

THONSON FERREIRA COSTA

**AVALIAÇÃO DE CRITÉRIOS DE ESTABILIDADE DO
PROCESSO MIG/MAG CURTO-CIRCUITO NA
SOLDAGEM DE AÇOS INOXIDÁVEIS AUSTENÍTICO
E DUPLEX**



UFU

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
2014

THONSON FERREIRA COSTA

**AVALIAÇÃO DE CRITÉRIOS DE ESTABILIDADE DO PROCESSO
MIG/MAG CURTO-CIRCUITO NA SOLDAGEM DE AÇOS
INOXIDÁVEIS AUSTENÍTICO E DUPLEX**

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

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Louriel Oliveira Vilarinho

**UBERLÂNDIA - MG
2014**

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)

Biblioteca Central Faculdade Politécnica

C837a Costa, Thonson Ferreira
2014 Avaliação da regularidade da transferência metálica por curto-circuito na soldagem de aços inoxidáveis austenítico e duplex. / Thonson Ferreira Costa. - Uberlândia: [s.n.], 2014.
56 f.

Orientador: Prof. José Lúcio Gonçalves Júnior.

1. Transferência metálica 2. Rendimento de deposição 3. Regularidade I. Costa, Thonson Ferreira II. Faculdade Politécnica. III. Título.

CDU: 621.791

Bibliotecária: Ana Carla Cardoso CRB-6/3147

FICHA CATALOGRÁFICA
(A SER PREENCHIDA)

A Deus.

*Aos meus pais, Antonio e Graça, os alicerces da minha vida, por todo amor e dedicação.
À minha irmã, Thyana, minha eterna parceira, minha inspiração, pois nunca se deixou abater
com as dificuldades da vida.*

*À minha namorada, Sabrine, minha companheira, que esteve ao meu lado durante todo o
tempo e que para o resto da vida quero ficar ao seu lado.*

AGRADECIMENTOS

A Deus;

Ao meu orientador, Louriel Vilarinho, pela orientação, ensinamento, amizade e paciência;

À minha família, o alicerce da minha vida, pelo apoio incondicional, paciência e incentivo;

À minha namorada, Sabrine de Souza, por esta ao meu lado durante todo esse período, pelo apoio, compreensão, paciência, pelas contribuições e auxílio na execução deste trabalho;

Aos Prof(s). Valtair Ferraresi, Ruham Pablo, Américo Scotti e Vladimir Pononamarev pelos ensinamentos, apoio e amizade;

À empresa Aperam e aos funcionários do PPD – Centro de Pesquisa/Research Center, Ronaldo, Tarcísio Reis, Maria Regina Barbosa, Wilian Labiapari, Reginaldo Pinto; Luciana Nascimento e Anderson Jonne, pela colaboração no trabalho e fornecimento de consumíveis;

À empresa SANDVIK, pelo fornecimento de consumíveis;

Ao programa de Pós-graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica da UFU pela oportunidade;

À CAPES pelo suporte financeiro;

Ao Laprosolda/UFU pelo apoio técnico e laboratorial;

A todos amigos e amigas do Laprosolda, em especial ao Marcus Vinicius, Carolina Pimenta, Diandro Bailoni, Edmundo Benedetti, Lucas Alves (Cabeça), Luis Carlos pela contribuição direta na realização deste trabalho;

Aos técnicos da oficina, Lazaro e Eurípides.

COSTA, T. F. **Avaliação de Critérios de Estabilidade do Processo MIG/MAG Curto-circuito na Soldagem de Aços Inoxidáveis Austenítico e Duplex**. 2014. 191 f. Tese de doutorado, Universidade Federal de Uberlândia.

RESUMO

A estabilidade do processo de soldagem é fundamental para a realização de uma solda de boa qualidade. Esta estabilidade pode ser definida pela regularidade da transferência metálica, assim como a quantidade de respingos gerados e a qualidade final do cordão. Na transferência por curto-circuito, a estabilidade do processo é diretamente afetada pelas extinções periódicas do arco, proporcionadas pelo contato da gota metálica formada na ponta do arame-eletrodo e a poça de fusão. Esta característica favorece o aumento da geração de respingos, o que diminui a capacidade produtiva do processo, seja devido à perda de material de adição ou à necessidade de gastos com sua remoção, além de afetar a qualidade final da solda. Já a regularidade da transferência por curto-circuito está relacionada com a menor variação dos seus parâmetros, tais como tempo de curto-circuito, tempo de arco aberto e corrente de pico. Neste contexto, propõe-se avaliar de forma inédita a regularidade da transferência por curto-circuito durante a soldagem MIG/MAG convencional de aços inoxidáveis austenítico e duplex, correlacionando-a com a quantidade de respingos gerados, rendimento de deposição, qualidade superficial da solda, características geométricas do cordão e eficiência térmica. Para tanto, optou-se por variar a tensão de referência entre 14 e 22 V, a velocidade de alimentação em 2,8 e 3,8 m/min, além de variar a distância bico de contato a peça, procurando-se manter duas faixas de corrente de soldagem (125 ± 5 A e 155 ± 5 A), para dois gases de proteção ($\text{Ar}+2\%\text{O}_2$ e $\text{Ar}+2\%\text{CO}_2$). As soldagens foram realizadas em chapas de aço inoxidável austenítico AISI/UNS 304L e de aço inoxidável duplex AISI/UNS S31803 (SAF 2205), com espessura de 4,5 mm. Para análise de respingos, foram utilizadas barras quadradas de 3/8" de aço inoxidável austenítico AISI 304L com 250 mm de comprimento. Utilizou-se ainda arame eletrodo AWS ER308LSi para soldagem do aço austenítico e para o duplex o arame eletrodo AWS ER2209, ambos com diâmetro 1,2 mm. Os resultados obtidos indicaram que há uma faixa de tensão de regulagem entre 15 e 19 V para os casos avaliados, em que apresenta uma condição adequada de transferência por curto-circuito. Nesta faixa é possível identificar os níveis de tensão que resultaram numa melhor regularidade da transferência, bem como um menor nível de respingos, maior rendimento de deposição e melhor qualidade superficial do cordão. Além disto, ratifica a correlação entre os diferentes métodos avaliados para determinar a regularidade da transferência metálica. Por outro lado, quanto à análise da eficiência térmica não se encontrou relação clara com a regularidade da transferência.

Palavras-Chave: Regularidade; Transferência metálica; Respingos; Aspecto superficial do cordão; Eficiência térmica.

COSTA, T. F. **Assessment of Criteria for Stability of Short-circuit MIG/MAG Process during Welding of Austenitic and Duplex Stainless Steels.** 2014. 191 f. Dr. Thesis, Federal University of Uberlândia, MG, Brazil.

ABSTRACT

Stability of welding processes is fundamental to accomplish weld beads with good quality. Such stability can be defined by the regularity of metal transfer, as well as spattering generation and final bead quality. During short-circuit transfer, the process stability is straight affected by periodic arc extinction, which is generated by the contact of metal droplet at wire tip with the weld pool. This feature leads to spattering increase, which reduces the process productivity by losing filler material or by increasing costs with spattering removal out of the workpiece, and also affects the bead quality. In addition, the regularity of short-circuit transfer is related to low variation of parameters, such as short-circuit time, open arc time and peak current. Therefore, it is proposed to unprecedentedly assess the regularity of short-circuit transfer during conventional MIG/MAG welding of austenitic and duplex stainless steels and correlates to spattering generation, deposition rate, surface bead quality, bead geometrical features and thermal efficiency. The reference voltage was varied between 14 and 22 V, wire feed speed between 2,8 and 3,8 m/min and the contact-tip to workpiece distance was varied to achieve two current levels (125 ± 5 A e 155 ± 5 A) for two shielding gases (Ar+2%O₂ e Ar+2%CO₂). Weldments were carried out on plates made of AISI/UNS 304L austenitic stainless steel AISI/UNS S31803 (SAF 2205) and duplex one, both with 4,5 mm thickness. Spattering generation analyses were carried out by using square bars with 3/8" made of AISI 304L austenitic stainless steel with 250 mm of length. AWS ER308LSi and AWS ER2209 filler wires with 1,2 mm of diameter were used for austenitic and duplex stainless steels weldments, respectively. The results indicated there is a suitable voltage range between 15 a 19 V, which allows an appropriate short-circuit transfer. Within this range is possible to achieve better metal transfer regularity, low spattering level, high deposition rate and best bead quality. Moreover, it ratifies the correlation among the different employed methods to determine the metal transfer regularity. On the other hand, thermal efficiency analyses did not show a clear correlation to metal transfer regularity.

Keywords: Regularity; Metal transfer; Spattering; Surface Aspects of Weld Bead; Thermal efficiency.

Lista de Símbolos

Δm	Variação da massa
ANOVA	Análise de variância
CCC	Estrutura cristalina cúbica de corpo centrada
CFC	Estrutura cristalina cúbica de face centrada
CMT	Cold Metal Transfer
D	Densidade do gás
DBCP	Distância bico de contato peça
d_e	Diâmetro do eletrodo
Desv. Pad.	Desvio padrão
d_g	Diâmetro da gota
E_{imp}	Aporte térmico
ϵ_{rad}	Emissividade
E_{sold}	Energia de soldagem
FCAW	Flux-Cored Arc Welding
FCC	Frequência de curto-circuito
F_{CC}	Fator de curto-circuito
F_{corte}	Frequência de corte
$F_{corte_máx}$	Frequência de corte máxima
$F_{corte_mín}$	Frequência de corte mínima
FFT	Fast Fourier transform
F_{SP}	Fator de respingo
F_v	Força de vaporização
F_γ	Força da tensão superficial
GMAW	Gas Metal Arc Welding
I_{est}	Índice de estabilidade
I_i	Corrente ponto a ponto
I_M	Corrente média
I_M	Corrente média
I_{pico}	Corrente de pico
IV _{CC}	Índice de Regularidade da Transferência Metálica por Curto-Circuito

IV_{CC_tab}	Índice de Regularidade da Transferência Metálica por Curto-Circuito para o tempo de arco aberto
IV_{CC_tcc}	Índice de Regularidade da Transferência Metálica por Curto-Circuito para o tempo de curto-circuito
$IV_{CC+Ipico}$	Índice de Regularidade da Transferência Metálica por Curto-Circuito adicionado o coeficiente de variação da corrente de pico
K	Condutividade térmica
L	Calor latente
Laprosolda	Centro para Pesquisa e Desenvolvimento de Processos de Soldagem
L_{arco}	Comprimento do arco
$L_{Cordão}$	Comprimento do cordão
LF	Largura da face
m	Massa
m_{chapa}	Massa da chapa
$m_{chapa-cordão}$	Massa do conjunto chapa-cordão
m_f	Massa final
m_i	Massa inicial
MIG/MAG	Metal Inert Gas / Metal Active Gas
M_R	Massa de respingos gerados
N_2L	Nitrogênio líquido
P	Penetração
p	Nível de significância
PH	Precipitation-Hardening
PI	Potencial de ionização
P_{inst}	Potência instantânea
$Q_{Absorvido}$	Calor absorvido
$Q_{Latente}$	Quantidade de calor latente
RF	Reforço da face
RMD	Regulated Metal Deposition
RR	Reforço da raiz
STT	Surface Tension Transfer
T	Período de transferência
t_{ab}	Tempo de arco aberto

T_d	Taxa de deposição
T_{DC}	Taxa de deposição por unidade de comprimento
T_f	Taxa de fusão
U_i	Tensão ponto a ponto
U_M	Tensão média
V_A	Velocidade de alimentação do arame
V_S	Velocidade de soldagem
W_{bb}	Radiação de corpo negro
W_{CP}	Peso do cordão de solda
W_{obj}	Radiação de uma superfície
ZAC	Zona termicamente afetada pelo calor
$\Delta Q_{PS \rightarrow TN2}$	Quantidade de calor absorvido pelo N ₂ L com chapa-cordão em temperatura do processo de soldagem
$\Delta Q_{TA \rightarrow TN2}$	Quantidade de calor absorvido pelo N ₂ L com chap-cordão em temperatura ambiente
η_d	Rendimento de deposição
η_{term}	Rendimento térmico
ρ	Densidade do metal do arame
$\sigma_{I_{pico}}$	Desvio padrão da corrente de pico
$\sigma_{t_{ab}}$	Desvio padrão do tempo de arco aberto
$\sigma_{t_{cc}}$	Desvio padrão do tempo de curto-circuito

SUMÁRIO

INTRODUÇÃO	1
REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	4
2.1. Aços inoxidáveis.....	4
2.2. Aço inoxidável austenítico	6
2.3. Aço inoxidável duplex	8
2.4. Soldabilidade dos aços inoxidáveis	11
2.4.1. Soldabilidade dos aços inoxidáveis austeníticos.....	12
2.4.2. Soldabilidade dos aços inoxidáveis duplex	14
2.5. Processo de soldagem MIG/MAG.....	17
2.5.1. Transferência metálica por curto-circuito convencional	18
2.6. Estabilidade do processo com transferência metálica por curto-circuito.....	20
2.7. Gás de proteção	26
2.7.1. Argônio.....	28
2.7.2. Hélio	29
2.7.3. Nitrogênio	29
2.7.4. Oxigênio	30
2.7.5. Dióxido de carbono	30
METODOLOGIA, MATERIAIS E EQUIPAMENTOS.....	31
3.1. Metodologia geral.....	31
3.1.1. Metodologia para análise da regularidade da transferência por curto circuito.....	32
3.1.2. Metodologia para análise detalhada da geração de respingos	33
3.1.3. Metodologia para avaliação da qualidade do cordão	36
3.1.3. Metodologia para cálculo da eficiência térmica	38
3.1.4. Caracterização geométrica dos cordões de solda.....	41
3.1.4.1. Preparação das amostras	41
3.1.4.2. Microscopia óptica	41
3.2. Materiais e equipamentos.....	41
3.2.1. Material de base	41
3.2.2. Metal de adição	44
3.2.3. Gás de proteção.....	44
3.2.4. Fontes de soldagem	44
3.2.5. Técnica de Perfilografia.....	45
3.2.6. Sistema de aquisição de temperatura.....	47
3.2.7. Mesa de coordenada “BIM XZ Automatic”.....	48
3.2.8. Bancada experimental para o ensaio de respingo	49
3.2.9. Bancada experimental de Calorímetro de Nitrogênio Líquido (N ₂ L).....	53
TESTES PRELIMINARES.....	56
4.1. Determinação dos níveis dos parâmetros no processo MIG/MAG curto-circuito convencional.....	56
4.1.1. Determinação do valor de indutância.....	57
4.1.2. Levantamento dos níveis de corrente de soldagem.....	59
4.2. Validação do programa GotaCurto.....	65

4.3.	Validação do programa Q-Cordão.....	68
4.4.	Calibração da emissividade para os aços inoxidáveis austenítico e duplex.....	72
4.5.	Verificação da quantidade de material depositado para os ensaios em junta...	74
RESULTADOS E DISCUSSÃO.....		77
5.1.	Análise da regularidade da transferência metálica na soldagem de aços inoxidáveis austenítico e duplex com processo MIG/MAG curto-circuito convencional.....	77
5.1.1.	Determinação da frequência de corte.....	80
5.1.2.	Avaliação de parâmetros da transferência por curto-circuito.....	85
5.1.3.	Análise do índice de regularidade.....	91
5.1.4.	Influência dos fatores sobre a frequência de curto-circuito, índice de regularidade e rendimento de deposição.....	98
5.2.	Análise quantitativa do nível de respingos na soldagem de aços inoxidáveis austenítico e duplex com processo MIG/MAG curto-circuito convencional.....	101
5.2.1.	Análise da geração de respingos.....	102
5.2.2.	Análise da regularidade da transferência metálica.....	112
5.3.	Análise dos cordões.....	116
5.3.1.	Análise qualidade superficial dos cordões.....	116
5.3.1.	Análise da geométrica dos cordões.....	124
5.4.	Análise da eficiência térmica na soldagem de aços inoxidáveis austenítico e duplex com processo MIG/MAG curto-circuito convencional.....	126
5.5.	Avaliação da aplicação prática das condições de soldagem – soldas em junta.....	136
5.5.1.	Análise da regularidade da transferência metálica – soldas em junta.....	136
5.5.2.	Análise do aspecto superficial dos cordões – soldas em junta.....	143
5.5.3.	Análise geométrica dos cordões – soldas em junta.....	146
CONCLUSÕES.....		150
TRABALHOS FUTUROS.....		153
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....		154
APÊNDICE I.....		164
APÊNDICE II.....		166
APÊNDICE III.....		168
APÊNDICE IV.....		176
APÊNDICE V.....		182
APÊNDICE VI.....		186

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Tem sido possível observar nos meios de comunicação, quando se exalta o desenvolvimento do Brasil, máquinas trabalhando e atividades produtivas diversas relacionadas à manufatura. Dentre elas, a soldagem, definida como processo especial pela Cláusula 7.5.2 da ISO 9001:2008, está sempre presente e possui uma contribuição direta para o desenvolvimento científico, tecnológico e de inovação do país. Em especial nesta última década, a tecnologia da soldagem tem sido solicitada a proporcionar soluções para incremento de produtividade e qualidade da fabricação soldada.

Uma das abordagens para se conseguir estes incrementos é o desenvolvimento de novos processos, novos consumíveis e de automatização e técnicas operatórias mais robustas. Entretanto, há um grande parque fabril brasileiro que utiliza fontes e acessórios para soldagem mais antigos, mas ainda capazes de atingir ganhos em produtividade e qualidade. Soma-se a isto, a dependência de tecnologia externa e a reticência do empresariado a investir grandes somas em equipamentos.

Assim, é importante estabelecer formas para se melhor trabalhar com equipamentos convencionais, que não dispõem de tecnologias sofisticadas, como controle de onda (COSTA, 2011), para contribuir de forma mais abrangente para o parque fabril nacional.

De forma específica, chama a atenção o crescente uso do processo MIG/MAG convencional operando com transferência por curto-circuito. Esta opção se dá pela boa produtividade do processo (taxas de deposição três vezes maiores que o Eletrodo Revestido), boa cadência de trabalho (50 a 70% do ciclo de trabalho), relativo baixo custo, menor radiação para o soldador (pelo menor arco inerente ao curto-circuito) e facilidade em soldagens posicionais e passes de raiz. Por outro lado, a escolha do modo de transferência por curto-

circuito leva à condição operacional de geração considerável de respingos e de possível falta de penetração e de fusão.

Desta forma, há de se estabelecer critérios para a escolha de condições paramétricas do processo MIG/MAG curto-circuito convencional, que levem a maior produtividade e qualidade, por meio da redução da geração de respingos, melhor rendimento de deposição, melhor aspecto superficial do cordão aliado a características geométricas do cordão mais adequadas (penetração, largura e reforço adequados) e melhor transferência de calor à peça.

Neste sentido, na literatura técnica (SUBAN & TUŠEK, 2003) encontram-se índices que tentam definir um processo mais ou menos estável. Mas a definição de estabilidade é uma função do objeto investigado, como por exemplo, estabilidade do arco, da transferência metálica, da poça de fusão, do rendimento de deposição, da taxa de fusão, etc, ou seja, esta estabilidade pode não estar correlacionada concomitantemente com diferentes características desejáveis.

