico poderá provocar variações na microestrutura da região da solda. Portanto, dependendo da magnitude dessa variação é possível

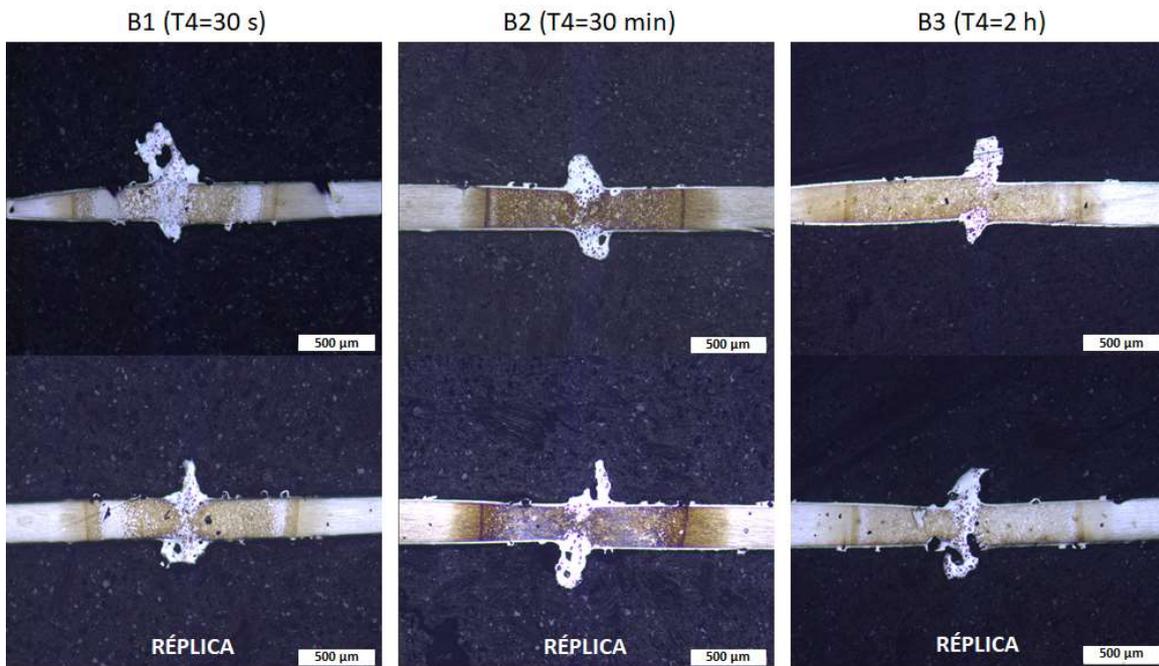
obter soldas com características mecânicas e microestruturais totalmente diferentes, mesmo que sejam utilizados parâmetros idênticos.

Figura 55- Micrografias das soldas do grupo A ($T_3 = 30$ s).



Fonte: o autor.

Figura 56 – Micrografias das soldas do grupo B ($T_3 = 60$ s).

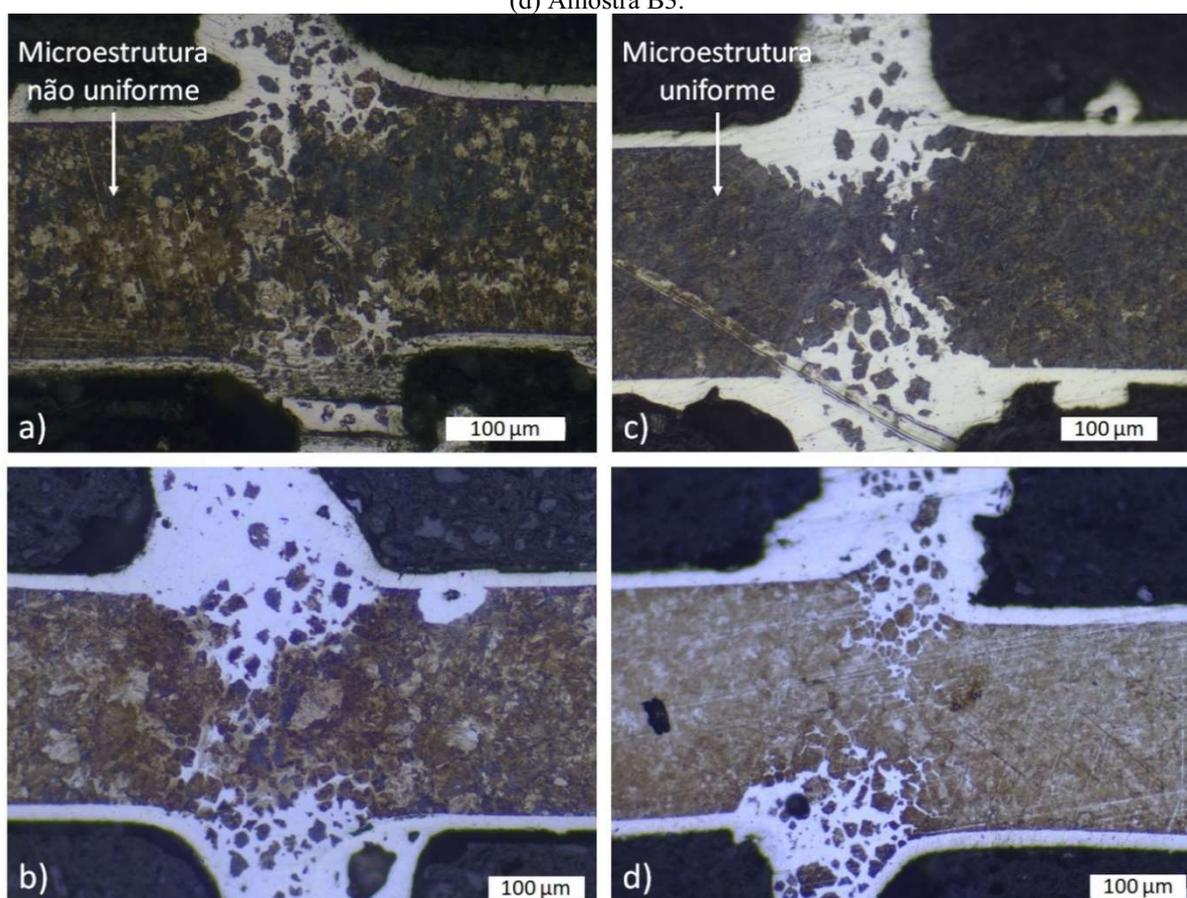


Fonte: o autor.

Observa-se que quando apenas o valor do parâmetro T4 (referente ao tempo de redução da C2 para zero) foi variado, as soldas apresentaram diferenças microestruturais expressivas, principalmente em relação à uniformidade da microestrutura da solda e ao teor de martensita (regiões claras ao longo da ZAC), que é significativamente maior nas amostras B1. Em contrapartida, quando apenas o valor do parâmetro T3 (referente ao tempo de retenção da C2) foi variado, essas diferenças foram menos expressivas. Comparando as amostras A2 e B2, nota-se a presença de uma microestrutura não uniforme, enquanto nas amostras A3 e B3 a microestrutura é uniforme.

Na Figura 57 é possível observar a uniformidade das juntas de solda das amostras A2 (a), B2 (b), A3 (c), B3 (d).

Figura 57 – Comparação da uniformidade da microestrutura: (a) Amostra A2; (b) Amostra B2; (c) Amostra A3, (d) Amostra B3.



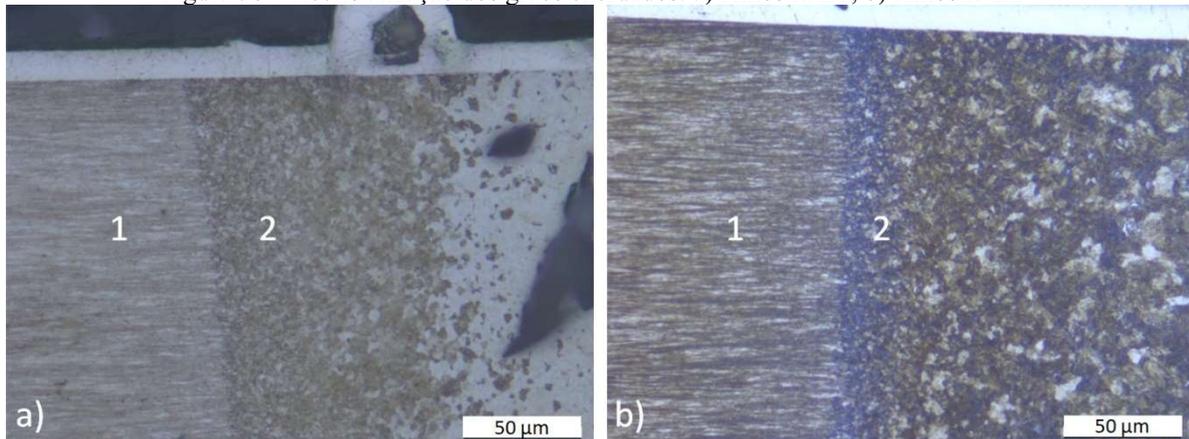
Fonte: o autor.

Como as amostras A1 apresentaram assimetria excessiva entre os lados da junta, não foi possível efetuar um comparativo com as amostras B1 e intuir se as diferenças observadas

entre as microestruturas dessas amostras foi ou não influenciada pelo parâmetro T3, já que o valor de T4 não foi variado.