Assim, torna-se evidente a importância de se estabelecer critérios que levem a realização de soldagens com maior estabilidade (associada à regularidade da transferência metálica), maior produtividade (menor índice de respingos) e maior qualidade (melhor qualidade do cordão de solda) de forma concomitante. Em adição, é importante utilizar tais critérios para a soldagem de ligas metálicas com maior valor agregado. Neste contexto, destaca-se a demanda pelo uso de ligas resistentes à corrosão, tais como as ligas de aço inoxidável, que possuem alto valor agregado, ressaltando a importância em se utilizar o processo MIG/MAG para garantia de produtividade e qualidade da união soldada, uma vez que tais ligas possuem aplicações nobres, como a indústria petroquímica e de alimentos, e normalmente demandam soldagem.

Desta forma, este trabalho tem como objetivo avaliar de forma inédita a regularidade da transferência por curto-circuito durante a soldagem MIG/MAG convencional de aços inoxidáveis austenítico e duplex, correlacionando-a com a quantidade de respingos gerados, rendimento de deposição, qualidade superficial da solda, características geométricas do cordão e eficiência térmica. O objetivo final é estabelecer uma metodologia para avaliação da estabilidade do processo de soldagem utilizando processo de soldagem MIG/MAG curto-circuito convencional. Como objetivos específicos, pretende-se:

- Avaliar a regularidade na transferência curto-circuito por meio de índices baseados no monitoramento dos sinais elétricos (tensão e corrente) e de imagens em alta velocidade da transferência metálica;
- Medir o nível de respingos gerados e correlacionar com os índices avaliados;

- Desenvolver um programa computacional para estimar a qualidade superficial da solda e correlacionar com os índices avaliados;
- Medir características geométricas do cordão (penetração, largura e reforço) e correlacionar com os índices avaliados e
- Medir a eficiência térmica do processo por meio de calorimetria por nitrogênio líquido e correlacionar com os índices avaliados.

Com base nestes objetivos, foram traçadas as linhas gerais de desenvolvimento deste trabalho representadas pela Figura 1.

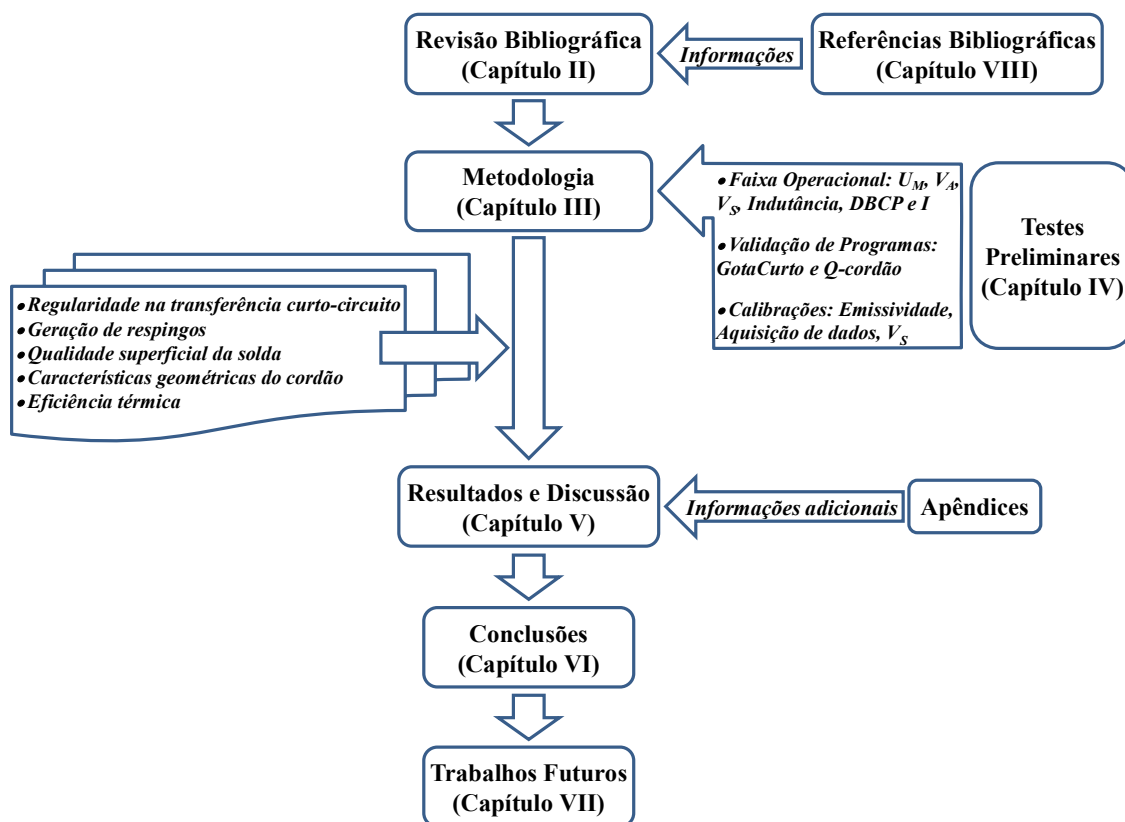


Figura 1.1 – Linhas gerais de desenvolvimento da tese (U_M é a tensão de referência, V_A é a velocidade de alimentação, V_S é a velocidade de soldagem, DBCP é a distância bico de contato à peça e I é a corrente de soldagem)

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Aços inoxidáveis

Descobertos por meio de estudos realizados em 1912, tanto na Inglaterra como na Alemanha, os aços inoxidáveis são ligas de ferro-cromo (Fe-Cr), com baixo teor de carbono, contendo, no mínimo de 10,5% de Cr, com ou sem a adição de outros elementos de liga. O alto teor de cromo nesse aço permite a formação de uma fina camada de óxido de cromo na superfície do material, denominado de película passivadora ou filme passivador, que confere aos aços inoxidáveis uma resistência à corrosão elevada, em especial à corrosão atmosférica (CARBÓ, 2001).

Esta película passivadora é muito fina, aderente e impermeável formada a partir da reação entre a água e o metal base, sendo constituída por um óxi/hidróxido do metal Cr, o que implica ao material uma elevada resistência à corrosão em meios oxidantes, que facilitam a formação e a conservação da película (FONTES, 2009).

Nota-se na Fig. 2.1, que a velocidade de oxidação tende a reduzir com o aumento do cromo. Assim, deve-se tomar cuidado para não reduzir o teor de cromo dos aços durante o processamento. Neste contexto, Sedris (1996) destaca que a quantidade de carbono deve ser mantida a baixo de 0,3%, de modo que o carbono não se combine com o cromo, formando precipitados de carbonetos de cromo nos contornos de grão (fenômeno conhecido como sensitização). A formação destes carbonetos propicia o empobrecimento localizado de cromo, tornando o material susceptível ao ataque num meio corrosivo (PADILHA *et al.*, 2006).

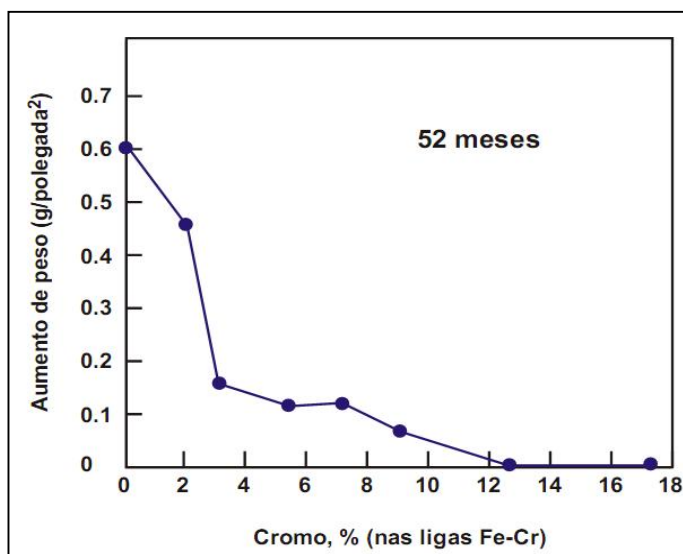


Figura 2.1 – Efeito do teor crescente de cromo (Cr) na resistência à corrosão atmosférica (expostos por 52 meses à atmosfera rural) de ligas Fe-Cr (CARBÓ, 2001)

Os aços inoxidáveis são divididos em cinco grandes grupos: os aços inoxidáveis autênticos, ferríticos, martensíticos, duplex e aqueles endurecidos por precipitação (PH).

Os *aços inoxidáveis austeníticos* (Fe-Cr-Ni) contêm entre 16 a 30% de cromo, 6 a 26% de níquel e carbono abaixo de 0,3% em peso. Apresentam estrutura predominantemente austenítica à temperatura ambiente. É considerado um material de melhor resistência à corrosão e de boa soldabilidade. Este é o grupo de aço inoxidável mais amplamente usado e indicado para inúmeras aplicações.

Os *aços inoxidáveis ferríticos* são aços de baixo carbono (inferior a 0,1%), contêm 12 a 30% de cromo. Apresentam uma estrutura predominante ferrítica em qualquer temperatura até a sua fusão. Apresenta boa resistência à corrosão e à oxidação, inclusive a alta temperatura, sendo ideal para aplicações envolvendo ácido nítrico e temperaturas elevadas, como sistemas de exaustão em automóveis.

Considerando a composição química, os *aços inoxidáveis martensíticos* (Fe-Cr-C) contêm entre 12 a 18% de cromo e entre 0,1 a 1,0% de carbono, podendo conter ainda molibdênio para melhorar a resistência à corrosão. Apresentam uma alta temperabilidade e uma resistência à corrosão inferior a dos outros grupos, mas ainda satisfatória em meios não muito agressivos. São adequados para aplicações em peças e componentes que requerem elevada resistência mecânica, dureza e resistência a abrasão ou erosão em ambientes secos ou úmidos.

Os *aços duplex* são caracterizados por apresentar uma estrutura bifásica, austenita e ferrita, contém entre 18 a 30% de cromo, de 1,5 a 4,5% de molibdênio, de 3,5 a 8% de níquel e de até 0,35% de nitrogênio em peso. Estes aços possuem elevada resistência à corrosão, mecânica e boa soldabilidade.

Os *aços endurecidos por precipitação (PH)* são basicamente ligas Fe-Cr-C contendo elementos de liga, tais como cobre, titânio, nióbio e alumínio, que provocam a formação de finos precipitados em uma estrutura martensítica. Estes aços são capazes de desenvolver elevados níveis de resistência mecânica, boa resistência à corrosão e oxidação, sem apresentar perda de ductilidade e tenacidade em comparação aos aços com mesmo nível de resistência. E são usados em peças muito solicitadas, por exemplo, para fabricação de armamentos (cano de revólver ou espingardas de grosso calibre) e equipamentos para indústria petroquímica.

Uma vez que neste trabalho os aços inoxidáveis austenítico e duplex são aqueles utilizados, dar-se-á maior destaque a eles em sequência.

2.2. Aço inoxidável austenítico

Os aços inoxidáveis austeníticos formam o maior grupo dos aços inoxidáveis em termos de ligas e utilização, são basicamente ligas de ferro, cromo e níquel, e contém cerca de 16 a 30% de cromo, de 6 a 26% de níquel e com baixíssimo teor de carbono (menor que 0,3%). Estes aços apresentam uma estrutura predominantemente austenítica, cúbica de face centrada (CFC), não podem ser endurecidos por tratamento térmico, pois, assim como os ferríticos, para qualquer taxa de resfriamento a austenita não se transformará em martensita (PORTO, 2011).

Dos três principais grupos de aços inoxidáveis, os austeníticos apresentam maior resistência à corrosão, as melhores propriedades mecânicas e boa soldabilidade. Segundo Padilha e Guedes (1994), os aços inoxidáveis austeníticos AISI 304 possuem o limite de escoamento a 0,2% de aproximadamente 240 MPa e o limite de resistência e o alongamento total variando entre 450 e 750 MPa e 35 a 45%, respectivamente.

A grande estabilidade estrutural destes aços permite a eles serem aplicados em operações tanto em altas, quanto baixíssimas temperatura (criogenia), da ordem de -272°C , que corresponde à temperatura de hélio líquido (SANTOS, 2008). Sendo estes, largamente utilizados em equipamentos para indústria alimentícia, aeronáutica, farmacêutica, de papel e

celulose e petroquímica (PORTO, 2011). Também são muito utilizados em aplicações domésticas e instalações hospitalares, entre outras (GUIDA, 2006).

Em alguns casos outras características são necessárias, para a utilização desta liga em determinadas aplicações, sendo acrescentados então outros elementos como molibdênio, titânio, nióbio, entre outros.

Segundo Modenesi (2001), os efeitos que os elementos de liga exercem nos aços inoxidáveis austeníticos são os seguintes:

- **Carbono (C):** Forma austenita, aumenta a resistência mecânica, dureza e afeta negativamente a resistência à corrosão, e a tenacidade a baixa temperatura;
- **Cromo (Cr):** Promove a formação de ferrita, aumenta a resistência à oxidação e à corrosão;
- **Níquel (Ni):** Forma austenita, aumenta a resistência à alta temperatura, a resistência à corrosão e ductilidade;
- **Nitrogênio (N):** Promove fortemente a formação da austenita e aumenta a resistência mecânica;
- **Nióbio (Nb):** Forte formador de carboneto, formador de ferrita de intensidade moderada, pode causar endurecimento por precipitação, retarda a recristalização, aumentando o tamanho de grão;
- **Manganês (Mn):** Estabiliza a austenita à temperatura ambiente, mas forma ferrita a altas temperaturas e inibe a fragilização a quente pela formação de MnS;
- **Molibdênio (Mo):** Formador de ferrita e carbonetos, aumenta a resistência mecânica e à fluência em temperatura elevada, e melhora a resistência à corrosão geral em meios não oxidantes;
- **Silício (Si):** Aumenta a resistência à formação de carepa e promove a formação de ferrita (em pequenas quantidades);
- **Titânio (Ti):** Redutor de sensibilidade à corrosão intergranular combinado com o C, age como refinador de grão. Promove a formação de ferrita;
- **Cobre (Cu):** Aumenta a resistência em meios líquidos redutores;
- **Fósforo (P) e enxofre (S):** Aumentam a sensibilidade à fissuração, melhoram a usinabilidade.

Dentre estes, os principais elementos de liga que contribuem para a estabilidade da austenita são o níquel, o carbono e o nitrogênio. A adição de níquel como elemento de liga, em

quantidades superiores a 8%, permite transformação a estrutura ferrítica em austenítica, ou seja, tende a ampliar a faixa sobre a qual a austenita é estável e aumenta a sua estabilidade em baixas temperaturas, e isso tem como consequência uma grande melhoria em muitas propriedades.

A presença de pequenos teores de carbono e o nitrogênio, é suficiente para ampliar o campo austenítico, aumentando a solubilidade do cromo na fase austenita. O nitrogênio pode ser um substituto econômico para parte do níquel constante na composição química dos aços inoxidáveis austeníticos (LESLIE, 1982). No entanto, altas quantidades desses elementos prejudicariam algumas propriedades requeridas para essa classe de aços, devido à formação de carbonitretos e nitretos.

2.3. Aço inoxidável duplex

Os aços inoxidáveis duplex são ligas compostas basicamente por ferro, cromo, níquel e molibdênio (18,5 a 27% Cr; 4 a 8% Ni; 1,5 a 5% Mo), segundo Modenezi *et al.* (2008), caracterizado pelo baixo teor de carbono ($<0,03\%$) e de elevado teor de nitrogênio. Os aços duplex recebem essa denominação por apresentar em uma estrutura bifásica balanceada (aproximadamente 50% de cada fase), composta tanto pela fase ferrita (estrutura cúbica de corpo centrado – CCC) quanto pela fase austenita (estrutura cúbica de face centrada – CFC). Assim, é possível obter uma estrutura mista com mais vantagens se comparada a estruturas puras.

Os aços inoxidáveis duplex, usualmente, são separados em três diferentes grupos com relação à composição química (SENATORE *et al.*, 2007):

- i) *Aços inoxidáveis duplex de baixa liga*: devido ao menor teor de elementos de liga são materiais econômicos, não possuem molibdênio na composição química e podem substituir aços inoxidáveis austeníticos 304L/316L. Uma qualidade utilizada é o UNS S32304 (SAF 2304);
- ii) *Aços inoxidáveis duplex de média liga*: nessa família, enquadram-se os duplex mais utilizados. A qualidade típica é o UNS S31803 (SAF 2205). Apresentam resistência à corrosão intermediária entre os austeníticos comuns 304L/316L e aços inoxidáveis superausteníticos com 5 e 6% de molibdênio;

iii) *Aços inoxidáveis duplex de alta liga*: comumente designados por superduplex. O UNS S32750 (SAF 2507) apresenta elevada resistência à corrosão comparável aos superausteníticos que possuem entre 5 e 6% de molibdênio.

Os aços inoxidáveis duplex têm como vantagem conseguir aliar as boas propriedades, tanto do aço inoxidável ferrítico como do austenítico (SOLOMON, 1982). Tais como, excelente resistência à corrosão, sejam elas por pites, generalizada ou sob tensão, boa resistência mecânica e soldabilidade semelhante aos austeníticos. Estas ligas chegam a apresentar um alongamento mínimo de 25%, o limite de escoamento do UNS S31803 é próximo de 515 MPa (praticamente o dobro do encontrado em aços inoxidáveis austeníticos como os AISI 304 e 316), e uma dureza na ferrita de 288 HV e 270 HV na austenita no metal de solda (NISSON, 1992; LONDOÑO, 2001; YOUNG *et al.*, 2005 e NUNES, 2011).

Devido às suas excelentes propriedades mecânicas e resistência à corrosão, os aços inoxidáveis duplex são, frequentemente, utilizados em aplicações na indústria (SENATORE *et al.*, 2007; LOUREIRO, 2010):

- Química: como vasos de pressão, reatores, tubulações de trocadores de calor, bombas, tanques de produtos químicos;
- De óleo e gás: principalmente em resfriadores, tubulações e vasos de pressão e blocos de válvulas;
- Petroquímica: reatores tubulares com revestimento de aço carbono, unidades de dessalinização e destilação, carcaças de bombas de dessulfuração, tubulações para meios contendo Cl e HCl;
- Papel e celulose: digestores, pré-aquecedores, evaporadores, equipamentos de branqueamento contendo cloretos;
- Nuclear: sistemas de recirculação e refrigeração.

Estas combinações favoráveis de propriedades dos aços duplex são consequência da sua microestrutura balanceada, que pode ser obtida através do balanceamento dos elementos de liga e de tratamento termomecânico (SOLOMON; DEVINE, 1984), seguido de resfriamento rápido (PINTO, 2009).