Uma característica comum a todas as amostras é a presença de níquel na rebarba da solda e no interior da junta, que após o ataque químico com nital 3% se apresenta como uma região branca, ou seja, não atacada. O níquel é utilizado como material ligante para conter os grãos de diamante presos à alma do fio e acaba difundindo para o interior da junta durante a soldagem. Outra característica comum é a presença de uma região de grãos refinados (2) adjacente à região de grãos encruados (1), destacadas nas microestruturas apresentadas na Figura 58, em que a temperatura excedeu a temperatura de recristalização, levando à liberação das tensões e, conseqüentemente, à recuperação da estrutura desses grãos.

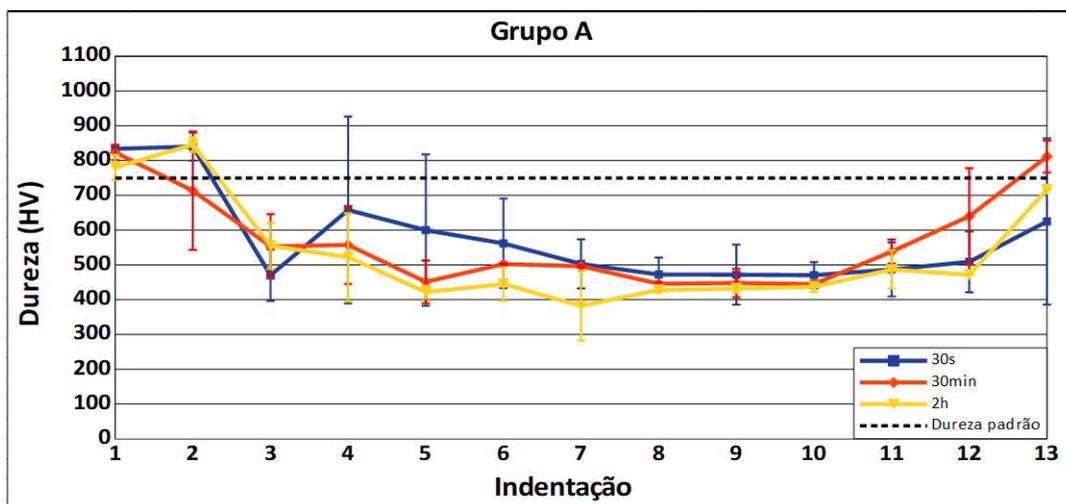
Figura 58 – Recristalização dos grãos encruados: a) Amostra B1; b) Amostra B2



Fonte: o autor.

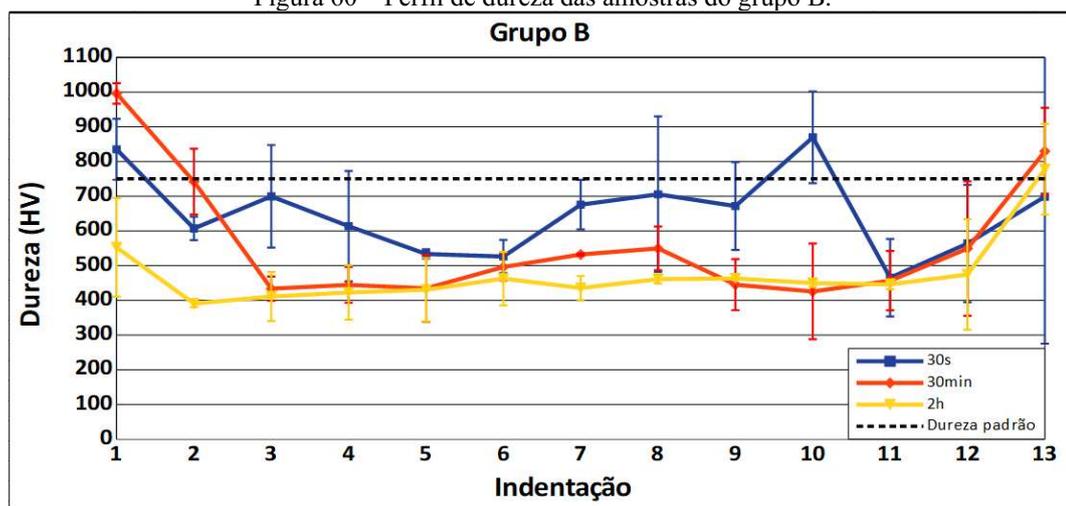
Para agregar dados quantitativos à caracterização das soldas, foram efetuadas 13 medições de dureza em cada amostra, conforme ilustrado no esquema mostrado na Figura 54 (página 101). Os perfis de dureza das amostras dos grupos A e B são representados na Figura 59 e Figura 60, respectivamente.

Figura 59 – Perfil de dureza das amostras do grupo A.



Fonte: o autor.

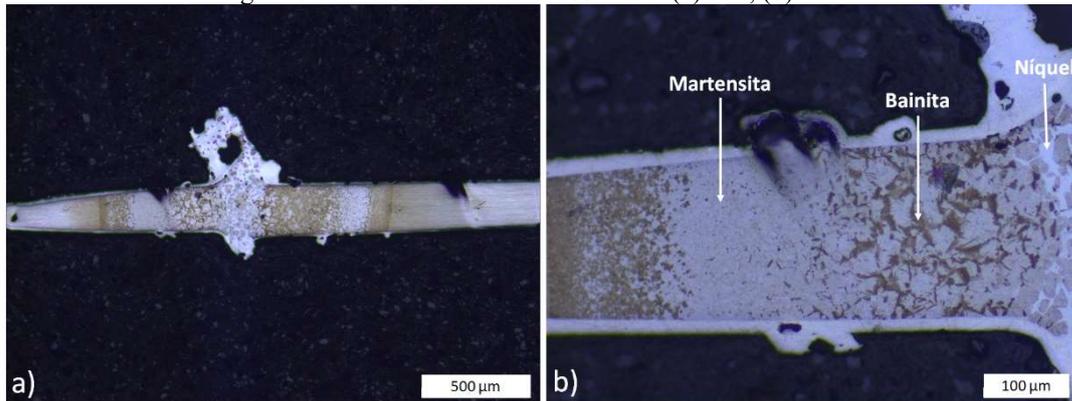
Figura 60 – Perfil de dureza das amostras do grupo B.



Fonte: o autor.

A partir dessas análises,, foi possível constatar que a variação da dureza ao longo da junta foi maior nas amostras B1, quando o $T_3 = 60$ s e $T_4 = 30$ s. A presença de regiões de durezas elevadas reduz a ductilidade e, conseqüentemente, a resistência à fadiga, o que explica o fato de esses fios não terem resistido aos testes de rotação. Essas regiões surgem devido ao rápido resfriamento, que impede que a martensita seja transformada em bainita durante o tratamento térmico de austêmpera. A microestrutura da amostra B1 pode ser vista na Figura 61 (b), sendo possível notar que a região clara é predominante na microestrutura. Segundo Layer et al. [79], essas regiões claras são características de martensita após ataque químico por nital.

Figura 61- Microestrutura da amostra B1. (a) 50x; (b) 200x.



Fonte: o autor.

A menor variação de dureza ao longo da solda foi obtida na amostra B3, para $T_3=60$ s e $T_4=2$ h. Nesse caso o tempo de resfriamento mais lento permitiu a formação de uma microestrutura predominantemente bainítica, o que garantiu maior ductilidade à junta de solda e, portanto, maior resistência durante a operação de corte.

Como o tratamento térmico de austêmpera tem como objetivo a formação de uma microestrutura bainítica, pode-se afirmar com base na microestrutura da Figura 62, que o tratamento térmico aplicado por meio dos atuais parâmetros de soldagem é eficiente. No entanto, tomar conhecimento sobre as temperaturas alcançadas pode ser útil para alcançar resultados semelhantes na microestrutura em tempos menores de tratamento térmico.

Figura 62- Microestrutura da amostra B3. (a) 50x; (b) 200x.



Fonte: o autor.

6 CONCLUSÕES

Este trabalho foi executado em duas etapas principais: (I) Desenvolvimento de uma nova fonte para soldagem de fios diamantados; e (II) Parametrização do processo e caracterização da solda produzida.

(I) A antiga fonte para soldagem dos fios diamantados era uma fonte CA, cujo ajuste da corrente era dado de forma indireta, por meio do percentual da tensão senoidal aplicada ao processo de soldagem. Como o equipamento não dispunha de controle de tensão ou corrente em malha fechada, a variação da tensão da rede elétrica, somada à variação de resistência elétrica imposta pelo contato das faces do fio diamantado, causava variação excessiva da corrente de soldagem. Como a fonte de soldagem desenvolvida neste trabalho conta com um controlador de corrente elétrica fornecida, os problemas enfrentados devido à variação de corrente não são mais observados.

De modo geral, pode-se afirmar que a nova fonte de soldagem atendeu as expectativas do projeto, visto que foi capaz de soldar os fios diamantados, de controlar a corrente de soldagem e que os fios soldados apresentaram resistência satisfatória durante o corte de materiais duros e frágeis, como silício e ímã de neodímio-ferro-boro, que são materiais de grande importância para a indústria, trazendo, dessa forma, benefícios para a linha de pesquisa.

Além disso, o desenvolvimento de uma fonte para soldagem por resistência elétrica, com controle de corrente em malha fechada e que possibilita efetuar um tratamento térmico localizado na junta de solda, criou inúmeras possibilidades de aplicação além da soldagem de fios diamantados, como a soldagem de fios de cobre e alumínio para a indústria de motores elétricos.

(II) Dentro do conjunto de amostras caracterizadas, o parâmetro T4, referente ao tempo de duração da rampa de resfriamento da junta de solda, foi o que mostrou ter maior influência sobre a resistência mecânica da junta de solda. O T4 foi variado em três níveis. O mais baixo, de 30 segundos, produziu soldas muito frágeis devido ao tempo de resfriamento insuficiente para a martensita se transformar em bainita, resultando em uma microestrutura não uniforme e com regiões de durezas elevadas. O nível intermediário, de 30 minutos, resultou em soldas com menores porcentagens de martensita, porém com grãos mais grosseiros próximos à junta. O

nível mais alto, de 2 horas, foi o que garantiu maior uniformidade da microestrutura da solda e, conseqüentemente, melhores resistências durante o corte.

Os fios diamantados contínuos, fabricados pela fonte de soldagem desenvolvida, apresentaram uma boa resistência para o corte e performance semelhante entre si, o que contribuiu positivamente para a linha de pesquisa e possibilitou alcançar velocidades de corte de até 25 m/s.

A eliminação das falhas durante o processo de soldagem, causadas pela variação da corrente elétrica, elevou a taxa de sucesso do processo para mais de 90%.

Foi verificado durante alguns cortes que a ruptura do fio ocorreu numa região aleatória e distante da solda. Tal ocorrido permite concluir que: mesmo que a solda seja um ponto mais fraco da ferramenta, existem alguns fatores envolvidos no processo que podem provocar a falha da ferramenta numa região distante da solda, como o travamento da ferramenta no canal de corte.

Embora os atuais parâmetros tenham apresentado resultados satisfatórios, é necessário efetuar um estudo mais aprofundado sobre as influências de cada parâmetro e a partir dele obter os parâmetros otimizados.

6.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- a) Desenvolver uma interface homem-máquina para o sistema proposto;
- b) Desenvolver um novo dispositivo para fixação e alinhamento das extremidades dos fios, baseado num sistema eletromecânico de dois eixos: um para alinhamento radial e outro para aproximação e aplicação da força de soldagem, de modo que haja garantia de repetibilidade da força aplicada e posicionamento das extremidades;
- c) Parametrizar o processo de soldagem de fios de 200 μm e 120 μm ;
- d) Monitorar a temperatura de soldagem e correlacionar à microestrutura obtida;
- e) Efetuar ensaios de tração com o fio soldado.

REFERÊNCIAS

- [1] LEITE, A. D. TDSE 30: Considerações sobre energia elétrica no Brasil. **GESEL- Grupo de Estudos do Setor Elétrico**, v. 30, p. 1–30, 2011.
- [2] XU, Y.; CUI, G. Influence of spectral characteristics of the Earth's surface radiation on the greenhouse effect: Principles and mechanisms. **Atmospheric Environment**, v. 244, 2021.
- [3] DUNNE, J. A.; JACKSON, S. C.; HARTE, J. Greenhouse Effect. **Encyclopedia of Biodiversity: Second Edition**, v. 4, p. 18–32, 2013.
- [4] **Atlas da Eficiência Energética - Brasil**. EPE - Empresa de Pesquisa Energética, 2021. Disponível em: <https://www.epe.gov.br/sites-pt/publicacoes-dados-abertos/publicacoes/PublicacoesArquivos/publicacao-651/Atlas2021_PT_2022_02_04.pdf>
- [5] COSTA, E. C. **Corte de silício monocristalino com fio diamantado contínuo**. 2019. 142 f. Universidade Federal de Santa Catarina. 2019.
- [6] KNOBLAUCH, R. **Continuous sawing of monocrystalline Silicon with welded diamond wires**. 2019. 170 f. Universidade Federal de Santa Catarina. 2019.
- [7] SOUZA, R. D. DE. **Development of a diamond wire welding device**. 2019. 148 f. Universidade Federal de Santa Catarina. 2019.
- [8] CARDOSO COSTA, E. et al. Análise Da Superfície Do Silício Monocristalino Obtida Pelo Corte Com Fio Diamantado Contínuo. n. August, 2019.
- [9] KLOCKE, F. **Manufacturing Processes 2. Grinding, Honing, Lapping**. [s.l: s.n.]. v. 53
- [10] CHUNG, C.; LE, V. N. Depth of cut per abrasive in fixed diamond wire sawing. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 80, n. 5–8, p. 1337–1346, 2015.
- [11] WU, H. Fundamental Investigations of Cutting of Silicon for Photovoltaic Applications. n. December, p. 128, 2012.
- [12] LI, H. et al. Study on process parameters of fabrication fine diameter electroplated diamond wire for slicing crystalline silicon solar cell. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 106, n. 7–8, p. 3153–3175, 2020.
- [13] GE, M. et al. Fabrication and performance evaluation for resin-bonded diamond wire saw. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 98, n. 9–12, p. 3269–3277, 2018.
- [14] TSAI, P. H. et al. A comparison of wafers sawn by resin bonded and electroplated diamond wire - From wafer to cell. **Conference Record of the IEEE Photovoltaic Specialists Conference**, p. 523–525, 2013.
- [15] GE, M. et al. Fabrication of thin resin-bonded diamond wire and its application to ductile-mode wire sawing of mono-crystalline silicon. **Materials Science in Semiconductor Processing**, v. 126, n. July 2020, p. 105665, 2021.
- [16] ZHANG, Y. et al. Development of drum-type manufacturing method for electroplated diamond wire tools. **Transactions of the JSME (in Japanese)**, v. 82, n. 842, p. 16- 00180-16–00180, 2016.
- [17] PASA, A. A.; MUNFORD, M. L. Electrodeposition. In: **Encyclopedia of Chemical**

Processing. Columbia: Taylor & Francis, 2006. v. 1p. 821–832.

[18] SILVA, N. S. **Eletrodeposição de níquel aplicada à produção de ferramentas superabrasivas**. 2021. Universidade Federal de São Carlos. 2021.

[19] ZHENG, J. et al. Study on the abrasive retention capacity on the surface of electroplated diamond wire saw. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 116, n. 1–2, p. 747–758, 2021.

[20] MODESTO, F. A. **Usinagem a verde de cerâmica avançada**. 1997. Universidade Federal de Santa Catarina. 1997.

[21] KAMIYA, O. et al. Development of new micro saw wire bonded with diamond grains using metal solder. **International Journal of the Society of Material Engineering for Resources**, v. 17, n. 2, p. 182–185, 2010.

[22] HE, Z. et al. Development of a brazed diamond wire for slicing single-crystal SiC ingots. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 91, n. 1–4, p. 189–199, 2017.

[23] ZHANG, Z. Y. et al. Investigation on the brazing mechanism and machining performance of diamond wire saw based on Cu-Sn-Ti alloy. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v. 66, n. November 2016, p. 211–219, 2017.

[24] **What Is a Music Wire Spring?** Disponível em: <<https://monroeengineering.com/blog/what-is-a-music-wire-spring/>>. Acesso em: 5 ago. 2021.

[25] ASTM INTERNATIONAL. **A228/A228M: Standard Specification for Steel Wire , Music Spring Quality**, 2018.

[26] HELMAN, H.; CELTIN, P. R. **Fundamentos da Conformação Mecânica dos Metais**. 2. ed. São Paulo: Artliber, 2015. v. 2

[27] SHACKELFORD, J. F. **Introduction to Materials Science for Engineers**. 8. ed. [s.l.] Pearson Higher Education, 2015.

[28] VLACK, L. H. VAN. **Princípios de ciência dos materiais**. [s.l.] Editora Edgard Blücher, 2000.

[29] STOETERAU, R. L. **Desenvolvimento do protótipo de uma máquina-ferramenta comandada numericamente para usinagem de ultraprecisão com ferramenta de geometria definida**. 1999. 217 f. Universidade Federal de Santa Catarina. 1999.

[30] SUWABE, H. et al. Development of electrodeposited endless wire tool of diamond grains - welding method and evaluation of welding point. **Journal of the Japan Society for Precision Engineering**, p. 939–944, 1993.

[31] GE, P. Q. et al. Development of Endless Diamond Wire Saw and Sawing Experiments. v. 472, p. 481–484, 2004.

[32] GAO, W. et al. Researching and Manufacturing of Endless Diamond Wire Saws and the Cutting Experiment. v. 360, p. 445–449, 2008.

[33] GAO, W.; ZHANG, J. T.; DUAN, J. Y. Study on the Wear Topography of Diamond Endless Wire Saw When Cutting Granite. v. 487, p. 361–365, 2011.

[34] RESISTANCE WELDER MANUFACTURERS' ASSOCIATION. **Resistance Welding Manual**. 4. ed. Philadelphia: Resistance Welder Manufacturers' Association, 2003.