Na Fig. 2.2, o diagrama pseudobinário 70%Fe-Cr-Ni, é possível compreender a obtenção da microestrutura típica de um aço inoxidável duplex durante sua fabricação, onde inicialmente ocorre a solidificação ferrítica do metal líquido, seguida pela precipitação de

austenita. A formação da austenita se dá por nucleação e crescimento na faixa de temperatura de 650° a 1200°C (LONDOÑO, 1997).

Ao final da linha de fabricação, o aço é submetido a tratamento termomecânico realizado usualmente em temperaturas entre 1000 e 1250°C, seguido de um resfriamento rápido até a temperatura ambiente. Desta forma produzindo uma estrutura lamelar com grãos alongados na direção de laminação e composta por uma matriz ferrítica com linhas de austenita, sendo de aproximadamente 30-65% de ferrita (Fig. 2.3).

As boas propriedades do aço inoxidável duplex dependem essencialmente da segregação de elementos de liga formadoras de austenita e ferrita, tais como cromo, molibdênio, níquel e nitrogênio (NOWACKI, 2009). Neste contexto, o teor dos elementos gamagênicos e alfa gênicos durante o processamento do material deve ser controlado, de forma a manter a microestrutura ferrita/austenita equilibrada. Tendo em vista que o aumento da austenita pode reduzir a resistência à corrosão sob tensão e a resistência mecânica, por outro lado, se a proporção de ferrita aumenta, diminui a tenacidade a fratura do material.

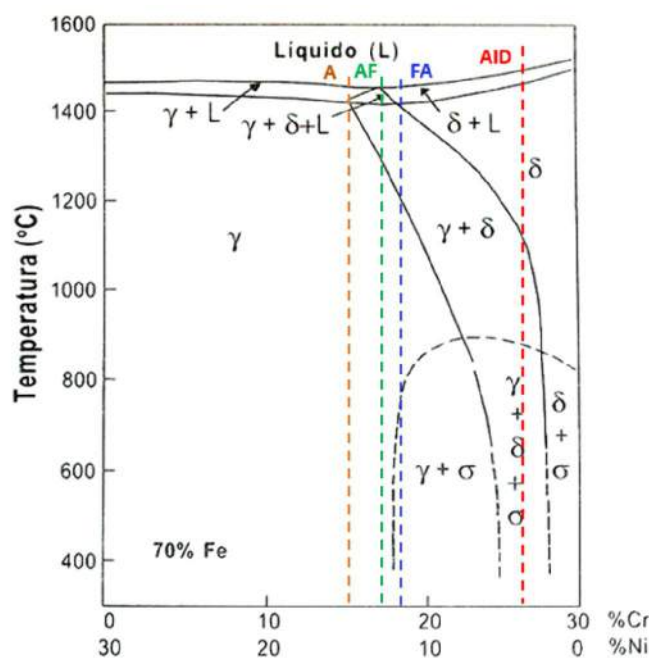


Figura 2.2 – Diagrama Fe-Cr-Ni para 70% de ferro (Modificado de Modenesi, 2001)

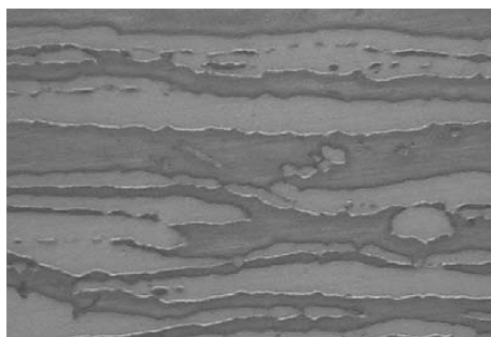


Figura 2.3 – Microestrutura básica de um aço UNS S31803 com fração volumétrica de ferrita de 48% (NOWACKI & RYBICKI, 2006)

Dependendo da taxa de resfriamento e do tempo de manutenção em determinadas faixas de temperatura, pode ocorrer a precipitação de outras fases, além da ferrita e da austenita, levando a fragilização destes aços. Segundo Pinto (2009), a temperatura na qual acontece a fragilização dos aços inoxidáveis duplex pode ser dividida em dois grupos: a *fragilização da baixa temperatura*, que normalmente acontece numa faixa de temperatura de 300 a 500 °C, geralmente está associada à utilização do equipamento em serviço e, desta forma, limita a temperatura máxima de aplicação destes aços; e a *fragilização de alta temperatura*, ocorre na faixa de temperatura de 600 a 1000 °C, onde precipitam diversas fases intermetálicas. Este tipo de fragilização pode ocorrer durante a soldagem ou no tratamento térmico pós-soldagem.

2.4. Soldabilidade dos aços inoxidáveis

Os aços inoxidáveis possuem grande aplicação no setor industrial em função das suas propriedades mecânicas e sua resistência à corrosão. Na maioria destas aplicações a necessidade da aplicação de processos de soldagem, tanto na união de metais, quanto em aplicações na recuperação de peças e equipamentos e para aplicação de revestimentos de características especiais.

Apesar dos aços inoxidáveis apresentarem uma boa soldabilidade, Dias *et al.* (2010) destaca que a soldagem destas ligas requer cuidados especiais sob risco de comprometimento de suas propriedades físicas e mecânicas.

As condições térmicas na soldagem estão caracterizadas por altos picos de temperatura, altos gradientes localizados de temperatura e rápidas flutuações desta temperatura

(FERNANDES *et al.* 2008). Estas características deixam os aços inoxidáveis susceptíveis à precipitação de compostos fragilizantes (fases intermetálicas discutidas anteriormente), que podem comprometer as propriedades mecânicas, térmicas e metalúrgicas da região da solda. Podendo ocorrer nestes locais alterações de microestrutura e de composição química, o aparecimento de um elevado nível de tensão residual, a degradação de propriedades (mecânicas, químicas, etc.) e a formação de descontinuidades (MODENESI, 2001).

2.4.1. Soldabilidade dos aços inoxidáveis austeníticos

Os aços inoxidáveis austeníticos são matérias de melhor soldabilidade, quando comparados com os martensíticos e os ferríticos, considerada boa. De acordo com Modenesi (2001), a ausência de transformação martensítica durante a soldagem e sua boa tenacidade implica em insensibilidade à fissuração pelo hidrogênio, além da zona fundida apresentar propriedades que se assemelham às do metal de base.

Ferreira (2007) lembra que as propriedades mecânicas da solda estão muito relacionadas à sua microestrutura, e um controle ruim desta microestrutura pode limitar sua aplicação. Aços inoxidáveis austeníticos da série 300, usualmente, apresentam a microestrutura da zona fundida com uma mistura de austenita e ferrita. O comportamento de solidificação da microestrutura dos aços inoxidáveis austeníticos pode ser analisado através do diagrama ternário Fe-Cr-Ni para 70% de ferro, mostrado na Fig. 2.2. Em que a relação entre o teor de cromo e níquel nestes materiais pode influenciar diretamente a forma de solidificação destes materiais.

De acordo com Elmer *et al.* (2000), a ferrita é mais estável a temperaturas elevadas do que à temperatura ambiente e a sequência de transformações de fases durante a solidificação de equilíbrio destas ligas varia com a composição. Para ligas, tais do tipo 304 e 316, que são totalmente austeníticas à temperatura ambiente, podem solidificar como austenita primária, ou como ferrita primária (SHANKAR *et al.*, 2003), ou ainda inteiramente como ferrita, à medida que aumenta a relação Cr/Ni (BROOKS *et al.* 1984). Segundo Brooks & Thompson (1991), nota-se na Fig. 2.2 que para relações de Cr/Ni inferiores a 1,5 a solidificação ocorre com austenita primária (AF), enquanto que, para valores superiores a solidificação ocorre com ferrita primária (FA). Para valores acima de 1,95, o material solidifica-se totalmente como ferrita.

Segundo Modenesi (2001), a microestrutura final da solda de um aço inoxidável austenítico dependerá tanto da forma de solidificação do aço, quanto das transformações subsequentes no estado sólido, sendo classificadas de acordo com a morfologia da ferrita.

Os modos de solidificação da zona fundida para aços inoxidáveis são geralmente classificados dentro dos quatro tipos a seguir, em relação ao aumento da razão Cr/Ni (MODENESI, 2001; SHANKAR *et al.*, 2003), mostrados na Fig. 2.4:

- **Austenita (A):** A microestrutura inicia a solidificação completamente na fase austenita, sem qualquer ocorrência de transformação subsequente, ou seja, solidificação direta de austenita, sem formação de ferrita;
- **Austenita + ferrita eutética (AF):** Resulta de solidificação em austenita primária com formação de ferrita em relação eutética ao final da solidificação, sendo localizada em contorno de grão ou de dentritas;
- **Austenita + ferrita em espinha ou vermicular (FA):** Resulta de solidificação em ferrita primária com formação de austenita tanto nas etapas finais desta, como no estado sólido. A ferrita remanescente se localiza ao longo do centro das dentritas. Esta é a morfologia mais comumente observada em soldas de aços inoxidáveis austeníticos. Ainda da solidificação com ferrita primária observa-se **austenita + ferrita laminar ou rendilhada (FA)**, onde a transformação em austenita ocorre ao seu final da solidificação, principalmente no estado sólido. Microestrutura característica de soldas com elevada quantidade de ferrita ou proveniente de resfriamento rápido. A austenita aparece na forma de lâminas aproximadamente paralelas com a ferrita remanescente localizada entres as lâminas;
- **Ferrita + austenita de Widmanstätten (F):** Neste caso, a solidificação ocorre somente com a formação de ferrita. A austenita é formada na matriz de ferrita já completamente solidificada, nucleando nos contornos de grão de ferrita já crescendo como placas para o interior dos grãos. Esta estrutura é mais comum em soldas de aços inoxidáveis duplex.

Microestrutura de solda com morfologias que contém alguma ferrita à temperatura ambiente, apresentam uma elevada resistência à fissuração, enquanto que uma microestrutura completamente austenítica apresenta baixa resistência. Sendo assim, as ligas de aço inoxidável austeníticos por serem susceptíveis à fissuras durante a solidificação, a composição do metal fundido deve ser ajustada de forma a ter a presença de certa quantidade de ferrita.

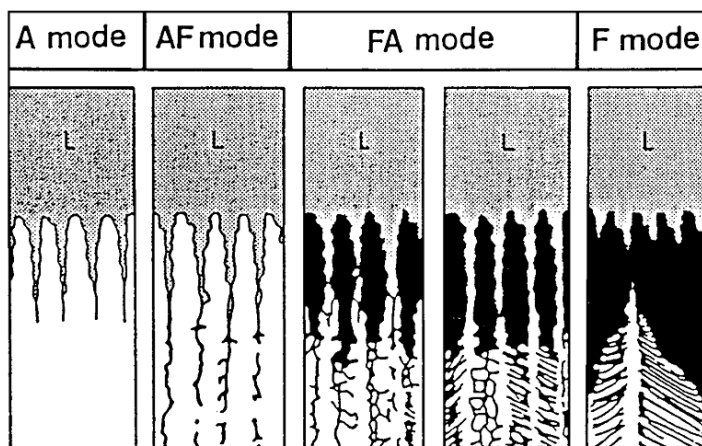


Figura 2.4 – Esquema dos modos de solidificação na soldagem de um aço inoxidável austenítico (KOSEKI & FLEMINGS, 1996)

Hull (1967), ao estudar o efeito da quantidade de ferrita na fissura por solidificação, observou que, enquanto a susceptibilidade de fissuras foi aumentando para composições totalmente austenítica, as amostras com 5 a 30% de ferrita foram bastante resistentes a fissura de solidificação. Desta forma, quanto maior o teor de ferrita na composição, maior é a resistência à fissuração. Segundo Masumoto et. al. (1972), os modos de solidificação FA e F seriam os recomendados para a redução da sensibilidade a fissuras de solidificação.

Porém, Antunes (2010) lembra que, se o teor de ferrita exceder em 10%, isto geralmente resulta numa rede contínua de ferrita ao longo dos limites dos grãos, com um efeito altamente prejudicial à resistência a corrosão do aço inoxidável austenítico.

2.4.2. Soldabilidade dos aços inoxidáveis duplex

Os aços inoxidáveis duplex possuem boa soldabilidade, sendo muito parecida com a dos aços inoxidáveis austeníticos. Grande parte das aplicações atuais destes aços envolve algum processo de soldagem. Podendo estes, serem soldados pela maioria dos processos de soldagem.

No entanto, o grande desafio na soldagem destes materiais está na obtenção de uma junta com fração de fases a mais balanceada possível e isenta de precipitados (LONDOÑO, 1997), pois os ciclos térmicos aos quais os materiais são submetidos, durante a soldagem, têm uma tendência de desbalanceamento de sua microestrutura (MENEZES *et al.*, 2005). Tal modificação na microestrutura original do material pode afetar o desempenho da junta, modificando suas propriedades (NUNES *et al.*, 2011). Uma vez que, a soldagem expõe o

material a faixas de temperaturas perigosas, dependendo do tempo de permanência, pode ocorrer a precipitação de compostos intermetálicos (FERNANDES *et al.*, 2008).

Como já discutido anteriormente, todas essas fases apresentam um caráter fragilizante, seja por um aumento de dureza, seja por formação de zonas empobrecidas em cromo na microestrutura, seja por alteração na composição química original.

A Fig. 2.5 apresenta um corte do diagrama ternário Fe-Cr-Ni para um teor constante de Fe, uma composição típica de um aço duplex. Ela permite compreender as alterações microestruturais que ocorrem na junta soldada de um aço duplex (MODENESI, 2001).

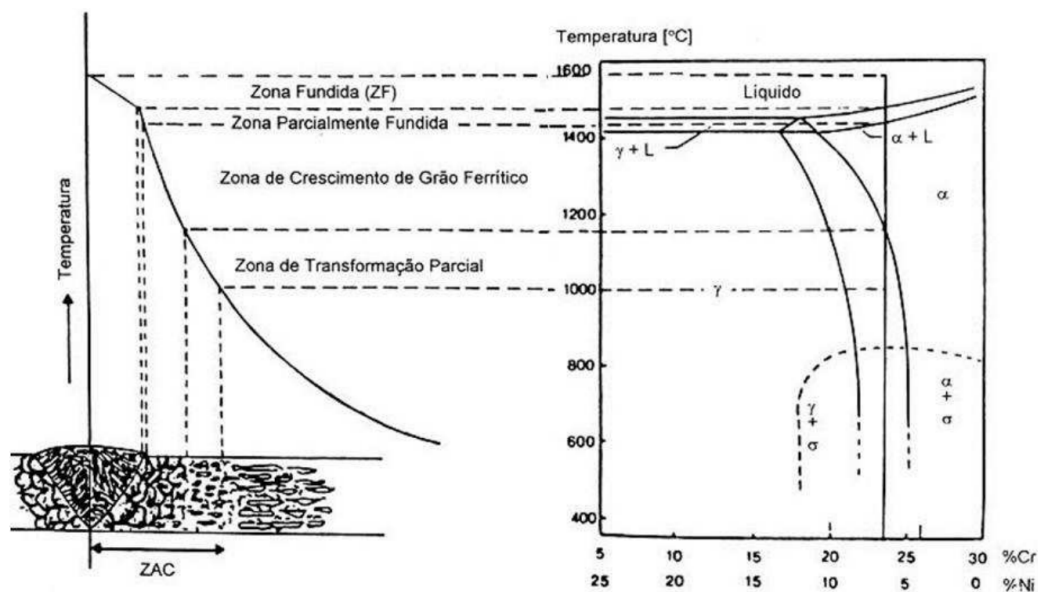


Figura 2.5 – Diagrama esquemático das mudanças microestruturais ocorridas na junta soldada de um aço inoxidável duplex (ATAMERT & KING, 1992)

- Zona de transformação parcial (Fig. 2.6.a):** corresponde a região da ZAC mais afastada da linha de fusão, abaixo de aproximadamente 1200 °C, onde não ocorrem transformações significativas na microestrutura em relação à morfologia da austenita, ao balanço de fases e ao tamanho de grão. Nesta região, praticamente toda austenita que existia originalmente foi transformada em ferrita durante o aquecimento, com exceção de pequenas partículas de austenita. Esta dissolução da austenita permitiu a formação de grandes grãos de ferrita. Durante o resfriamento, a austenita nucleia nos contornos de grão da ferrita alotrópica e algumas precipitações de austenita intergranular tendem a ocorrer nas regiões de baixo cromo, onde a austenita originalmente existia.

- **Zona de crescimento de grãos ferrítico (Fig. 2.6.b):** corresponde à região da ZTA aquecida acima do campo de coexistência da austenita e da ferrita, para temperatura acima (de cerca) de 1200°C. Em que a austenita transforma-se completamente em ferrita, assistida pela difusão de elementos intersticiais e substitucionais. A partir deste momento, os grãos começam a crescer e coalescer. Durante o resfriamento, ocorre a precipitação da austenita, nucleando nos contornos de grãos da ferrita e crescendo em direção ao centro do grão de ferrita, como placas, com uma estrutura de Widmanstätten. Nesta região outras fases podem precipitar durante o resfriamento, como nitretos, carbonetos e carbonitretos, nas interfaces austenita/ferrita, nos contornos de grão ferrita/ferrita e discordâncias na ferrita. Devido não ser possível a completa difusão dos átomos de carbono e nitrogênio em solução para a austenita formada.
- **Zona fundida (Fig. 2.6.c):** esta região é caracterizada por uma estrutura colunar grosseira de grão de ferrita, produzidas durante a solidificação da poça de fusão. Similar ao que acontece na fase anterior, durante o resfriamento ocorre à precipitação da austenita e de demais fases.

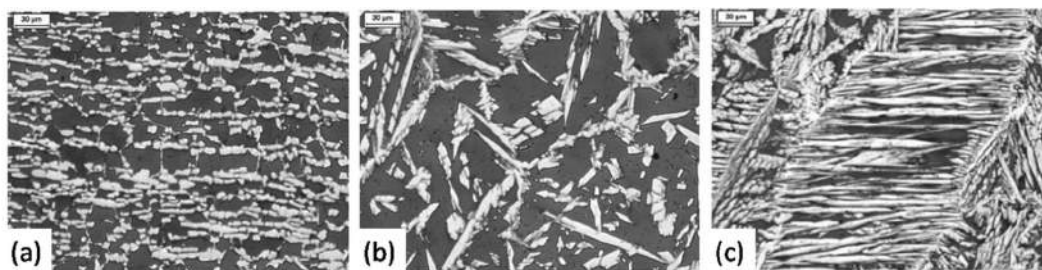


Figura 2.6 – Caracterização microestrutural do aço duplex 2205 soldado com eletrodo revestido. (a) metal de base - transformação parcial; (b) ZTA; e (c) metal de adição (MODENEZI *et al.*, 2008)

De uma forma geral, a junta soldada de aços inoxidáveis duplex é caracterizada por uma estrutura de granulação grosseira de grãos de ferrita, com composição e propriedades similares ao metal de base, adquiridos por meio da composição do metal de adição e pelo controle dos ciclos térmicos durante a soldagem.