- [35] WEMAN, K. **Welding processes handbook**. [s.l.] Woodhead Publishing, 2003.
- [36] MATHERS, G. Resistance welding processes. **The Welding of Aluminium and its Alloys**, p. 166–180, 2002.
- [37] ZHANG, H.; SENKARA, J. **Resistance Welding: Fundamentals and Applications**. Boca Raton: Taylor & Francis, 2006.
- [38] AWS. **Recommended practices for Resistance Welding**. 6. ed. [s.l.] American Welding Society, 2019.
- [39] PHILLIPS, D. H. **Welding Engineering: An Introduction**. 1. ed. [s.l.] John Wiley & Sons, 2016.
- [40] OZLATI, A.; MOVAHEDI, M.; MOHAMMADKAMAL, H. Upset Resistance Welding of Carbon Steel to Austenitic Stainless Steel Narrow Rods. **Journal of Materials Engineering and Performance**, v. 25, n. 11, p. 4902–4910, 2016.
- [41] KERSTENS, N. **Investigation and Control of Factors Influencing Resistance Upset Butt Welding**. 2010. 176 f. Delft University of Technology. 2010.
- [42] SHARIFITABAR, M.; HALVAEE, A.; KHORSHAHAN, S. Microstructure and mechanical properties of resistance upset butt welded 304 austenitic stainless steel joints. **Materials and Design**, v. 32, n. 7, p. 3854–3864, 2011.
- [43] BLUNT, J., BALCHIN, N. C. Resistance Welding. In: **Health and Safety in Welding and Allied Processes**. 5. ed. [s.l.] Woodhead Publishing, 2002. p. 141–147.
- [44] OZLATI, A.; MOVAHEDI, M. Effect of welding heat-input on tensile strength and fracture location in upset resistance weld of martensitic stainless steel to duplex stainless steel rods. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 35, n. August, p. 517–525, 2018.
- [45] POPOVIC, Z.; POPOVIC, B. D. **Introductory Electromagnetics**. [s.l.] Prentice Hall, 2000.
- [46] MESSLER, R. W. **Principles of Welding: Processes, Physics, Chemistry, and Metallurgy**. Troy: WILEY-VCH, 2004.
- [47] JENNEY, C. L.; O'BRIEN, A. (EDS.). **Welding Handbook: Welding Science and Technology**. 9. ed. [s.l.] American Welding Society, 2001. v. 1
- [48] KNOBLAUCH, R. et al. Test rig for welding diamond wires into a loop. p. 37–41, 2017.
- [49] RASHID, M. H. (ED.). **Power Electronics handbook: Devices, Circuits, and Applications**. 3. ed. Florida: Elsevier, 2011.
- [50] Power Control with Thyristors and Triacs. In: **Power Semiconductor Applications**. [s.l.] Philips Semiconductors, [s.d.]. p. 592.
- [51] DECKMANN, S. M.; POMILIO, J. A. Técnicas de modulação de potência. In: **Condicionamento de Energia Elétrica e Dispositivos FACTS**. [s.l.: s.n.]. p. 25.
- [52] SALEEM, J. **Power Electronics for Resistance Spot Welding Equipment**. 2012. Mid Sweden University. 2012.
- [53] ROSA, O. DOS 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. Universidade Federal de Uberlândia. 2013.
- [54] ZHOU, Y.; DONG, S. J.; ELY, K. J. Weldability of thin sheet metals by small-scale

resistance spot welding using high-frequency inverter and capacitor-discharge power supplies. **Journal of Electronic Materials**, v. 30, n. 8, p. 1012–1020, 2001.

[55] BONDARENKO, O. F. et al. Effective circuit topology of DC power supply for micro resistance welding. **International Conference on Intelligent Energy and Power Systems**, p. 68–70, 2014.

[56] SANGWONGWANICH, A. et al. Control of single-phase and three-phase DC/AC converters. In: **Control of Power Electronic Converters and Systems**. [s.l.] Elsevier Inc., 2018. p. 153–173.

[57] USLU, M. **Analysis, design, and implementation of a 5 kW zero voltage switching phase-shifted full-bridge DC/DC converter based power supply for arc welding machines**. 2006. 196 f. Middle East Technical University. 2006.

[58] TONI; WIJAYA, F. D.; FIRMANSYAH, E. Full-bridge inverter phase-shifted PWM (FBPS-PWM) zero voltage switching (ZVS) and high frequency transformer as part of DC-DC converter 311/100V 300W. **Proceedings of 2014 International Conference on Electrical Engineering and Computer Science, ICEECS 2014**, n. November, p. 298–301, 2014.

[59] BARBI, I.; FONT, C. H. I.; ALVES, R. L. **Projeto Físico De Indutores E Transformadores** Florianópolis Instituto de Eletrônica de Potência, , 2002.

[60] ANDERSSON, C. **Design of a 2 . 5kW DC / DC Fullbridge Converter**. 2011. CHALMERS UNIVERSITY OF TECHNOLOGY. 2011.

[61] MEHL, E. L. M. Fontes chaveadas. p. 1–11, [s.d.].

[62] TEXAS INSTRUMENTS. **Phase-Shifted Full Bridge DC / DC Power Converter Design Guide** Texas Instruments Incorporated, , [s.d.].

[63] JANG, Y.; JOVANOVIĆ, M. M.; CHANG, Y. M. A new ZVS-PWM full-bridge converter. **IEEE Transactions on Power Electronics**, v. 18, n. 5, p. 1122–1129, 2003.

[64] PETREUS, D. et al. Comprehensive analysis of a high-power density phase-shift full bridge converter highlighting the effects of the parasitic capacitances. **Energies**, p. 20, 2020.

[65] JIASHEN, T. et al. Calculation of leakage inductance of integrated magnetic transformer with separated secondary winding used in ZVS PSFB converter. **Journal of Magnetics**, v. 21, n. 4, p. 644–651, 2016.

[66] EMAMI, Z. et al. Leading and lagging legs power loss analysis in ZVS Phase-Shift Full Bridge converter. **2011 2nd Power Electronics, Drive Systems and Technologies Conference, PEDSTC 2011**, p. 632–637, 2011.

[67] KIM, Y. DO et al. ZVS phase shift full bridge converter with controlled leakage inductance of transformer. **INTELEC, International Telecommunications Energy Conference (Proceedings)**, p. 2–6, 2009.

[68] TEXAS INSTRUMENTS. TI_Phase-Shifted Full-Bridge, Zero-Voltage Transition Design Considerations. **Metal Finishing**, v. 101, n. September 1999, p. 16, 2003.

[69] ZHAKSYLYK, A. **Implementation of a Phase Shifted Full bridge DC-DC ZVS converter with peak current mode control**. 2019. Universidad de Oviedo. 2019.

[70] PHETPHIMOON, W.; KONGJEEN, Y.; BHUMKITTIPICH, K. Design of High-Frequency ZVS Full-Bridge Power Converter for Photovoltaic Applications. **International**

Review of Electrical Engineering, v. 16, n. 6, p. 497–507, 2021.

[71] FRANCESCO, D. D.; RENÉ, M. Application Note: ZVS Phase Shift Full Bridge CFD2 Optimized Design. **Infineon Technologies**, n. March, p. 1–25, 2013.

[72] CHOI, B. G. et al. Phase-shifted full-bridge converter with coupled-inductor-based rectifier. **Journal of Power Electronics**, v. 21, n. 10, p. 1585–1599, 2021.

[73] PRADO, R. N. DO. **Projeto de MagnéticosProjeto de Circuitos Magnéticos**, [s.d.].

[74] LOURENÇO, E. M. **Análise e projeto de compensadores para conversores Full-Bridge-ZVS-PWM-PS**. 1994. Universidade Federal de Santa Catarina. 1994.

[75] POMILIO, J. A. Modelagem de conversores: modelo da chave pwm. In: **Fontes chaveadas**. [s.l: s.n.]. p. 1–13.

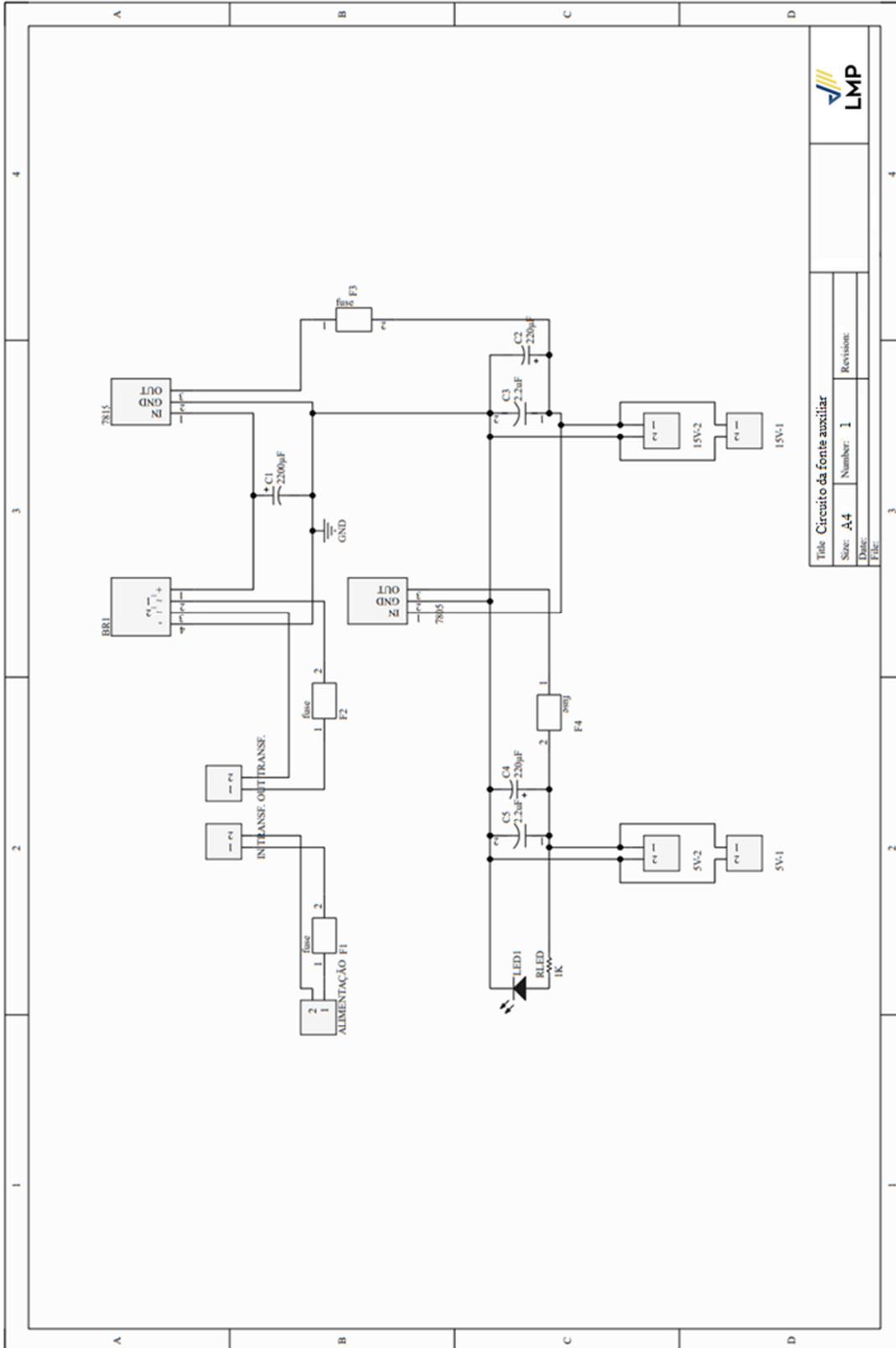
[76] DIJK, E. VAN et al. PWM-Switch Modeling of DC-DC Converters. n. December 1995, 2012.

[77] MORAES, C. G. DA S. **Análise e Concepção de um Sistema Híbrido de Armazenamento de Energia para Aplicação em Locomotivas Diesel-Elétricas**. 2020. 1–232 f. Universidade Federal de Santa Catarina. 2020.

[78] BUSO, S.; MATTAVELLI, P. **Digital control in power electronics, 2nd edition**. [s.l: s.n.]. v. 5

[79] LAYER, J. et al. Failure Analysis and Prevention. In: **ASTM Handbook**. [s.l.] ASTM International, 2002. p. 2909.

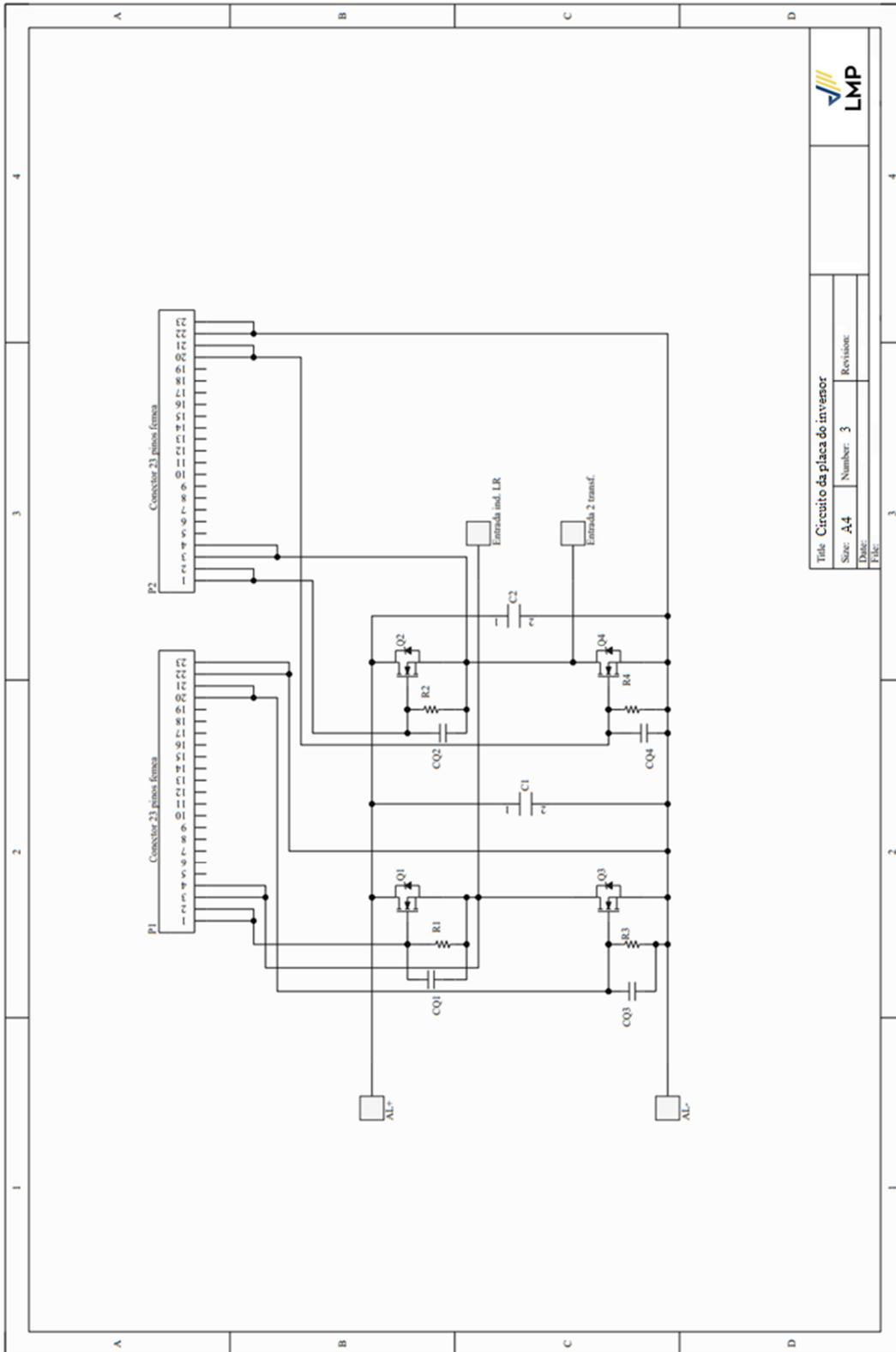
APÊNDICE 1 – Circuito esquemático fonte auxiliar



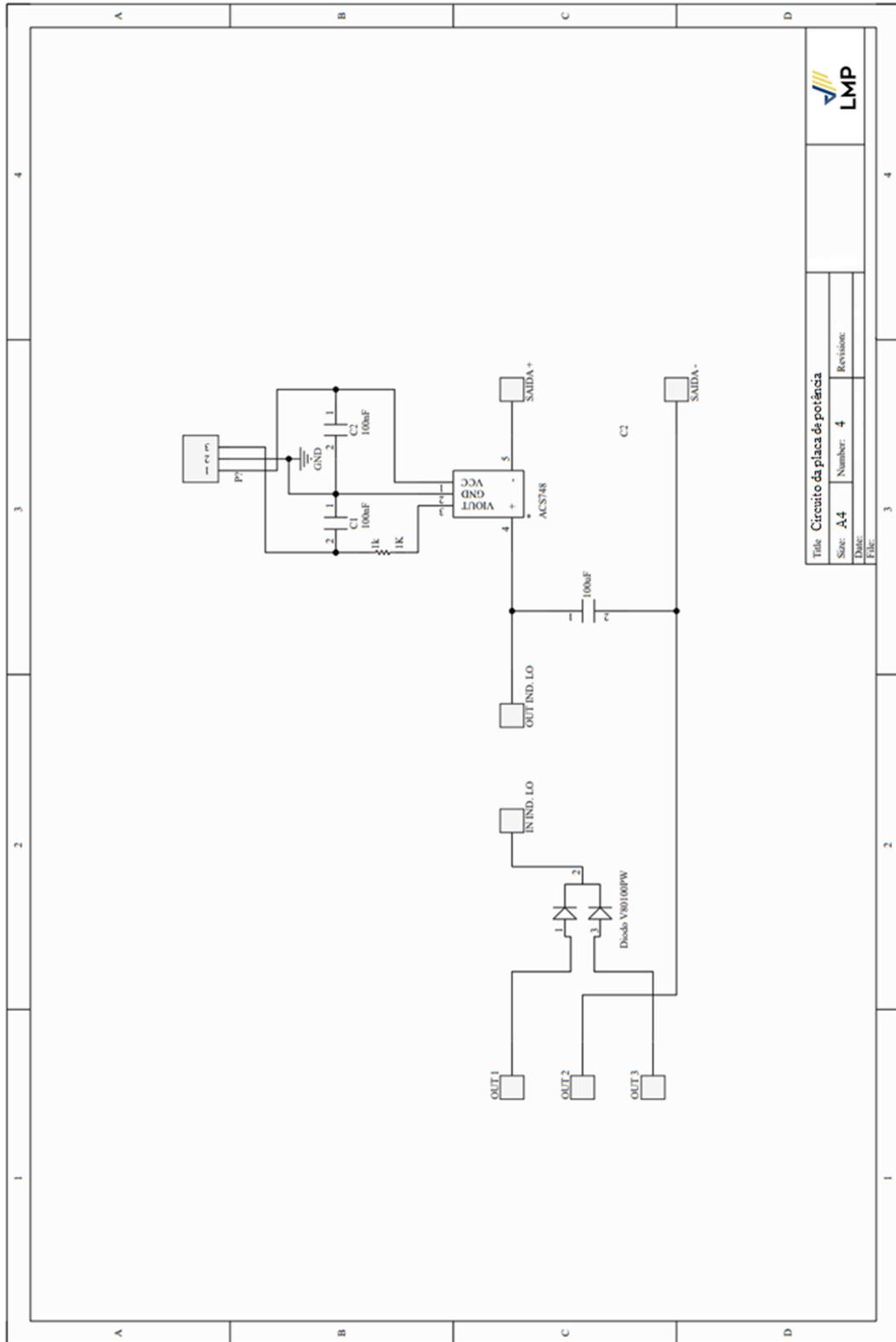
Title: Circuito da fonte auxiliar	
Size: A4	Number: 1
Date:	Revision:
File:	