Neste caso, os ciclos térmicos da soldagem estão diretamente relacionados com a energia de soldagem. Em que, uma alta energia de soldagem proporciona uma baixa velocidade de resfriamento da junta, facilitando a transformação ferrita-austenita e equilibrando a microestrutura. Consequentemente tende a produzir depósitos com grãos mais grosseiros, uma ZTA mais extensa, e possivelmente a precipitação de fases intermetálicas (VASCONCELOS *et al.*, 2010). Por outro lado, uma energia de soldagem baixa, resulta numa elevada velocidade de resfriamento, retardando a precipitação de austenita e o equilíbrio das fases na microestrutura (KARLSSON & PAK, 1991), produzindo uma fração elevada de ferrita, podendo ocorrer a precipitação de nitretos de cromo.

Assim sendo, é recomendável utilizar energia de soldagem entre 0,5 e 2,5 kJ/mm (AWS, 1998). De modo que, a energia de soldagem será alta o suficiente para promover a formação de ferrita e baixa o suficiente para prevenir a precipitação de fases indesejáveis (GUNN, 1997).

2.5. Processo de soldagem MIG/MAG

O processo MIG/MAG, também conhecido como GMAW (*Gas Metal Arc Welding*), é um processo de soldagem a arco que utiliza como fonte de calor um arco elétrico mantido entre a extremidade de um arame-eletrodo consumível e o metal de base, cuja proteção é feita por uma atmosfera gasosa, com um gás, ou mistura de gases, inertes (comumente, Ar e He) ou ativos (usualmente CO₂). Pode ser operado de forma automática e semiautomática, sendo capaz de soldar diferentes tipos de metais em todas as posições de soldagem.

O processo MIG/MAG utiliza normalmente fonte de tensão constante (13 a 40 V), capaz de trabalhar com uma elevada intensidade de corrente (50 a 600 A), normalmente contínua. De modo geral trabalha com o eletrodo em polaridade inversa (positivo), permitindo maior controle do arco (BALLESTEROS, 2009), já que na polaridade direta (eletrodo negativo) o arco tende a escalar o arame-eletrodo, envolvendo a superfície lateral do mesmo, tornando o arco mais longo e instável (SCOTTI; PONOMAREV, 2008).

Como descrito anteriormente, a transferência metálica é a maneira pela qual o metal é transferido do arame para a poça de fusão. A transferência metálica é governada por forças (gravitacional, tensão superficial, eletromagnética, arraste e de vaporização) que podem atuar favorecendo ou não o destacamento da gota metálica formada na ponta do arame-eletrodo, sendo estas determinadas pela corrente de soldagem, o diâmetro do arame, o comprimento do

arco (tensão), 7 características da fonte, o gás de proteção, dentre outros. Para o processo MIG/MAG, existem classificações detalhadas dos modos como esta transferência ocorre, distinguindo-se entre modos naturais e controlados (VILARINHO, 2007), sendo que neste trabalho, o foco é a transferência por curto-circuito.

2.5.1. Transferência metálica por curto-circuito convencional

Na transferência metálica por curto-circuito o metal é transferido através do curto-circuito elétrico, quando há o contato da gota, formada na ponta do arame-eletrodo, com a poça de fusão. A gota é transferida por tensão superficial e ocorre com um arco curto com tensão de soldagem de 13 a 23 V e uma corrente de baixa a moderada (SCOTTI; PONOMAREV, 2008). A frequência de transferência das gotas pode ser de 20 a 200 vezes por segundo. Usualmente são utilizados arames na faixa de 0,8 mm a 1,2 mm de diâmetro. De acordo com Machado (1996), este modo de transferência produz uma poça de fusão relativamente pequena de rápida solidificação, ideal para aplicações que necessite de baixa energia de soldagem.

A Fig.2.7 apresenta um esquema do comportamento dos sinais de corrente e tensão durante a transferência por curto-circuito.

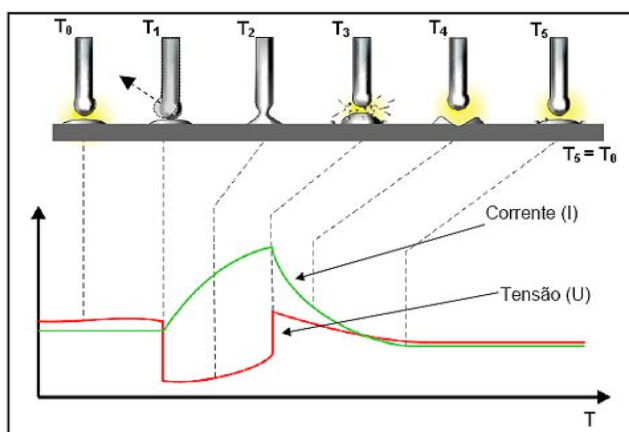


Figura 2.7 – Oscilogramas de tensão e corrente de soldagem para a transferência por curto-circuito em função do comportamento da gota (SILVA, 2005)

Na fase inicial da transferência (T_0) a gota metálica é formada na ponta do arame-eletrodo. No início do curto-circuito (T_1), momento que a gota toca a poça de fusão, há o apagamento momentâneo do arco, onde é possível observar uma queda brusca da tensão, enquanto a corrente começa a aumentar. Durante a fase de curto-circuito (T_2), a tensão

permanece baixa e a corrente de soldagem continua a aumentar, favorecendo a formação do empescoçamento entre a gota e a ponta do eletrodo, auxiliando no destacamento da gota. A alta densidade de corrente nesta região aumenta a ação do efeito Pinch, resultando no destacamento da gota. Já no fim do curto-circuito (T_3), com o destacamento da gota metálica ocorre a reabertura do arco e a subida rápida da tensão. Em seguida, nas fases T_4 e T_5 , a corrente decai restabelecendo o equilíbrio entre a taxa de fusão e a velocidade de alimentação, dando início a formação de uma nova gota.

Para melhor compreensão da relação entre a força eletromagnética e o efeito *Pinch* no destacamento da gota para a transferência por curto-circuito convencional, apresenta-se a Fig. 2.8. Na Fig. 2.8 observa-se que com o contato da gota com a poça de fusão, a corrente de curto-circuito aumenta, o que promove um aumento da componente radial da força eletromagnética na região de empescoçamento no acoplamento gota-eletrodo, devido à maior densidade de corrente. Isto favorece a ação do efeito *Pinch*, auxiliando no rompimento da ponte metálica e impulsionando a gota em progressão da poça de fusão. A alta densidade de corrente provoca o aquecimento súbito nesta região (SCOTTI; PONOMAREV, 2008), proporcionando uma explosão elétrica que promove a evaporação e a explosão do metal fundido em forma de respingos (CHEN *et al*, 1996).

Devido aos baixos valores de corrente durante a fase de arco aberto e aos baixos valores de tensão, assim como devido ao fato de que durante parte do processo o arco tende a se apagar, o calor transferido para a peça é reduzido. Esta característica faz este modo de transferência ser indicado para a soldagem de chapas finas e passe de raiz em juntas com abertura. Gomes (2006) destaca também que, como as gotas são transferidas pelo contato com a poça de fusão, através da tensão superficial este modo de transferência é ideal para a soldagem fora de posição em peças de pequena espessura. Além disto, este modo de transferência é empregado quando se tem como requisito uma distorção mínima da peça e na soldagem de juntas tubulares e para os aços inoxidáveis, ou seja, em operações em que se necessite baixo aporte de calor.

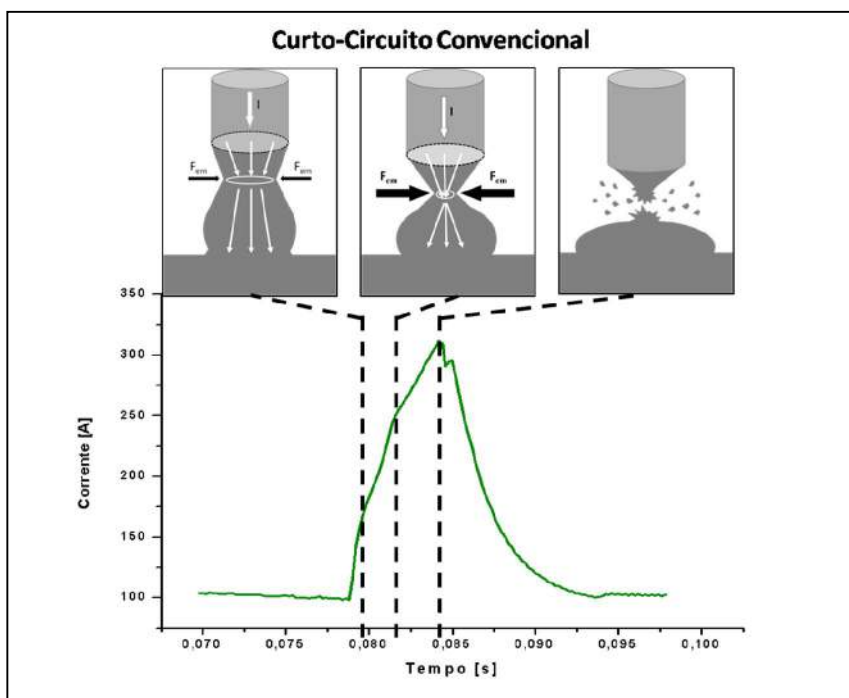


Figura 2.8 – Oscilograma de corrente durante a transferência em função do comportamento da gota para o processo MIG/MAG convencional

Por outro lado, o baixo aporte térmico da transferência pode favorecer a formação de descontinuidades, tal como falta de fusão lateral, de penetração e mordeduras quando se soldam peças mais espessas que 6,0 mm (FORTES, 2004). Finalmente, Essers e Van Gompel (1984) destacam a grande geração de respingos e fumos.

2.6. Estabilidade do processo com transferência metálica por curto-circuito

Como mencionado, o modo de transferência por curto-circuito é caracterizado pelo contato periódico da gota metálica formada na ponta do arame-eletrodo e a poça de fusão. Esta característica favorece o aumento da geração de respingos, que diminui a capacidade produtiva do processo, seja devido à perda de material de adição ou à necessidade de gastos com sua remoção, além de afetar a qualidade final da solda. Contudo, a chave principal para conseguir soldas com boa qualidade e a redução na geração de respingos se baseia na melhoria da estabilidade do processo de soldagem.

Segundo Silva (2005), a estabilidade do processo se dá quando o resultado é uma solda com regularidade na transferência metálica e homogênea ao longo do cordão, independente do modo, produzindo um mínimo de respingos e uma poça e metal de solda também geometricamente homogênea em toda a extensão do cordão. Já a regularidade da transferência por curto-circuito, devido às extinções do arco, pode ser definida como uma transferência periódica e cuja variação dos seus parâmetros (período de curto-circuito, tempo de arco aberto, tempo de curto-circuito, etc) seja o mínimo possível. Assim sendo, uma menor variação do período de curto-circuito e nos tempos de arco aberto e curto-circuito, bem como a transferência de gotas uniformes, maior regularidade deve ser obtida. A Fig. 2.9 ilustra uma caracterização dos parâmetros envolvidos na transferência por curto-circuito.

Desta forma, segundo Possebon (2009), a regularidade da transferência metálica está diretamente relacionada a fatores como a frequência de destacamento das gotas metálicas, a uniformidade do volume da gota, o destacamento incidental de gotas e a geração de respingos, entre outros. Ainda de acordo com o autor, na transferência por curto-circuito o volume da gota metálica depende do tempo de curto-circuito, que por sua vez está relacionado com parâmetros de soldagem como comprimento do arco (tensão de soldagem) e a corrente de curto-circuito. Assim, quanto maior for o comprimento do arco, mais rapidamente a ponte metálica poderá ser rompida. Já a corrente de curto-circuito depende da indutância do sistema e quanto maior esta indutância, menor é a taxa de crescimento da corrente de curto-circuito, tendendo a um tempo de curto-circuito mais longo.

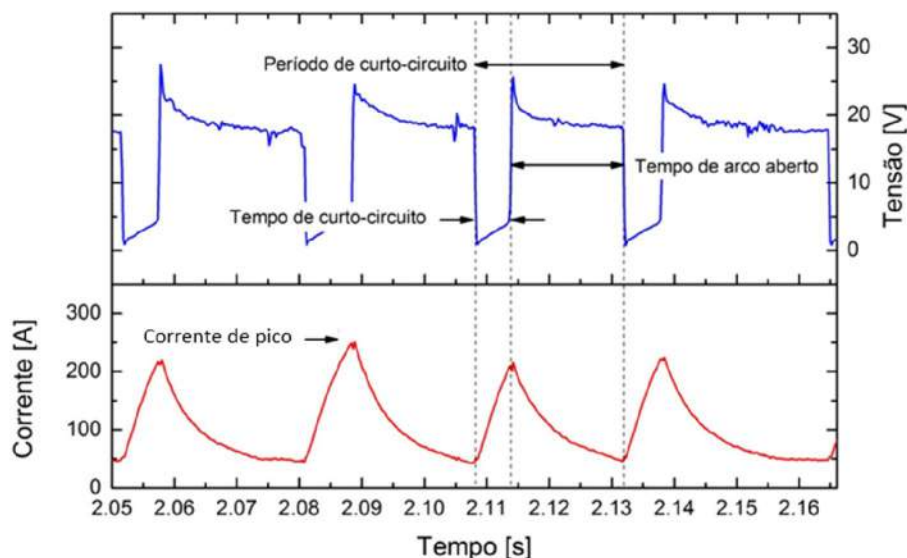


Figura 2.9 – Parâmetros da transferência por curto-circuito

Neste contexto, diferentes critérios têm sido propostos para avaliar a regularidade da transferência metálica como indicativo da estabilidade do processo operando em curto-circuito, os quais fornecem índices baseados em análises estatísticas dos sinais elétricos de corrente e tensão de soldagem, juntamente com outros indicativos de regularidade como a quantidade de respingos gerados e/ou o aspecto do cordão.

Baixo e Dutra (1989) propuseram um critério para avaliação da estabilidade do processo com transferência por curto-circuito, a partir da aquisição e tratamento dos oscilogramas de corrente e tensão, cujo fundamento da análise é baseado na regularidade dos oscilogramas, que é retratada por meio da emissão de histogramas de três diferentes grandezas: pico de corrente, intervalo entre transferências e tempos de duração do curto-circuito. Em seguida, as informações sobre as regularidades de transferência por curto-circuito são obtidas a partir do desvio padrão destes parâmetros. Baixo e Dutra (1991), utilizando o mesmo critério, mostraram que para certa faixa de tensão, existe um ponto de inflexão onde o desvio padrão do pico de corrente é mínimo, indicando uma condição de máxima estabilidade. Houve ainda uma análise do cordão de solda quanto à geometria e a condição superficial. Esta análise comprovou que as condições que resultaram em máxima estabilidade (obtida pelo desvio padrão do pico de corrente mínimo) foram as mesmas que apresentaram os melhores cordões de solda.

Fonseca *et al.* (1996) e Modenesi e De Avelar (1999) utilizaram como indicativo de estabilidade as análises dos sinais elétricos do processo e a quantidade de respingos obtidos durante a soldagem. Através da variação do período de transferência (T), tempo médio de duração de um curto-circuito (t_{cc}) e o fator de curto-circuito ($F_{CC}=t_{cc}/T$), bem como o fator de respingo (F_{SP}), o qual é calculado baseado na Eq. 2.1, onde W_{SP} é o peso dos respingos e W_{CP} é o peso do cordão de solda. Cujo índice de estabilidade (I_{est}) é definido pela Eq. 2.2. Os resultados obtidos indicaram que a máxima estabilidade estava associada a um ponto de inflexão das curvas de quantidade de respingos, do período e do tempo de curto-circuito, assim como do índice de estabilidade adotado.

$$F_{SP} = \frac{W_{SP}}{W_{SP} + W_{CP}} * 100\% \quad (2.1)$$

$$I_{est} = \frac{100}{t_{ic} * F_{SP}} \quad (2.2)$$

Nas Figs. 2.10 e 2.11 encontram-se os resultados encontrados por Modenesi e De Avelar (1999) na análise da influência da composição química (% de silício e manganês) do arame nas características operacionais do processo MIG/MAG utilizando dióxido de carbono.

Kang and Rhee (2001) relacionaram os respingos coletados durante a soldagem e os sinais elétricos adquiridos. Eles propuseram um índice baseado em regressões lineares e não lineares para estimar a quantidade de respingos, tomando como fatores de entrada o período de curto-circuito, os tempos de arco aberto e de curto-circuito, pico de corrente, corrente instantânea de curto-circuito, corrente média pelo período de curto-circuito e os respectivos desvios padrões destes parâmetros. Por meio dos resultados obtidos verificou-se que, tanto a estabilidade do arco, quanto a quantidade de respingos gerados estão relacionados com a frequência de extinções do arco, isto é, o período de curto-circuito e o tempo de arco aberto, bem como seus desvios-padrão. Portanto, ao soldar com tensões acima e abaixo dos níveis ideais, a transferência torna-se instável e uma grande quantidade de respingos é gerada (Fig. 2.12).