APÊNDICE 3 – Circuito esquemático da placa do inversor



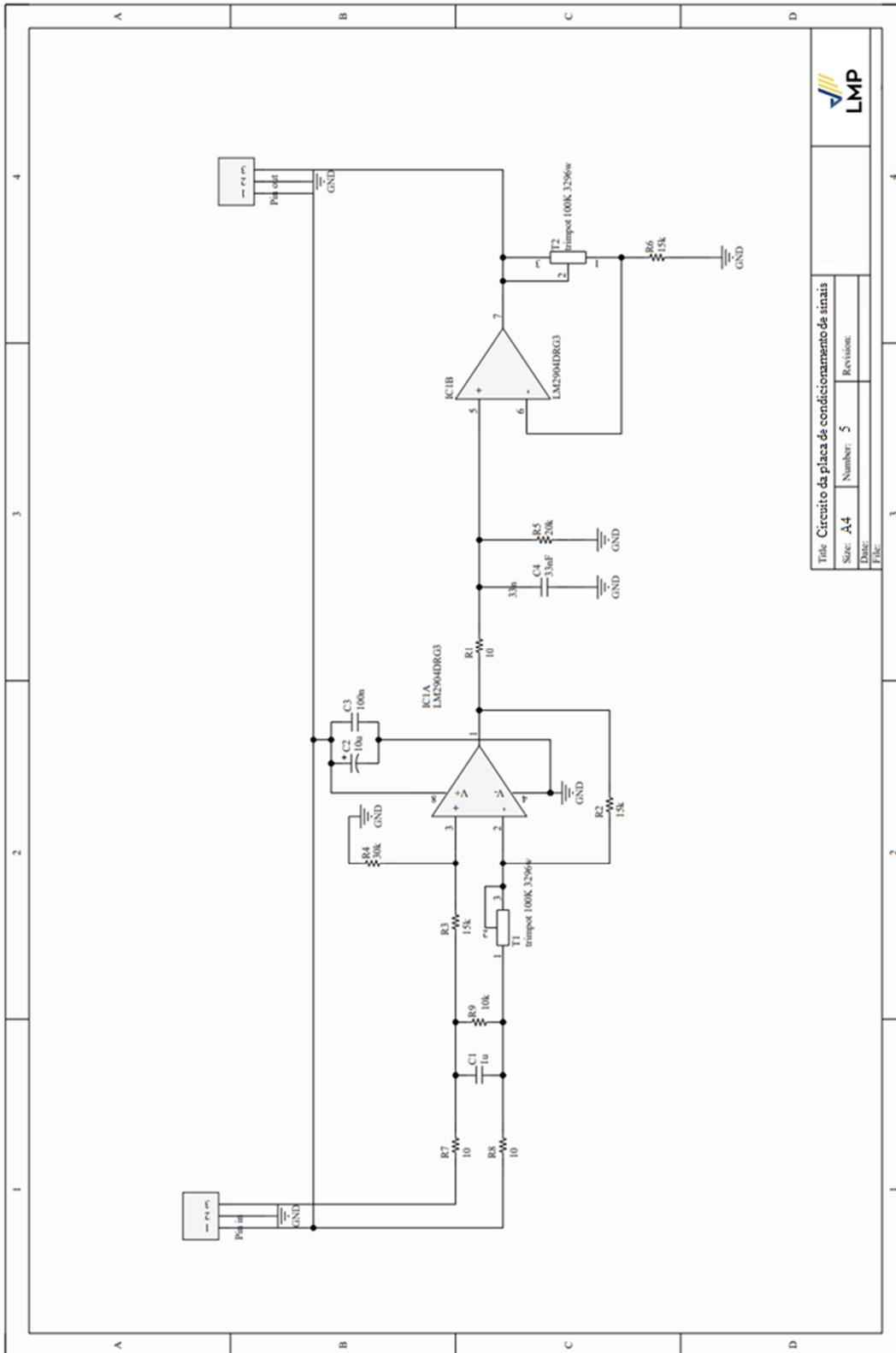
APÊNDICE 4 – Circuito esquemático da placa de potência



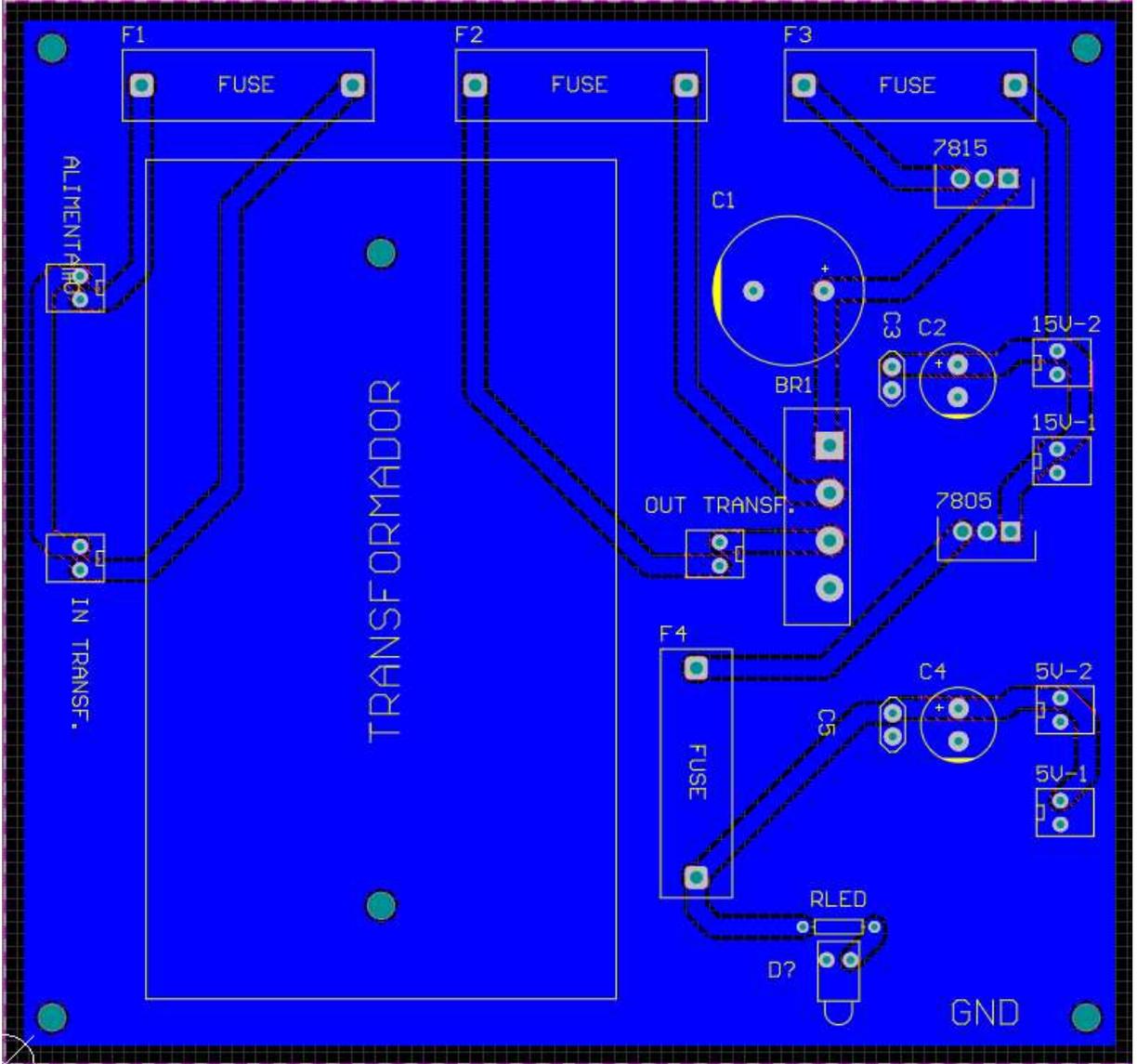
Title: Circuito da placa de potência	
Size: A4	Number: 4
Date:	Revisão:
File:	