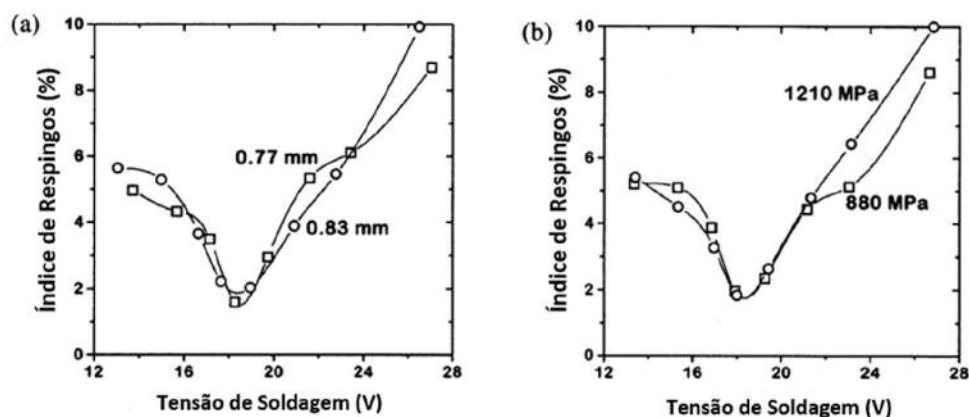


Figura 2.10 – Efeito do (a) diâmetro, e (b) da resistência mecânica do arame sobre o nível de respingos (MODENESI; DE AVELAR, 1999)

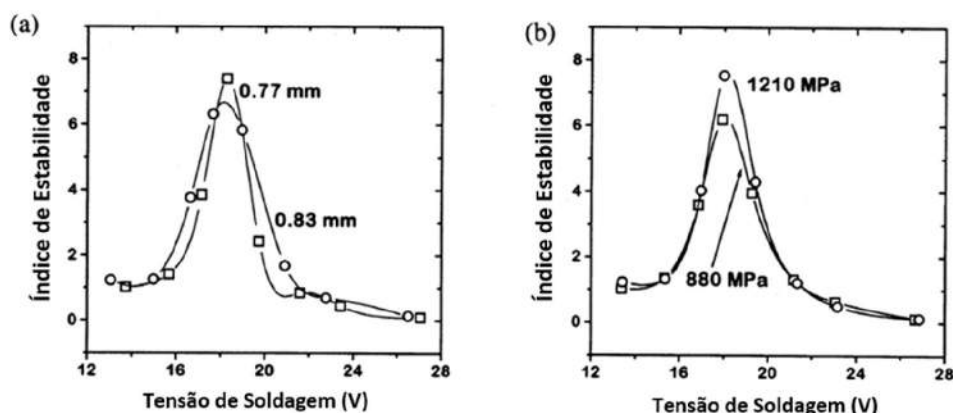


Figura 2.11 – Efeito do (a) diâmetro, e (b) da resistência mecânica do arame no índice de estabilidade (MODENESI; DE AVELAR, 1999)

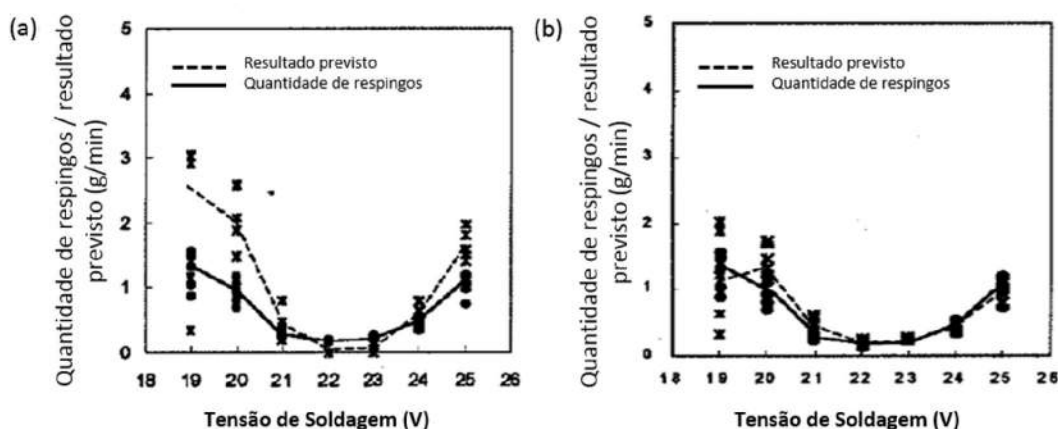


Figura 2.12 – Comparação dos modelos de (a) regressão linear e (b) não-linear e a quantidade de respingos para velocidade de alimentação de 3,4 m/min (KANG AND RHEE, 2001)

Souza (2009) propôs o Critério para Estabilidade de Transferência em MIG/MAG com Curto-Circuito, o qual é formado por dois parâmetros, o Índice de Regularidade da Transferência em Curto-Circuito (IV_{CC}) e Frequência de Corte para Tamanho Máximo de Gota para Transferência por Curto-Circuito (F_{corte}). O índice de regularidade (IV_{CC}) é baseado na premissa de que a estabilidade do processo de transferência por curto-circuito está ligada com a constância dos tempos em curto-circuito (t_{cc}) e arco aberto (t_{ab}), ou seja, acredita-se que, se os tempos sofrem pouca variação, mais regular é a transferência. Desta forma, quanto menor o valor do índice de regularidade, melhor é a regularidade. Neste contexto, as constâncias nos tempos são medidas através dos coeficientes de variação, que leva em conta não somente o

desvio padrão da amostra (desvio padrão da média do tempo de curto-circuito “ σt_{cc} ” e desvio padrão da média do tempo de arco aberto “ σt_{ab} ”), mas também sua média, Eq. 2.3.

$$IV_{cc} = \frac{\sigma t_{cc}}{t_{cc}} + \frac{\sigma t_{ab}}{t_{ab}} \quad (2.3)$$

Já a frequência de corte (F_{corte}) tenta correlacionar o tamanho da gota antes de entrar em contato com a poça com as frequências de curtos-circuitos. Gotas muito grandes não representam uma condição adequada para transferência por curto-circuito. Abaixo de certa frequência há grande possibilidade das gotas serem grosseiras, ou seja, o processo está operando num modo combinado conhecido como globular/curto-circuito. Assim, a frequência de corte pode determinada a partir da velocidade de alimentação (V_A), do diâmetro do eletrodo (d_e) e do diâmetro da gota mínimo ou máximo (d_g), como mostrado na Eq. 2.4.

$$F_{corte} = \frac{3V_A * d_e^2}{2d_g^3} \quad (2.4)$$

Souza (2010), utilizando processo MIG/MAG com transferência curto-circuito para soldagem de aço carbono, observou que a curva do índice de regularidade (IV_{cc}) em função da tensão de soldagem, possui uma característica de diminuir e depois novamente aumentar seu valor com o aumento da tensão de soldagem (Fig. 2.13). Já Rezende *et al.* (2010), relacionando o rendimento de deposição com o mesmo índice de regularidade, observou que há um ponto de máximo para o rendimento coincidente com o de mínimo para o IV_{cc} , no que seria o melhor ponto de regularidade (Fig. 2.14).

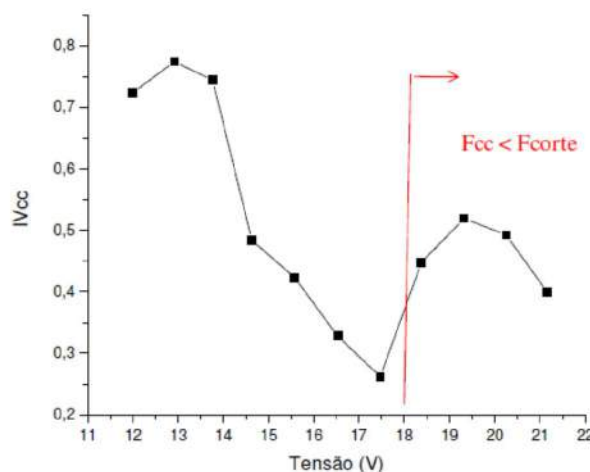


Figura 2.13 – Curvas do índice de regularidade em função da tensão de soldagem para a velocidade de alimentação de 2,05 m/min (107 A) e gás de proteção Ar+8%CO₂, e a região adequada de transferência por curto circuito delimitada pela frequência de corte ($F_{cc} < F_{corte}$)

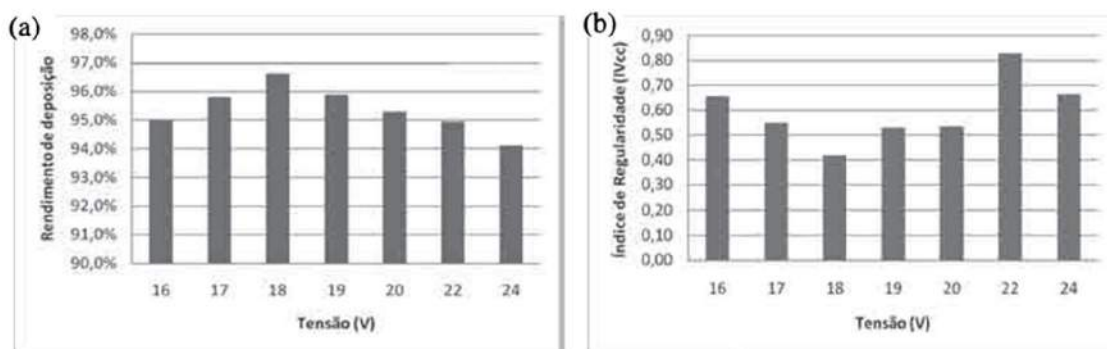


Figura 2.14 – (a) Rendimento de deposição e (b) índice de regularidade em função da tensão de soldagem

2.7. Gás de proteção

O processo de soldagem MIG/MAG requer a injeção de gases na região da soldagem. A principal função deste gás é proteger a poça de fusão e a gota em transferência contra elementos da atmosfera, tais como oxigênio e nitrogênio (LIAO & CHEN, 1998), que possam comprometer a integridade da solda. Eles formam uma barreira física, reduzindo a susceptibilidade à formação de poros, excesso de óxidos, nitretos, inclusões e trincas a frio, todos prejudiciais a resistência da junta soldada (SILVA, 2005). Além disto, os gases podem influenciar sobre o modo de transferência metálica, na estabilidade do arco, na geometria do

cordão, nas propriedades mecânicas e características metalúrgicas da junta soldada (LIAO; CHEN, 1998 e SCOTTI; PONOMAREV, 2008).

Entre os fatores fundamentais para a seleção do gás de proteção, estão suas propriedades básicas, o potencial de ionização, a condutividade térmica, a dissociação e recombinação e o potencial de oxidação (SCOTTI; PONOMAREV, 2008 e SOUZA, 2010). Estas propriedades determinam, em grande parte, o comportamento operacional do arco elétrico (COSTA, 2003).

O potencial de ionização é a energia necessária para remover um elétron de um átomo, fazendo dele um íon. Costa (2003) lembra que esta é uma propriedade determinante na formação do plasma e influencia de forma significativa na abertura e na estabilidade do arco. O autor destaca ainda que um gás com baixo potencial de ionização pode ter seus átomos transformados em íons facilmente, ajudando a manter um arco suave e estável, enquanto que um gás com elevado potencial de ionização apresenta dificuldades para abertura do arco e uma menor estabilidade do mesmo.

A condutividade térmica está relacionada com a capacidade de transferência do calor gerado com a abertura do arco para o metal de base. Juntamente com o potencial de ionização, a condutividade térmica do gás de proteção determina a tensão de soldagem necessária para manter o arco aberto, onde, quanto maior a condutividade térmica, maior é a tensão para manter o arco. Além disto, esta propriedade afeta diretamente a geometria do cordão de solda. Lyttle; Stapon (1990) destacam que gases com alta condutividade térmica transferem mais calor para a peça, proporcionando maior penetração do cordão e maior fluidez da poça de fusão.

A dissociação e recombinação molecular ocorrem em gases de proteção formados por moléculas poliatômicas, tais como dióxido de carbono, hidrogênio e oxigênio. Quando aquecidos a alta temperatura suas moléculas são quebradas, ou dissociam. Ao entrar em contato com a superfície da peça (regiões relativamente mais frias), os gases dissociados se recombina e liberam energia. Isto significa que o plasma retorna ao seu estado de gás e as energias de ionização e/ou dissociação são liberadas e transferidas ao metal de base. Segundo a literatura, a transferência de energia é consideravelmente maior em gases multiatômicos do que em gases monoatômicos com a mesma temperatura.

O potencial de oxidação, ou a capacidade que o gás tem de promover a oxidação, afeta o desempenho da soldagem e as propriedades do cordão resultante. Neste caso, gases oxidantes ou “ativos”, reagem com elementos presentes no metal de adição e metal de base (Si, Mn, Al e Ti), resultando na perda dos mesmos. Segundo Lyttle & Stapon (1990), o que pode afetar a qualidade e as propriedades mecânicas do cordão. Scotti & Ponomarev, 2008 lembram que, a

formação do cordão de solda também pode ser afetada pelo gás de proteção, pois modifica a tensão superficial entre o metal fundido e o metal de base. Gases com menor potencial de oxidação reduzem a molhabilidade e tendem a formar cordões irregulares e convexos.

Na Tab. 2.1, são apresentados as propriedades dos gases de proteção utilizados na soldagem de aços inoxidáveis com processo MIG/MAG, o que poderá consistir de um gás puro ou de misturas de gases, dependendo de suas propriedades, que o tornará mais ou menos adequado à uma dada aplicação.

Tabela 2.1 – Propriedades dos gases de proteção utilizados na soldagem de aços inoxidáveis com processo MIG/MAG (SCOTTI; PONAMAREV, 2008)

Gás	Peso molecular	D (kg/m ³)	PI (mW/mK)	CT (mW/kg °C)
Ar	39,9	1,78	15,8	16,4
He	4,0	0,18	24,6	142,6
N ₂	28,0	1,16	14,5	24,0
O ₂	32,0	1,33	13,2	24,2
CO ₂	44,0	1,98	14,4	14,7

Dados: D – densidade do gás; medida a 0 °C e 1 atm; PI – potencial de ionização; CT – condutividade térmica, medida a 0 °C e 1 atm.

2.7.1. Argônio

O argônio (Ar) é um gás inerte, tendo como principais propriedades físicas o baixo potencial de ionização, o baixo potencial de oxidação e a baixa condutividade térmica. É caracterizado por ser o gás de proteção mais utilizado na soldagem de processo MIG/MAG. Sendo bastante eficiente na proteção em soldagem na posição plana, utilizando uma vazão de gás moderada. Isto porque, a sua relativa alta densidade, permite ao argônio facilmente substituir o ar em torno da solda na posição plana (DILLENBECK; CASTAGNO, 1987).

As propriedades físicas do argônio promovem fortes influencias na estabilidade do arco, na geometria e na qualidade final do cordão. Seu baixo potencial de ionização facilita a abertura do arco, proporcionando maior estabilidade ao mesmo, em baixas correntes de soldagem.

A baixa condutividade térmica do argônio é um dos fatores que governam a formação geométrica do cordão em forma de cálice (ou do tipo “fingerlike”) na soldagem MIG/MAG. Neste caso, a menor condutividade térmica deste gás favorece a rápida fusão do arame-eletrodo, favorecendo a produção de um jato de gotas finas (VAIDYA, 2002), com uma coluna de arco

constrita com alta densidade de corrente (SOUZA, 2010). De acordo com Souza (2010), esta concentração de energia em uma pequena área reduz a eficiência de fusão (menor zona fundida), resultando numa penetração direcional e profunda.

Por ser um gás inerte (baixíssimo potencial de oxidação), a proteção a base de argônio também promove retenção de elementos de liga no cordão de solda, deixando o cordão livre de inclusões, melhorando as propriedades mecânicas (FERREIRA FILHO *et al.*, 2007). Além disto, reduzem a geração de fumos e produzem menos respingos, reduzindo os custos com limpeza da solda.

2.7.2. Hélio

O hélio (He) é um gás inerte assim como o argônio, porém apresenta propriedades opostas (alto potencial de ionização, condutividade térmica e densidade). Seu uso como gás prejudica a estabilidade do arco, devido ao seu elevado potencial de ionização, dificultando a ignição do arco (MORALES *et al.*, 2007).

A alta capacidade térmica do hélio proporciona uma maior entrada de calor no metal de base, sendo ideal para soldagem de materiais com alta condutividade térmica. Este tende a formar cordões mais profundos, largos (maior molhabilidade) e parabólicos (AWS, 1991), e permite a utilização de maior velocidade de soldagem ou reduzir a corrente de soldagem.

Scotti e Ponomarev (2008) destaca que sua eficiência de proteção demanda cuidados, pois sua baixa densidade em relação ao ar requer maior vazão do gás para soldagem na posição plana. Por outro lado, tende a beneficiar uma proteção eficaz na proteção sobrecabeça.

2.7.3. Nitrogênio

O nitrogênio (N₂) também é um gás inerte, normalmente, utilizado puro na soldagem de aços inoxidáveis austeníticos para a proteção de raiz do cordão (gás de purga), ou misturas com argônio. Como gás de proteção o nitrogênio é utilizado associados a outros gases, como argônio, hélio entre outros, para formar misturas binárias ou ternárias para a soldagem de aços inoxidáveis duplex.

Segundo Londoño (1997), a adição de 1-10% em volume de nitrogênio ao gás tem com fim aumentar o teor de nitrogênio na zona fundida, por ser um elemento gamagênio, assim como manter o seu teor original na ZAC. Além disto, o nitrogênio aumenta o potencial de ionização da mistura gasosa, estabilizando o arco elétrico.

2.7.4. Oxigênio

Apesar de não ser utilizado como gás de proteção (oxigênio puro), o oxigênio (O_2), geralmente é empregado como constituinte de misturas protetoras que envolvem outros tipos de gases. A presença de pequenos percentuais de oxigênio na mistura melhora a capacidade de acendimento do arco e mantendo uma transferência metálica mais estável, ou seja, melhora a estabilidade do arco (MODENESI; NIXON, 1994).

O oxigênio reduz a tensão superficial da gota em transferência, facilitando o seu destacamento e favorecendo a formação de pequenas gotas e gerando menos respingos (CEDRÉ, 2006). Além disto, ele reduz a tensão superficial na interface poça/metál, formando cordão de solda com perfil mais suave, pois reduz o ângulo de molhamento e a altura do reforço, melhora a penetração e reduz a tendência de mordeduras (JÖNSSON *et al.*, 1995).

2.7.5. Dióxido de carbono

O dióxido de carbono (CO_2) é um gás reativo e relativamente barato, largamente aplicado na soldagem com processo MIG/MAG, podendo ser usado puro ou em misturas. Normalmente o CO_2 é utilizado puro com transferência por curto-circuito em aço carbono. Para a soldagem de materiais de muito baixo teor de carbono, tal como os aços inoxidáveis, utiliza-se misturas binárias e ternárias com baixos teores de CO_2 (geralmente menor de 3% para os aços inoxidáveis), para que não ocorra a transferência de carbono para a solda.

A grande condutividade térmica do CO_2 em temperaturas elevadas é responsável por uma alta transferência de calor para o metal base (FERREIRA FILHO *et al.*, 2007). Formando cordões com maior penetração e com perfil arredondado, em geral, com acabamento irregular e oxidado da superfície do cordão, além de gera muitos respingos e fumos.

CAPÍTULO III

METODOLOGIA, MATERIAIS E EQUIPAMENTOS

3.1. Metodologia geral

Este trabalho tem como objetivo avaliar de forma inédita a regularidade da transferência por curto-circuito durante a soldagem MIG/MAG convencional de aços inoxidáveis austenítico e duplex, correlacionando-a com a quantidade de respingos gerados, rendimento de deposição, qualidade superficial da solda, características geométricas do cordão e eficiência térmica. Desta forma, a metodologia utilizada deve considerar ensaios experimentais capazes de atender as seguintes etapas: correlação dos diferentes métodos disponíveis no Laprosolda para avaliar a regularidade da transferência metálica; e avaliação das relações estabelecidas entre estes métodos em condições práticas de soldagem.

Na primeira etapa, propõe-se confrontar diferentes métodos para determinar a regularidade da transferência metálica por curto-circuito na soldagem de aços inoxidáveis austenítico e duplex. Estes métodos se baseiam na regularidade dos sinais elétricos, frequência de curto-circuito, geração de respingos e o aspecto do cordão. Além disto, pretende-se avaliar a eficiência térmica (energia de soldagem, aporte e rendimento térmico) e avaliar o efeito dos parâmetros e condições adotados (tensão de soldagem, gás de proteção, velocidade de alimentação e o tipo de arame) para as condições propostas.