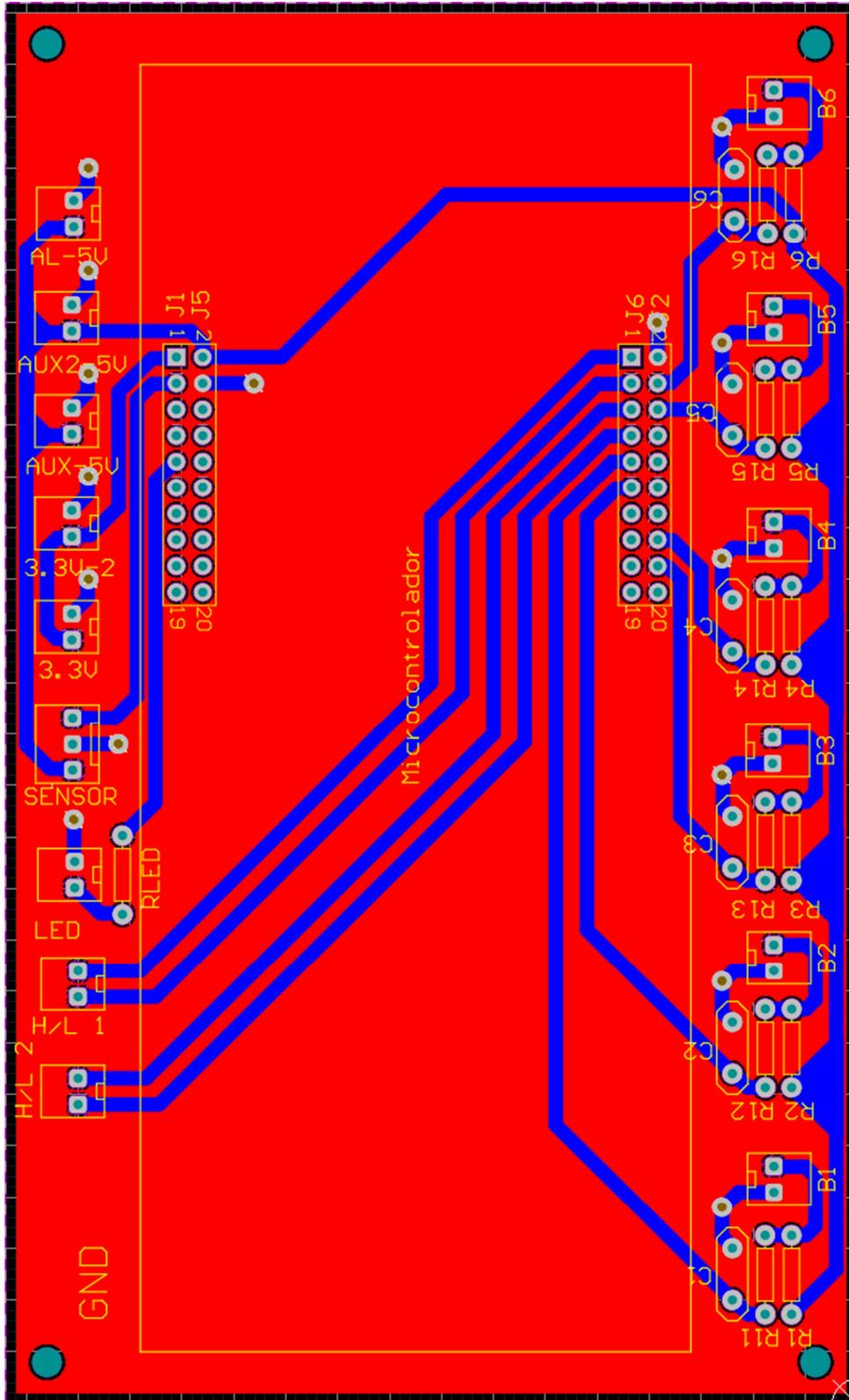
APÊNDICE 5 – Circuito esquemático da placa de condicionamento de sinais



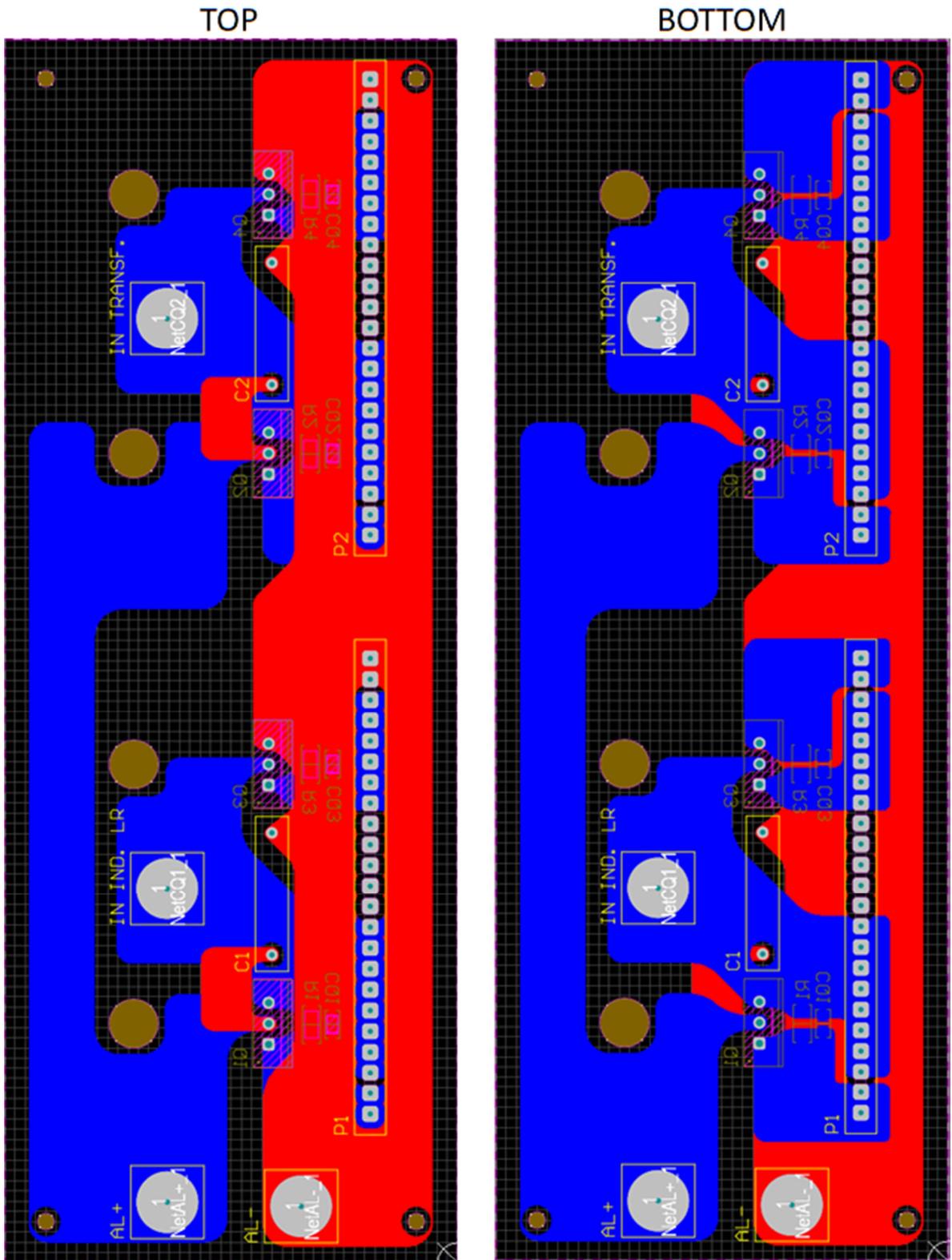
APÊNDICE 6 – Projeto da PCB da fonte auxiliar