Inicialmente, será avaliada a regularidade da transferência metálica utilizando o Índice de Regularidade – IV_{CC} . Este índice é obtido por meio do monitoramento dos sinais elétricos de tensão e corrente de soldagem, e se baseia no tempo de arco aberto e curto-circuito, assim como nos valores de desvio-padrão. Além disto, leva-se em consideração a frequência de curto-circuito que representa uma condição adequada de transferência por curto-circuito. Ao mesmo

tempo, será realizado cálculo de rendimento de deposição para se comparar com a regularidade da transferência metálica. Assim, pretende-se verificar o comportamento do índice e do rendimento de deposição em função da tensão de soldagem, para determinar os valores de tensão que apresentem a melhor regularidade da transferência, além de avaliar a influência dos demais parâmetros (gás de proteção e velocidade de alimentação) na regularidade da transferência metálica. A partir daí, os resultados encontrados são confrontados com os resultados das análises subsequentes, de modo a avaliar se existe correlação entre as mesmas.

Na sequência, será realizada uma análise quantitativa do nível de respingos gerados através de análise do rendimento de deposição, da distribuição percentual por alcance e por tamanho de respingos para cada alcance. Para efeito de comparação como os resultados encontrados anteriormente, também será efetuado o cálculo do índice de regularidade (IV_{CC}). Para avaliar o aspecto do cordão em função da regularidade, foi necessário o desenvolvimento de um programa que permite realizar uma avaliação de uma forma mais confiável, minimizando os erros operacionais. Este programa baseia-se na regularidade do aspecto superficial e das bordas do cordão, com isto fornecendo um índice para o aspecto do cordão. Foram avaliados os mesmos cordões de solda do início desta etapa (da análise do IV_{CC}). No fim desta etapa, será realizada uma análise da eficiência térmica (energia de soldagem, aporte e rendimento térmico) com uso do calorímetro de nitrogênio líquido (N_2L), apenas para valores de tensão de soldagem dentro de uma condição adequada de transferência por curto-circuito.

A segunda etapa visa avaliar as relações estabelecidas na etapa anterior em condições práticas de soldagem. Para tal, serão utilizados três ensaios de cada condição de soldagem adotada, com melhor regularidade da transferência metálica. As soldas serão realizadas em junta recomendada pela literatura, sendo analisados o índice de regularidade (IV_{CC}), rendimento de deposição, aspecto do cordão de solda e as características geométricas do cordão, bem como a presença de defeitos externos e internos.

3.1.1. Metodologia para análise da regularidade da transferência por curto circuito

A análise da regularidade da transferência metálica por curto-circuito é fundamentada no critério proposto por Souza (2009), composto pelo Índice de Regularidade (IV_{CC}) e a Frequência de Corte para Tamanho de Gota para Transferência por Curto-Circuito (F_{corte}).

Para o cálculo do índice de regularidade (IV_{CC}) foi utilizado o programa “CURTO3” (versão 2011) desenvolvido em ambiente *MatLab* pelo Grupo Laprosolda/UFU (Fig. 3.1). Este

programa, além do IV_{CC} , permite medir, por meio de dados de corrente e tensão instantâneos coletados durante as soldagens, a quantidade de curtos, a frequência de curto-circuito, tempo médio de curto-circuito, tempo médio entre curto-circuitos, desvio padrão de curto-circuito, desvio padrão de arco aberto, corrente e tensão média/RMS.

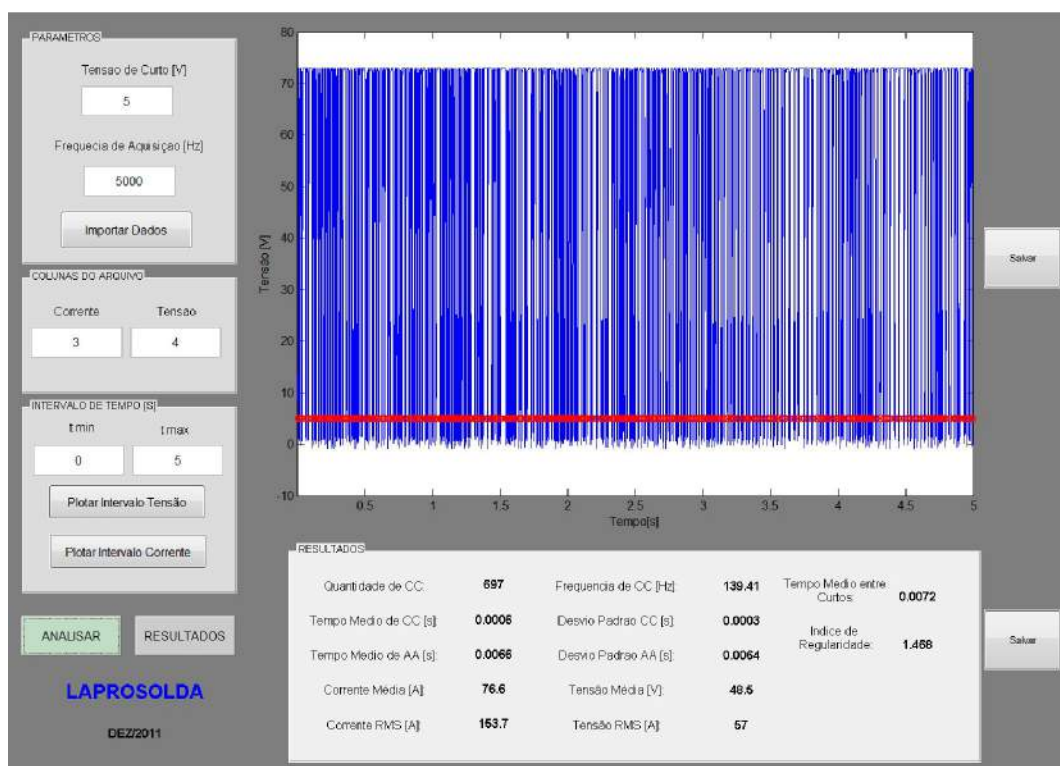


Figura 3.1 – Interface do programa CURTO3 versão 2011

Para o cálculo da frequência de corte (F_{corte}), inicialmente, foi realizada medição do tamanho das gotas, antes de entrar em contato com a poça, para os níveis máximos de tensão de soldagem que apresentaram a condição adequada de transferência por curto-circuito. Para isto, foi utilizado o programa GotaCurto, desenvolvido neste trabalho em ambiente *MatLab* e apresentado nos Apêndices. Este programa permite realizar tais medidas, com maior agilidade, através do processamento de imagens/vídeos da transferência metálica. Cujos valores de frequência de corte foram calculados utilizando a Eq. 2.4.

3.1.2. Metodologia para análise detalhada da geração de respingos

Para análise quantitativa do nível de respingos gerados, os ensaios foram realizados de acordo com o procedimento interno Laprosolda (FERNANDES; SCOTTI, 2009), cuja bancada

experimental está descrita no Item 3.2.8. Este procedimento permite uma comparação quantitativa entre as condições de soldagem, por meio de análise do rendimento de deposição, da distribuição por alcance e da distribuição por tamanho de respingos para cada alcance, ambos em relação à porcentagem de massa gerada.

O rendimento de deposição (η_d) é definido pela relação entre a quantidade de arame consumido e a quantidade de material depositado na chapa. A partir desta relação é possível estimar todas as perdas de material (por fumos, escória e respingos metálicos), ao passo que, ao determinar só os respingos, define-se apenas a parte metálica. Assim o rendimento de deposição pode ser calculado utilizando a Eq. 3.1.

$$\eta_d = \frac{T_F}{T_d}; [\%] \quad (3.1)$$

onde T_F é a taxa de fusão e T_d é a taxa de deposição, calculadas pelas Eq. 3.2 e Eq. (3.3).

$$T_F = \left(\frac{\pi d^2}{4} \right) * V_A * \rho; [g / \min] \quad (3.2)$$

onde “d” é o diâmetro do arame, “ V_A ” é a velocidade de alimentação da arame e “ ρ ” é a densidade do metal do arame (Eq. 3.3).

$$T_d = \frac{(m_i - m_f)}{T_{ab}}; [g / \min] \quad (3.3)$$

onde “ m_i ” é a massa inicial e “ m_f ” é a massa final da barra teste, e, “ T_{ab} ” é o tempo de arco aberto.

A distribuição percentual por alcance determina a massa de respingos que se concentra em cada divisória da base do coletor, até 80 mm, de 81 a 160 mm e acima de 160 mm. Já a distribuição por tamanho de respingo para cada alcance define as dimensões dos respingos em suas regiões de alcance, que será descrito em maiores detalhes no Item 3.2.8.

A seguir é apresentada a sequência de passos efetuados para realização do ensaio:

- a) Realizar a confecção das barras teste, identificando-as segundo os ensaios e devidamente pesadas antes da soldagem;
- b) Fixar a barra teste à base da caixa coletora. Encaixar a coifa a caixa coletora. As soldagens são realizadas exatamente no cento da barra, em relação à largura, sendo o robô posicionado cuidadosamente a 15 mm de uma extremidade e a 15 mm da outra;
- c) Fazer a aquisição dos sinais elétricos para posteriormente efetuar os cálculos dos índices estabelecidos pelo ensaio;
- d) Retirar a coifa da caixa coletora e levantar a lateral móvel da caixa coletora;
- e) Os alcances definidos na caixa coletora recebem a seguinte denominação: até 80 mm (C); de 81 a 160 mm (M) e; acima de 160 mm (L). A partir dessa denominação os sacos plásticos utilizados para a coleta dos respingos são pesados, e identificados com o número do teste e com a letra do alcance correspondente;
- f) Recolher os respingos com auxílio de um pincel e um funil nos sacos plásticos devidamente identificados, segundo o alcance;
- g) Realizar a pesagem de todos os sacos identificados por alcance e então por diferença de massa dos sacos (massa inicial e final) obtém-se a massa de respingos por alcance;
- h) Retirar a barra teste soldada, remover escórias e pesá-la, através da diferença de massa (massa inicial e final da barra teste) obtém-se a massa de material depositado;
- i) Para a classificação dos respingos por tamanho são pesados de três a quatro sacos plásticos e identificados segundo o teste e alcance;
- j) Despejar o conteúdo do saco no conjunto de peneiras, com granulometria de 0,50, 1,00 e 2,00 mm, em seguida fechar a tampa. Colocar o conjunto de peneiras no agitador mecânico e agitar, permitindo a separação dos respingos;
- k) Armazenar o conteúdo de cada peneira nos sacos plásticos devidamente pesados (item “h”) acrescentando à identificação do saco a granulometria da peneira, então, faz a pesagem dos sacos obtendo assim a classificação do respingo por tamanho para cada alcance definido.

3.1.3. Metodologia para avaliação da qualidade do cordão

Para a avaliação da qualidade do cordão foi desenvolvido um programa em Matlab denominado Q-Cordão, baseado no modelo proposto por Scotti *et al.* (2005), o qual é mostrado no Apêndice VI. A avaliação dos aspectos do cordão é fundamentada em imagens que permitam distinguir os contornos da superfície e das bordas do cordão (Figs. 3.2 e 3.3), os quais são transformados em sinais e avaliados via transformada rápida de Fourier (FFT, *fast Fourier transform*). Neste caso, o programa faz o reconhecimento dos contornos da imagem e devolve uma matriz com as coordenadas (x, y) dos contornos, e então a matriz é analisada, que passa ser tratada como sinais (Figs. 3.4 e 3.5). Em seguida, estes sinais, que representam o perfil/sombra do cordão, são reduzidos a um conjunto de ondas senoidais periódicas simples, de onde são extraídos os parâmetros de amplitude e frequência, utilizando o comando “fft” do Matlab. A partir daí, estas informações são reunidas com as curvas de distribuição normal (Fig. 3.6) e fornecem, por meio de índices, informações sobre as condições de regularidade da superfície e das bordas da amostra analisada, os quais são somados aritmeticamente fornecendo um índice geral para a qualidade do cordão.



Figura 3.2 – Imagem das bordas do cordão

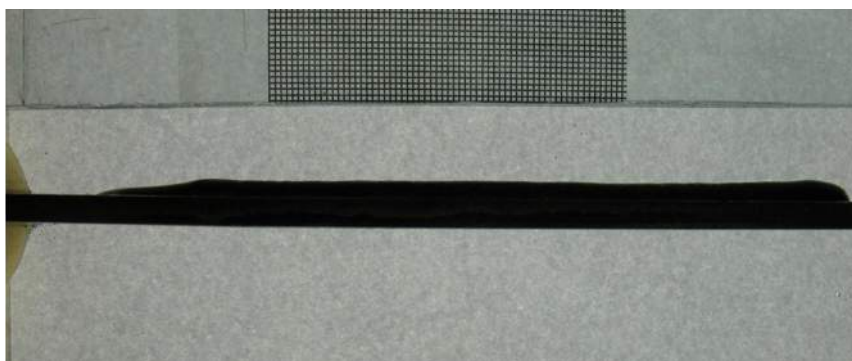


Figura 3.3 – Imagem da superfície do cordão

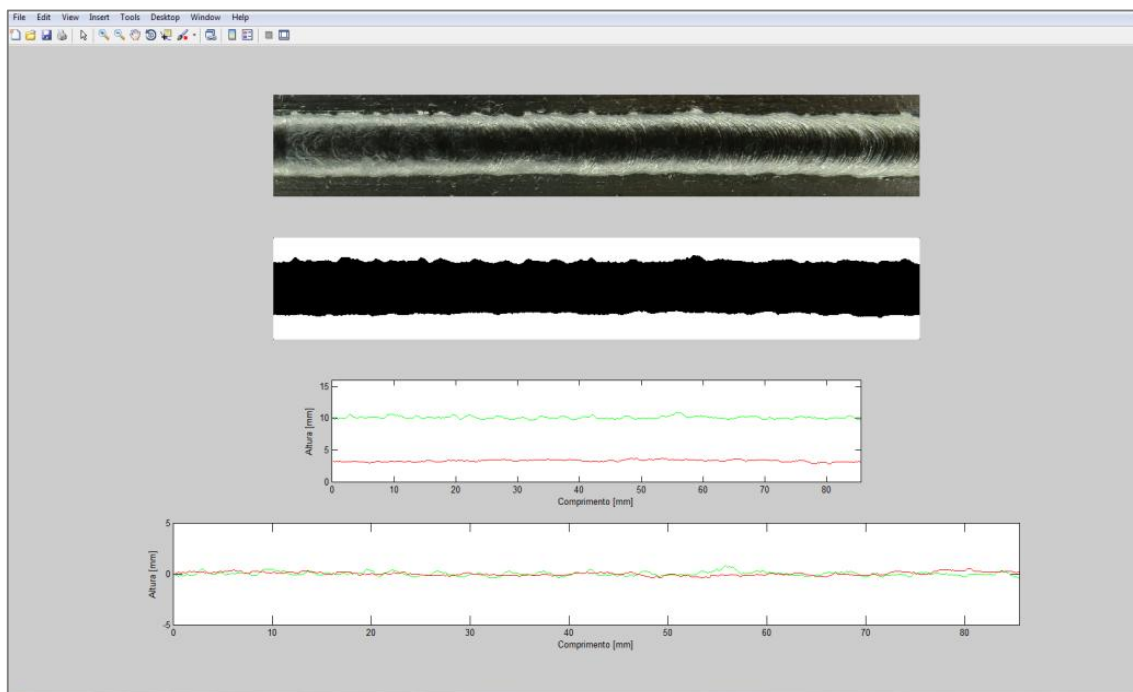


Figura 3.4 – Reconhecimento dos contornos das bordas superior e inferior como sinais

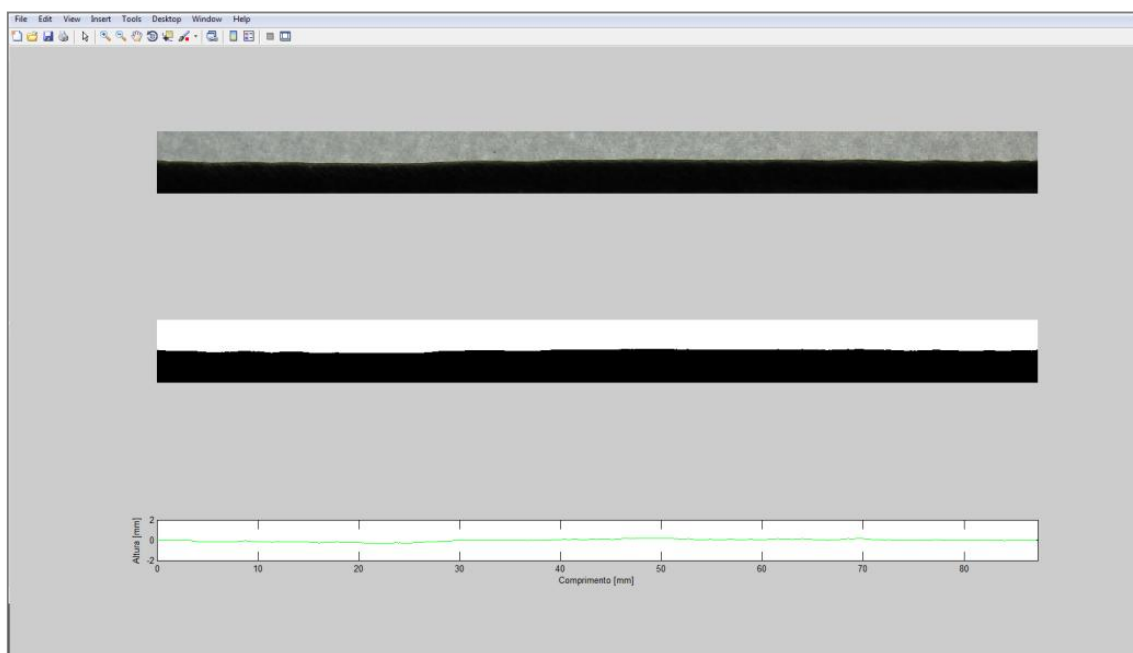


Figura 3.5 – Reconhecimento do contorno da imagem da superfície como sinal

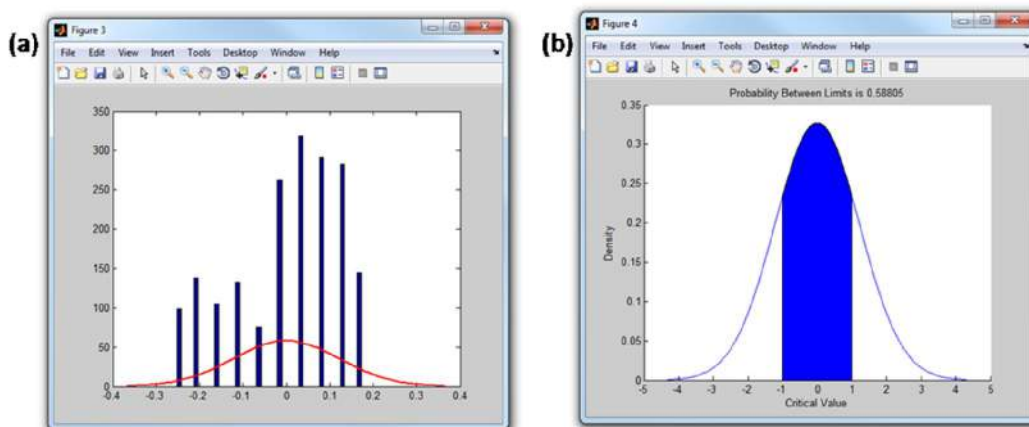


Figura 3.6 – (a) Histograma do sinal e (b) distribuição normal para o aspecto da superfície do cordão

3.1.3. Metodologia para cálculo da eficiência térmica

Para determinar o rendimento térmico de soldagem foi utilizando o calorímetro de nitrogênio líquido, o qual leva em conta a energia disponível pelo processo de soldagem (energia de soldagem) e a energia entregue à chapa de teste pelo processo (energia imposta). A energia de soldagem é calculada por meio da potência elétrica do processo e da velocidade de soldagem, ao passo que, o cálculo da energia imposta à chapa de teste é baseado na massa de nitrogênio líquido evaporada.

O cálculo da energia de soldagem (E_{sold}) por comprimento de solda é definida pela razão entre a potência instantânea (P_{inst}) e a velocidade de soldagem (V_s), demonstrado na Eq. 3.4. Neste caso, a potência instantânea (Eq. 3.5) é dada com o produto da tensão (U_i) e corrente (I_i) ponto a ponto, dividida pelo número de dados obtidos durante o período de arco aberto, que representa a forma mais precisa do comportamento da energia levando em consideração qualquer variação na tensão e corrente durante o processo de soldagem.

$$E_{sold} = \frac{P_{inst}}{V_s}; [J / mm] \quad (3.4)$$

$$P_{inst} = \frac{\sum_{i=1}^n (U_i * I_i)}{n}; [W] \quad (3.5)$$

Para o cálculo do aporte térmico foi utilizado a bancada experimental do Calorímetro de Nitrogênio Líquido (N₂L) desenvolvido pelo grupo Laprosolda/UFU, apresentado no Item 3.2.9. Segundo Arevalo (2011), seu princípio de funcionamento é baseado na massa de nitrogênio líquido evaporada, devido à energia absorvida do conjunto chapa de teste e cordão de solda levando-o ao ponto de ebulição. A energia associada à mudança de fase de líquido para valor do N₂L pode ser avaliada como a energia perdida pelo conjunto chapa-cordão, sendo possível determinar a quantidade de calor imposto na chapa devido ao processo de soldagem.

Desta forma, mensurada a massa evaporada (m) e conhecido o calor latente de vaporização do N₂L (L), é possível determinar a quantidade de energia necessária para a mudança de fase de nitrogênio líquido (Q_{Latente}), ou seja, a quantidade de calor trocado entre chapa-cordão e o nitrogênio líquido (Eq. 3.6)

$$Q_{Latente} = m * L, [J] \quad (3.6)$$

O cálculo de calor absorvido pelo processo de soldagem (Q_{Absorvido}), é a diferença entre o calor que contem a chapa depois do processo de soldagem e o calor que contem a chapa a temperatura ambiente, apresentada na Eq. 3.7:

$$Q_{Absorvido} = \Delta Q_{PS \rightarrow TN_2} - \Delta Q_{TA \rightarrow TN_2}, [J] \quad (3.7)$$

onde, $\Delta Q_{PS \rightarrow TN_2}$ é a quantidade de calor absorvido pelo N₂L, com chapa-cordão na temperatura do processo de soldagem e $\Delta Q_{TA \rightarrow TN_2}$ é a quantidade de calor absorvido pelo N₂L, com chapa na temperatura ambiente. Estes são calculados pela diferença de massa perdida de N₂L (massa final “m_f” e massa inicial “m_i”, calculados em momentos distintos, para a massa da chapa “m_{chapa}” e para o conjunto chapa-cordão “m_{chapa-cordão}”) e o calor latente de vaporização do N₂L, como é mostrado nas Eq. 3.8 e Eq. 3.9:

$$Q_{PS \rightarrow TN_2} = (m_f - m_i - m_{chapa-cordão}) * L, [J] \quad (3.8)$$

$$Q_{TA \rightarrow TN_2} = (m_f - m_i - m_{chapa}) * L, [J] \quad (3.9)$$

Neste caso, a massa inicial (m_i) e massa final (m_f) são definidas a partir do sinal de saída da balança por meio de programa dedicado (Arevalo, 2011), o qual permite estabelecer as mesmas condições de avaliação para todos os teste, sendo aplicado tanto para a condição da chapa pós soldagem quanto em temperatura ambiente, como é mostrado na Fig. 3.7.

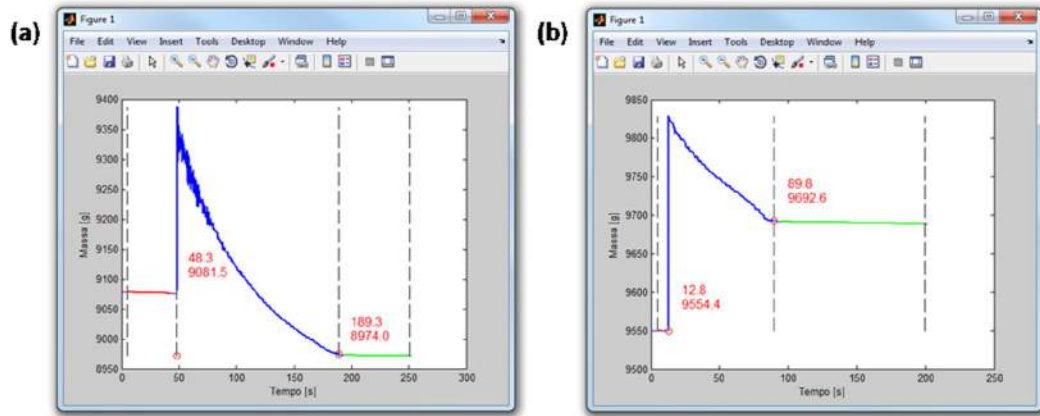


Figura 3.7 – Sinais de saída da massa evaporada de N_2L : (a) para chapa à temperatura pós soldagem; e (b) para chapa à temperatura ambiente

Para tanto, o cálculo do aporte térmico (E_{imp}) é dada pela razão entre a quantidade de calor absorvido pelo processo de soldagem pela chapa ($Q_{Absorvido}$), e o comprimento do cordão ($L_{Cordão}$), como mostrado na Eq. 3.10:

$$E_{imp} = \frac{Q_{Absorvido}}{L_{Cordão}}, [J / mm] \quad (3.10)$$

Por fim, o rendimento térmico (η_T) do processo é definido como a relação entre o aporte térmico (E_{imp}) e a energia de soldagem (E_{sold}), como é mostrado na Eq. 3.11.

$$\eta_T = \frac{E_{imp}}{E_{sold}}; [\%] \quad (3.11)$$

3.1.4. Caracterização geométrica dos cordões de solda

3.1.4.1. Preparação das amostras

Após a realização das soldagens, retirou-se amostra das chapas de testes, que foram embutidas em resina termofixa de cura a quente (baquelite), gerando corpos de prova para a análise metalográfica onde a superfície de observação corresponde à secção transversal do cordão de solda, os quais foram lixados e polidos.

3.1.4.2. Microscopia óptica

A análise da morfologia do cordão de solda foi realizada por microscopia óptica. Para a revelação da estrutura da solda os corpos de prova foram atacados com reagente do tipo Água Régia com duração de 3 minutos para o aço autenítico e Beraha com duração de 7 segundo para o duplex. Com auxílio de software para tratamento de imagem, mediu-se as características geométricas do cordão.

3.2. Materiais e equipamentos

3.2.1. Material de base

Foram utilizadas como metal de base chapas de aço inoxidável austenítico AISI/UNS 304L e de aço inoxidável duplex AISI/UNS S31803 (SAF 2205), com espessura de 4,5 mm. O material foi cedido pela empresa Arcelomittal – Aperam, cujas composições químicas são apresentadas nas Tabs. 3.1 e 3.2, com base em análises realizadas na empresa.

Tabela 3.1 – Composição química do AISI UNS 304L, em % peso (APERAM, 2011)

C	Si	Mn	Cr	Ni	Fe
0,8	1,0	2,0	18,8	9,0	Balanço

Tabela 3.2 – Composição química do AISI UNS S31803, em % peso (APERAM, 2011)

C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	N	Fe
0,03	0,35	1,42	22,5	5,5	4,5	0,20	Balanço

Para os ensaios com simples deposição (cordões sobre chapa), foram utilizadas duas configurações de chapa, sendo que para ensaios para análise de regularidade da transferência

utilizou chapas de 160 x 30 x 4,5 mm, enquanto que para análise de eficiência térmica chapas de 160 x 50 x 4,5 mm (Fig. 3.8).

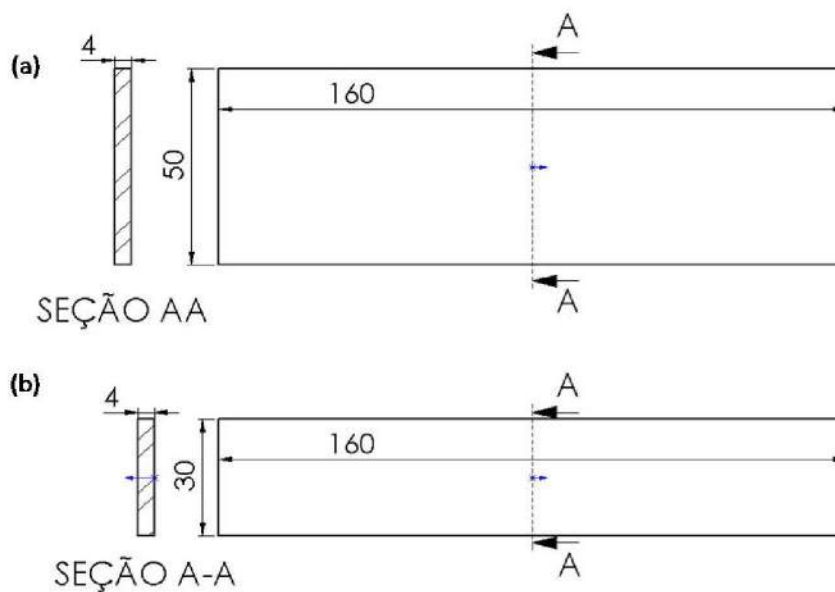


Figura 3.8 – Chapas de teste para (a) análise de regularidade da transferência e (b) para análise da eficiência térmica

Para ensaio da geração de respingos, foram utilizadas barras quadradas 3/8" de aço inoxidável austenítico AISI 304L com 250 mm de comprimento (Fig. 3.9).

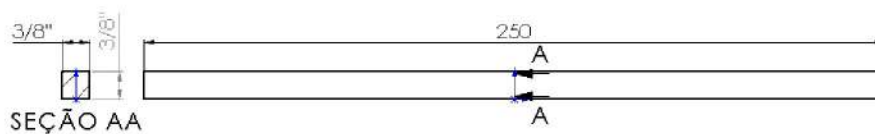
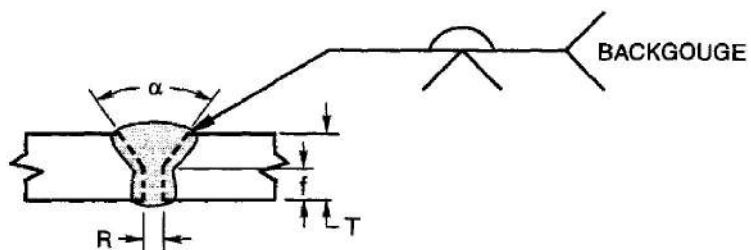


Figura 3.9 – Barra de teste para ensaio de geração de respingos

Para os ensaios em junta foram utilizadas chapas de 250 x 110 x 4,5 mm chanfradas de acordo com as recomendações da norma AWS D1.6, cuja a geometria do chanfro é mostrada na Fig. 3.10.



Welding Process	Joint Designation	Base Metal Thickness (U = Unlimited)	Groove Preparation			Permitted Welding Positions
			Root Opening Root Face Groove Angle	Tolerances		
		T		As Detailed (see 3.24.2)	As Fit-Up (see 5.4)	
GMAW FCAW	B-U2-GF	U	R = 0 to T/2 ≤ 1/8 f = 0 to T/2 ≤ 1/8 α = 45°	+T/4 ≤ 1/16, −0 +T/4 ≤ 1/16, −0 + 10° −0°	+1/16, −T/2 ≤ 1/8 Not limited ^a +10° −5°	All

Figura 3.10 – Geometria da junta proposta pela AWS D1.6

Na Fig. 3.11 é mostrado o suporte de fixação das chapas, desenvolvido para garantir uma fixação rígida das chapas evitando a variação geométrica da junta durante a soldagem, bem como possibilitar a utilização de gás de purga. Neste caso, o gás utilizado foi o Argônio puro.

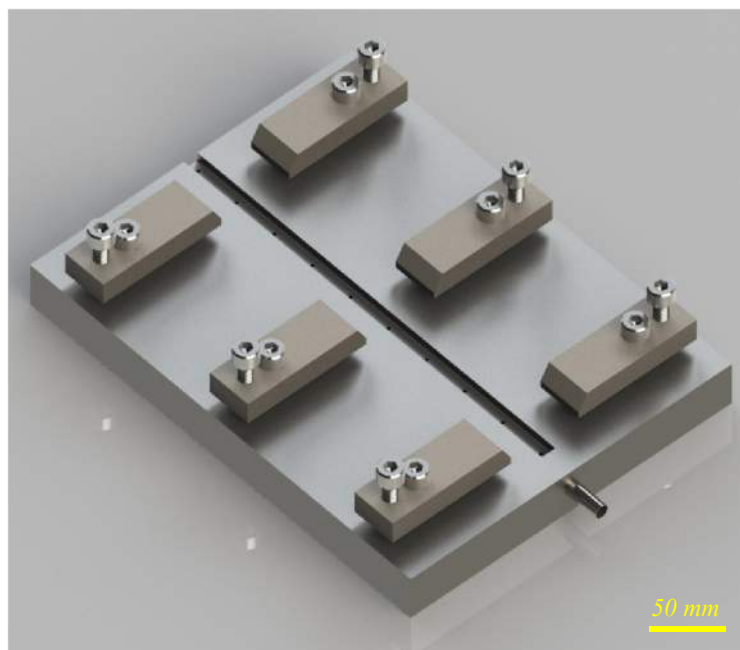


Figura 3.11 – Suporte de fixação das chapas chanfradas

3.2.2. Metal de adição

Como metal de adição foi utilizado arame-eletrodo AWS ER308L para soldagem do aço austenítico e para o aço duplex o arame-eletrodo AWS ER2209, ambos com diâmetro de 1,2 mm, cedidos pela empresa Sandvik Materials Technology. As composições químicas podem ser verificadas nas Tabs. 3.3 e 3.4, com base nos dados fornecidos pelo fabricante.

Tabela 3.3 – Composição química do AWS ER308L, em % peso (SANDVIK, 2011)

C	Si	Mn	Cr	Ni	Fe
0,025	0,4	1,8	20	10	Balanço

Tabela 3.4 – Composição química do AWS ER2209L, em % peso (SANDVIK, 2011)

C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	N	Fe
0,020	0,5	1,6	23	9	3,2	0,16	Balanço

A escolha do tipo e do diâmetro do arame-eletrodo está relacionada com a necessidade de realizar a união em passe único, dentro das recomendações do fabricante para os respectivos aços. Além disto, procurou-se realizar uma análise das fases que irão se apresentar na zona fundida das juntas soldadas.

3.2.3. Gás de proteção

Em conformidade com as observações apresentadas para gases de proteção no Item 2.8, para a realização dos ensaios foram utilizadas duas configurações comerciais de gás de proteção, Ar+2%O₂ e Ar+2%CO₂, dentro da faixa recomendada pelo fabricante dos arames-eletrodo, sendo adotada uma vazão constante de 14 l/min. Para garantir a correta composição dos gases foi utilizado o analisador de gás *OXYBABY O₂/CO₂* na medição do teor da mistura.

3.2.4. Fontes de soldagem

Para a execução das soldagens com o processo MIG/MAG com curto-circuito convencional utilizou-se uma fonte de energia *PipePro 450 RFC* em conjunto com alimentador de arame *PipePro Dual DX* com dois cabeçotes (Fig. 3.12). Trata-se de uma fonte multiprocessos. Segundo Miller (2009), a fonte utilizada possui saída nominal de soldagem de 450 A e 44 V com fator de trabalho de 100%, uma faixa de corrente entre 10 e 460 A e tensão entre 10 e 44 V, com tensão em vazio de 80 V.

A regulagem e o ajuste da fonte são feitos tanto no painel de controle da própria fonte, quanto no painel do alimentador de arame. A fonte permite criar oito programas, quatro para cada cabeçote alimentador, com processos e variáveis distintas. Neste caso, foi criado programa sendo selecionado o processo “MIG” com tipo de arame-eletrodo “SS” da serie “E308” (aço inoxidável da série E308), com diâmetro “0.045 in” (1,2 mm).



Figura 3.12 – Fonte de energia *PipePro 450 RFC* e alimentador de arame *PipePro Dual DX*

3.2.5. Técnica de Perfilografia

Para visualização da transferência metálica foi utilizada a técnica de Perfilografia, que consiste basicamente em incidir sobre a região de interesse, próximo ao arco de soldagem, um feixe laser e posicionar na sequência um conjunto de filtros para eliminar parcialmente a luz produzida pelo arco, deixando passar o laser, e em seguida uma câmera para filmagem em alta velocidade.

A técnica Perfilográfica, esquematizada na Fig. 3.13, é composta de um canhão de laser (He-Ne com comprimento de onda de 632,2 nm). Este passa por um sistema óptico, com um conjunto de filtros de densidade neutra e uma lente divergente, para aumentar o diâmetro do feixe de laser, e, em seguida por uma lente convergente para manter o diâmetro desejado do feixe de laser. Todo este sistema é apoiado sobre suportes, que, por sua vez, estão sobre carros, que permitem a mobilidade sobre um trilho que suporta todo o conjunto. Para realizar as soldas e aquisição dos dados da soldagem foi utilizada a mesa de coordenada BIM XZ Automatic, detalhada no Item 3.2.7.