APÊNDICE 7 –Projeto da PCB do microcontrolador

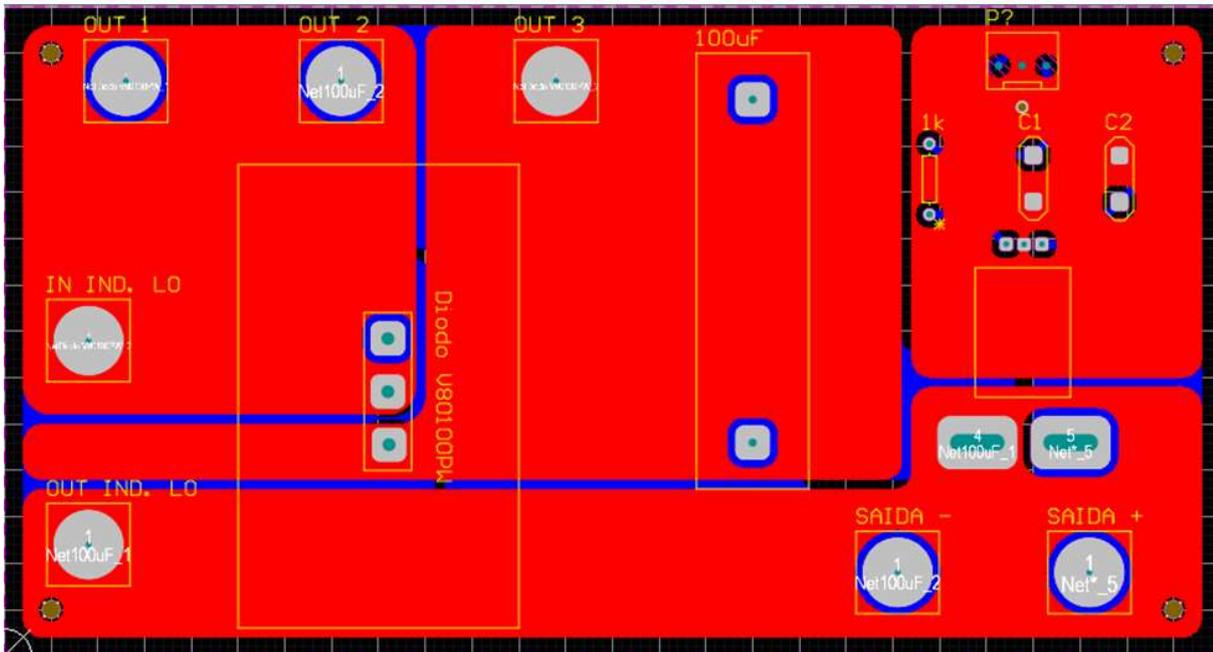


APÊNDICE 8 –Projeto da PCB do inversor

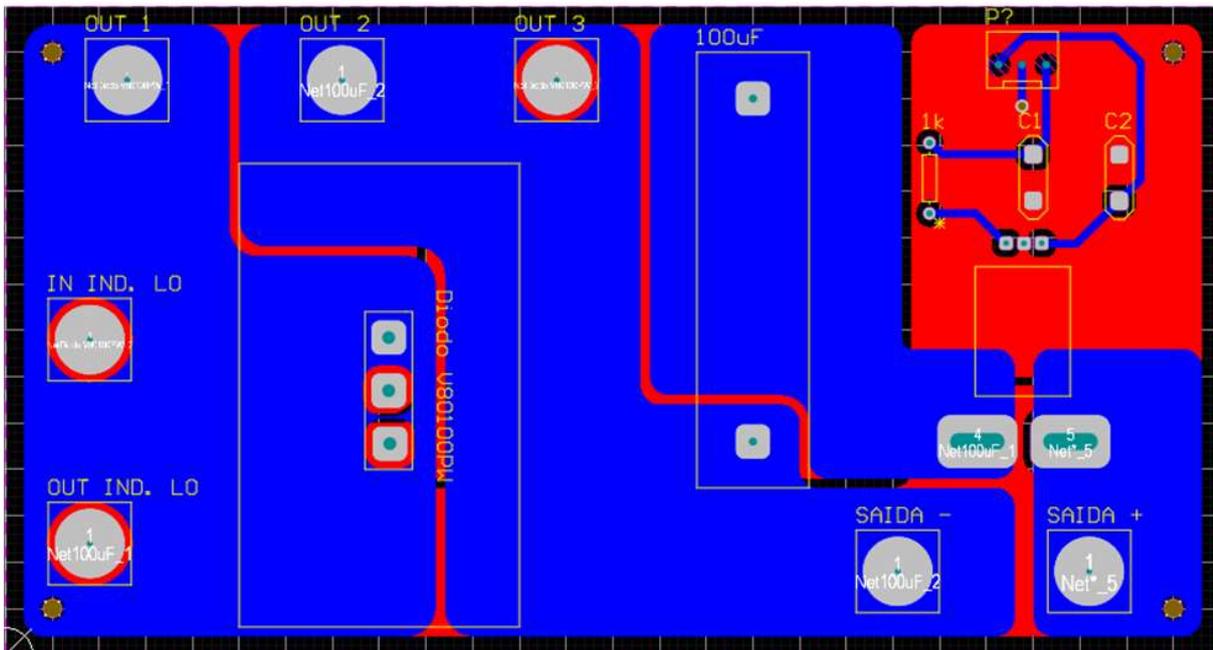


APÊNDICE 9 –Projeto da PCB de potência

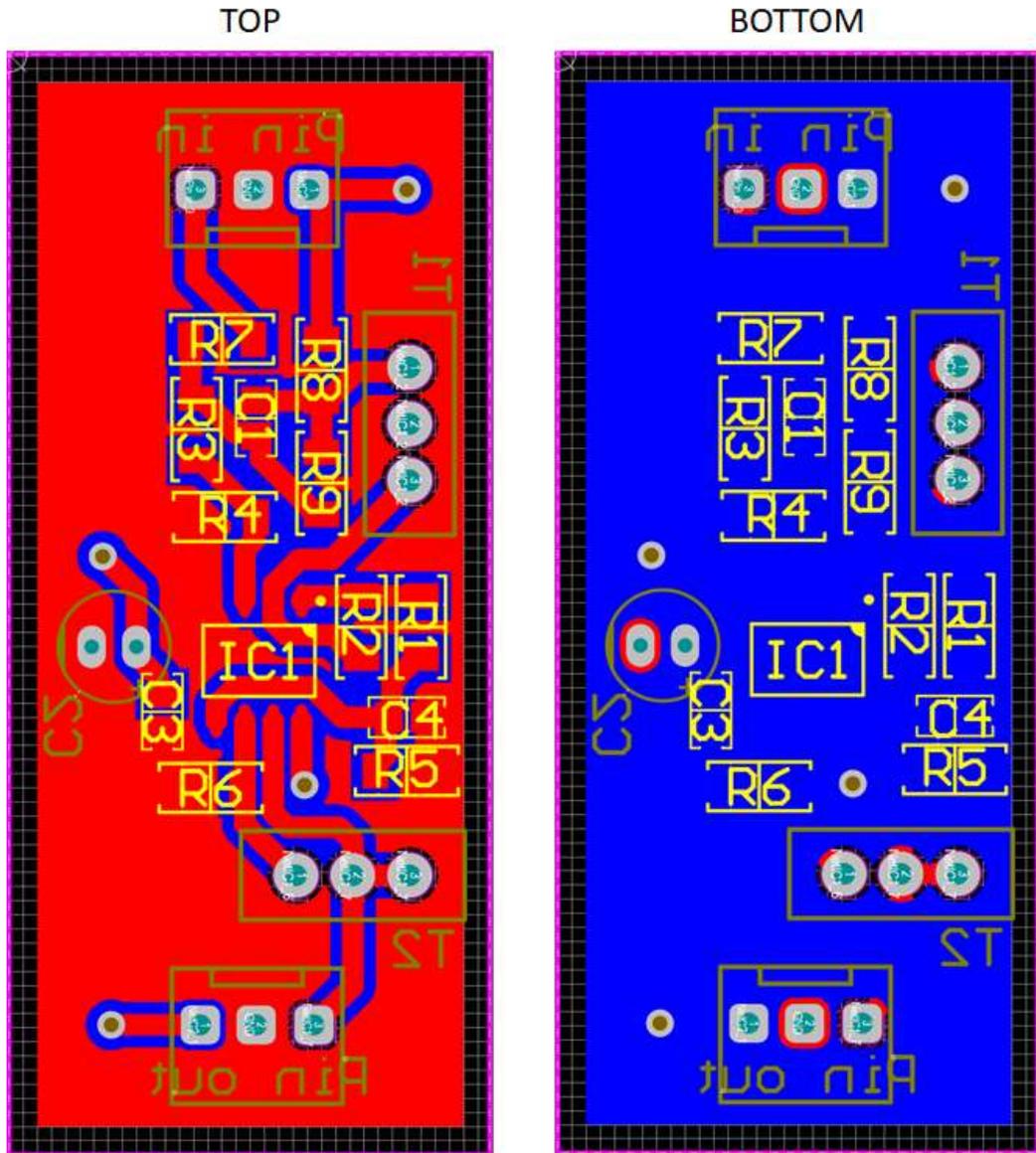
TOP



BOTTOM



APÊNDICE 9 –Projeto da PCB de condicionamento de sinal



ANEXO 1

Tabela 8 – Núcleos de ferrite tipo E.

Núcleo	$A_e(\text{cm}^2)$	$A_w(\text{cm}^2)$	$l_e(\text{cm})$	$l_t(\text{cm})$	$V_e(\text{cm}^3)$	$\frac{A_e}{A_w}(\text{cm}^4)$
E20	0.312	0.26	4.28	3.80	1.34	0.08
E30/7	0.60	0.80	6.70	5.60	4.00	0.48
E30/14	1.20	0.85	6.70	6.70	8.00	1.02
E42/15	1.81	1.57	9.70	8.70	17.10	2.84
E42/20	2.40	1.57	9.70	10.50	23.30	3.77
E55	3.54	2.50	1.20	11.60	42.50	8.85

Fonte: [73].

ANEXO 2

Tabela 9 - Fios de cobre esmaltados padrão AWG.

AWG	Diâmetro cobre cm	Área cobre cm ²	Diâmetro c/ isol. cm	Área c/ isol. cm ²	Ω/CM 20 °C	Ω/CM 100 °C
10	0,259	0,052620	0,273	0,058572	0,000033	0,000044
11	0,231	0,041729	0,244	0,046738	0,000041	0,000055
12	0,205	0,033092	0,218	0,037309	0,000052	0,000070
13	0,183	0,026243	0,195	0,029793	0,000066	0,000088
14	0,163	0,020811	0,174	0,023800	0,000083	0,000111
15	0,145	0,016504	0,156	0,019021	0,000104	0,000140
16	0,129	0,013088	0,139	0,015207	0,000132	0,000176
17	0,115	0,010379	0,124	0,012164	0,000166	0,000222
18	0,102	0,008231	0,111	0,009735	0,000209	0,000280
19	0,091	0,006527	0,100	0,007794	0,000264	0,000353
20	0,081	0,005176	0,089	0,006244	0,000333	0,000445
21	0,072	0,004105	0,080	0,005004	0,000420	0,000561
22	0,064	0,003255	0,071	0,004013	0,000530	0,000708
23	0,057	0,002582	0,064	0,003221	0,000668	0,000892
24	0,051	0,002047	0,057	0,002586	0,000842	0,001125
25	0,045	0,001624	0,051	0,002078	0,001062	0,001419
26	0,040	0,001287	0,046	0,001671	0,001339	0,001789
27	0,036	0,001021	0,041	0,001344	0,001689	0,002256
28	0,032	0,000810	0,037	0,001083	0,002129	0,002845
29	0,029	0,000642	0,033	0,000872	0,002685	0,003587
30	0,025	0,000509	0,030	0,000704	0,003386	0,004523
31	0,023	0,000404	0,027	0,000568	0,004269	0,005704
32	0,020	0,000320	0,024	0,000459	0,005384	0,007192
33	0,018	0,000254	0,022	0,000371	0,006789	0,009070
34	0,016	0,000201	0,020	0,000300	0,008560	0,011437
35	0,014	0,000160	0,018	0,000243	0,010795	0,014422
36	0,013	0,000127	0,016	0,000197	0,013612	0,018186
37	0,011	0,000100	0,014	0,000160	0,017165	0,022932
38	0,010	0,000080	0,013	0,000130	0,021644	0,028917
39	0,009	0,000063	0,012	0,000106	0,027293	0,036464
40	0,008	0,000050	0,010	0,000086	0,034417	0,045981
41	0,007	0,000040	0,009	0,000070	0,043399	0,057982

Fonte: [73]