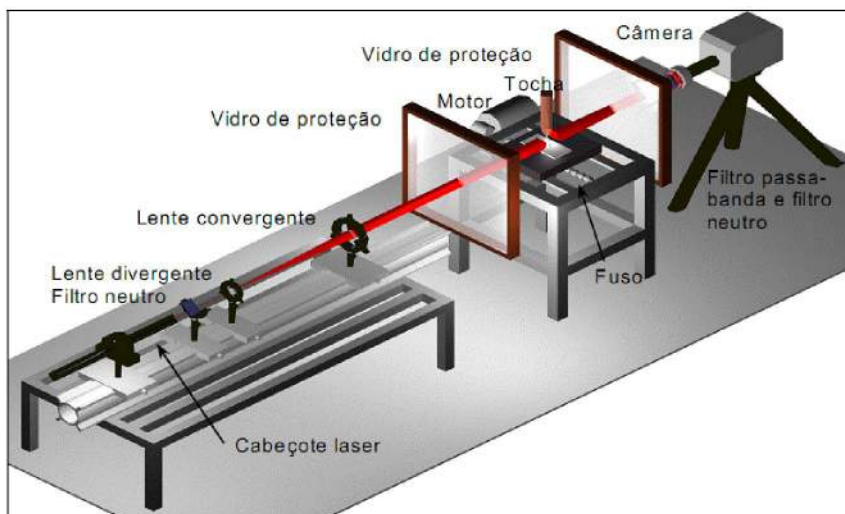


Figura 3.13 – Esquema da técnica de Perfilografia (VILARINHO, 2000)

Para a filmagem em alta velocidade foi utilizado uma câmera digital HiSpec5 8G mono (Fig. 3.14) que pode operar até a 200.000 quadros por segundo e seu tempo de gravação pode alterar de acordo com o números de quadros por segundo. Para melhor visualização do arame-eletrodo e da gota em transferência, foi utilizado um conjunto de lentes com distância focal da objetiva de 200 mm, tendo em vista a necessidade de uma grande ampliação da imagem. Além disso, foi utilizado um filtro passa-banda, para filtrar a radiação proveniente do arco voltaico, deixando passar apenas a luz do laser.



Figura 3.14 – Câmera digital para filmagem em alta velocidade, modelo HiSpec5 8G mono

3.2.6. Sistema de aquisição de temperatura

Para medição da temperatura foi utilizado uma câmera infravermelha *FLIR A325* (Fig. 3.15) do tipo *microbolometer* que permite analisar uma faixa do espectro de 7,5 a 13 μm (infravermelho longo). A câmera possui uma resolução de 320 x 240 pixels, uma taxa de aquisição de até 60 Hz e uma acurácia de $\pm 2\text{ }^{\circ}\text{C}$, sendo que sua análise pode ser realizada em três níveis diferentes de temperatura ($-20 - 120\text{ }^{\circ}\text{C}$; $0 - 350\text{ }^{\circ}\text{C}$; e $300 - 2000\text{ }^{\circ}\text{C}$).



Figura 3.15 – Câmera infravermelha *FLIR A325*

Esta câmera é controlada por meio de um software chamado *Thermocam Research 2.9* (Fig. 3.16) pelo qual são inseridos os parâmetros de análise de temperatura por radiação. Os parâmetros necessários para o funcionamento correto da termocâmera são:

- Emissividade da superfície a ser analisada;
- Distância da câmera/peça;
- Temperatura ambiente;
- Umidade relativa do ar;
- Transmitância (caso utiliza filtros).

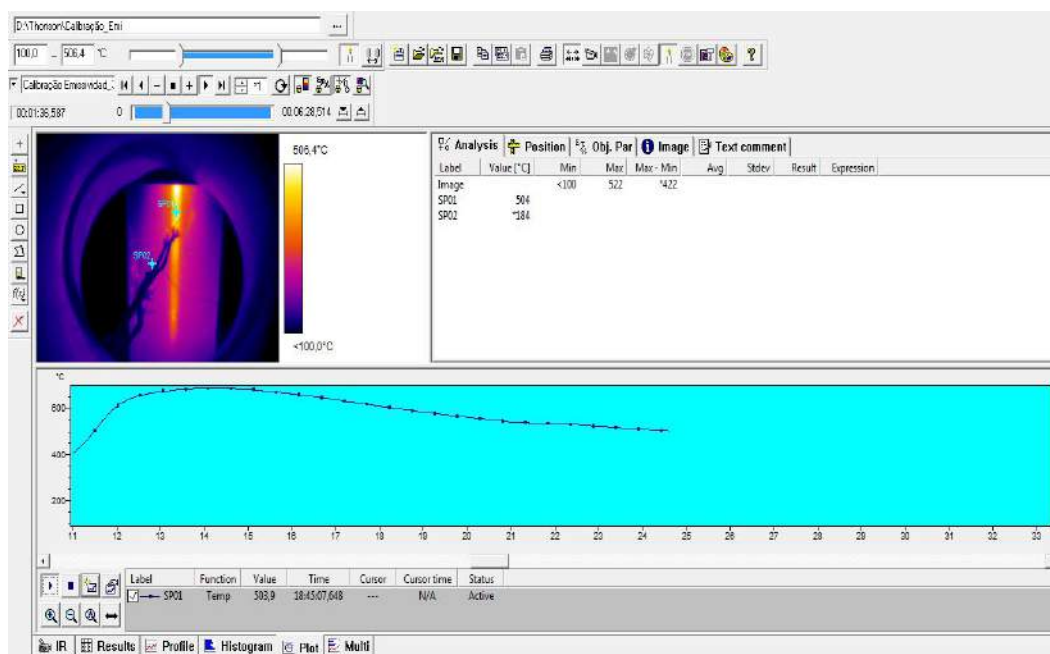


Figura 3.16 – Interface do software *Thermocam Reserch 2.9*

A partir do software *Thermocam Reserch 2.9* é possível fazer a filmagem e a análise ao mesmo tempo e também se pode salvar em um arquivo do próprio software e só depois fazer as análises e entradas dos parâmetros.

Além disto, o software permite realizar diferentes análises experimentais, tais como:

- Encontrar o perfil de temperatura numa linha num determinado instante;
- Encontrar a temperatura máxima, mínima e média nas mais simples geometrias (círculos, retângulos entre outros);
- Encontrar o perfil de temperatura pontual, linear entre outros ao longo do tempo;
- Encontrar a proporção de cada faixa de temperatura na região filmada.

Para a proteção da lente da câmera foi utilizado uma lente de proteção de germânio, devido sua faixa de trabalho de 8 a 12 μm com uma transmitância média de 90%, que permite a passagem da radiação infravermelha na mesma faixa da câmera (7,5 a 13 μm).

3.2.7. Mesa de coordenada “BIM XZ Automatic”

A mesa de coordenada BIM XZ *Automatic* (Fig. 3.17) foi utilizada na execução dos ensaios em chapas. Esta mesa foi desenvolvida pelo grupo Laprosolda-UFU, na qual é possível

realizar soldas lineares controladas com ajuste do tempo de soldagem ou tamanho do cordão, bem como permite a regulação automática da distância bico de contato peça (DBCP) com variação mínima de 0,1 mm.

A mesa possui um sistema de aquisição de dados elétricos de tensão e corrente de soldagem e velocidade de alimentação (com configuração similar ao sistema de aquisição portátil descrito no Item 3.28), o qual, juntamente com os demais controles da mesa são operados por um programa desenvolvido em linguagem *LabView*. O programa também possibilita o acionamento simultâneo da fonte de soldagem e outros dois sistemas adicionais, tais como câmera de alta velocidade, câmera térmica, etc.

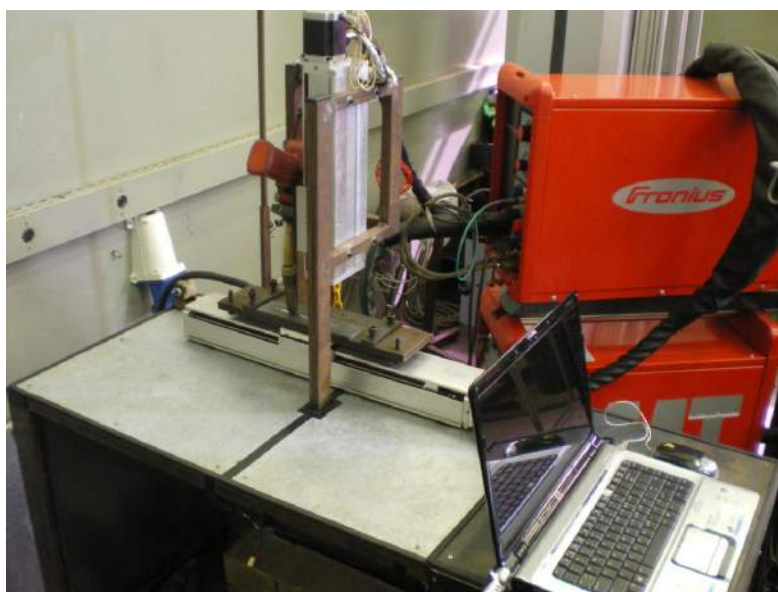


Figura 3.17 – Mesa de coordenada BIM XZ *Automatic*

3.2.8. Bancada experimental para o ensaio de respingo

Para a realização dos ensaio de geração de respingos, foi utilizado o “Coletor de Respingos” (Fig. 3.18), dispositivo desenvolvido pelo Grupo Laprosolda/UFU. O equipamento é composto por uma caixa coletora, também denominada como “base”, Fig. 3.19, e um extensor da área de coleta de respingos que se encaixa à base, ou “coifa”, Fig. 3.20, todo confeccionado em cobre. A caixa coletora, por sua vez, é constituída por uma placa que forma a base e por outras quatro barras laterais, sendo que três destas barras são totalmente fixas à base e entre si, e uma não, para facilitar a remoção dos respingos. No interior da caixa há cinco barras de perfil quadrado, dispostas na caixa coletora de forma a constituir três regiões distintas de alcance dos

respingos (até 80 mm, de 81 a 160 mm e acima de 160 mm). O extensor da área de coleta de respingos, “a coifa”, tem por função coletar respingos de maior alcance.

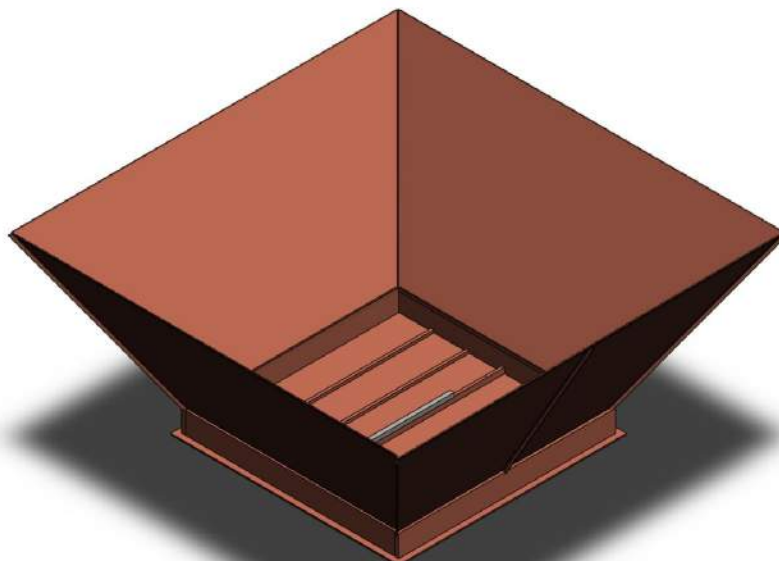


Figura 3.18 – Visão geral do Coletor de Respingos

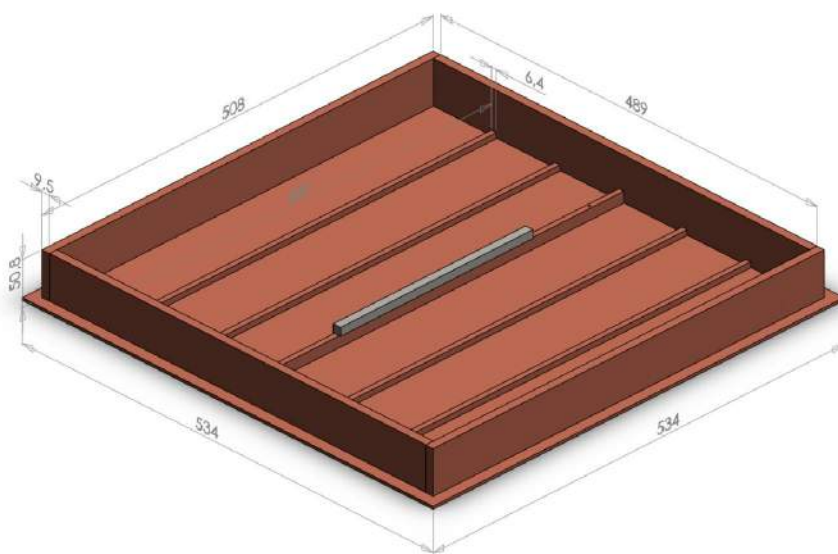


Figura 3.19 – Caixa coletora (base)

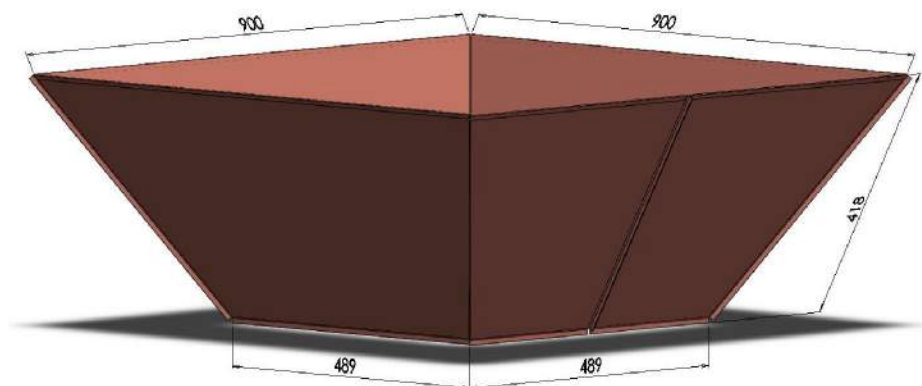


Figura 3.20 – Extensor da área de coleta de respingos (coifa)

Como dispositivos complementares do ensaio, para a classificação dos respingos por tamanho, tem-se um jogo de três peneiras granulométricas (Fig. 3.21), compostas de telas com espaçamento de 0,50, 1,00 e 2,00 mm, e um prato de fundo, todos com dimensões nominais de 3'' de diâmetro por 2'' de altura. Para facilitar a operação de peneiramento, utiliza-se um agitador, onde se faz a fixação das peneiras e vibração das mesmas.



Figura 3.21 – Conjunto de peneiras montado em um agitador mecânico

Ainda são utilizados alguns componentes auxiliares para a realização dos ensaios:

- Unidade robótica para posicionamento e movimentação da tocha, visando garantir a repetibilidade da velocidade de soldagem, do comprimento do cordão e da distância bico de contato peça (DBCP), que são parâmetros importantes na determinação dos resultados;
- Balança de precisão, com resolução de 0,01 g, para a pesagem das barras e da massa de respingos;
- Sistema de tratamento e aquisição de dados, sinais elétricos de corrente e tensão de soldagem e velocidade de alimentação;
- Sacos plásticos e um pincel para coletar os respingos na caixa coletora.

Para a manipulação da tocha de soldagem foi utilizado um robô da marca MOTOMAN modelo HP20. Este robô possui seis graus de liberdade e com a capacidade máxima de carga de 20 kg na extremidade de seu braço, seu controle é realizado por um pedante por onde são executados os movimentos de cada um dos seus graus de liberdade e as suas programações.

A utilização do robô possibilita maior confiabilidade dos parâmetros de deslocamento (velocidade de soldagem), melhor definição de trajetórias (mantêm o cordão linear) e maior facilidade operacional, pois, permite um acionamento automático de ignição e apagamento do arco, bem como maior controle do tempo de soldagem.

Para o monitoramento dos parâmetros regulados, durante a execução dos ensaios foi utilizado um sistema de aquisição dos sinais elétricos, corrente e tensão de soldagem e a velocidade de alimentação, composto por uma placa *National Instruments* modelo *NI USB-6009*, um sensor *Hall* (para monitoramento da corrente de soldagem), um divisor de tensão (DTS – para monitoramento da tensão) com uma faixa de medição de ± 100 V, e um tacômetro (para a velocidade de alimentação), fabricado pela IMC Soldagens e com redução de 50 pulsos por volta.

Para capturar os dados durante a soldagem, foi desenvolvido um programa, em linguagem *LabView*, que permite o ajuste dos valores de taxa e tempo de amostragem e ao término da aquisição os dados são apresentados em forma de gráficos.

3.2.9. Bancada experimental de Calorímetro de Nitrogênio Líquido (N₂L)

Para os ensaios de eficiência térmica foi utilizada a bancada experimental de Calorímetro de Nitrogênio Líquido (N₂L). Esta bancada experimental foi desenvolvida pelo grupo Laprosolda com propósito principal de se ter a menor intervenção possível do operador. Para isto, foi utilizado um sistema mecânico que permite prender e transladar a placa teste do ponto de soldagem até a cuba criogênica de forma automática, garantindo a repetibilidade dos resultados.

A Fig. 3.22 mostra a bancada experimental, cuja estrutura foi projetada para conter todos seus sistemas de funcionamento: garra móvel; garra fixa; sistema de medição de massa evaporada de N₂L; sistema de movimentação da tocha de soldagem; e sistema de aquisição de dados.

A garra móvel (ou giratória) tem como principal função segurar a placa teste em umas das extremidades mantendo-a na posição plana durante o processo de soldagem, em seguida levá-la até ao sistema de medição de massa evaporada de N₂L, liberando-a. Já a garra fixa tem a função de sustentar a placa teste na outra extremidade garantindo que a placa estará plana e firme durante a soldagem. A garra fixa também pode ser ajustada para a utilização de diferentes comprimentos de placa teste (faixa de 13 a 28 cm).

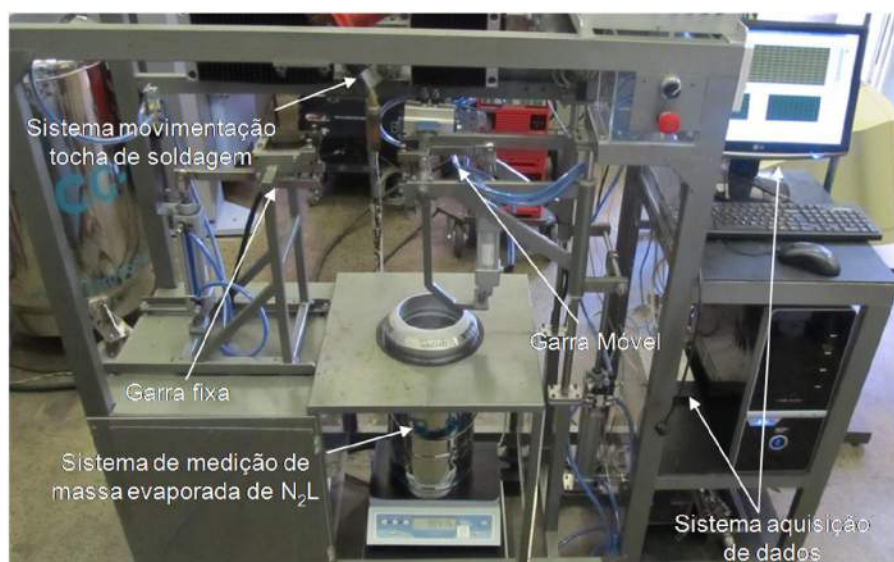


Figura 3.22 – Montagem da bancada experimental de medição de aporte térmico com o calorímetro de N₂L (AREVALO, 2012)

O sistema de medição de massa evaporada de N_2L é composto por uma cuba criogênica e uma balança digital com capacidade de 32 kg e resolução de 0,1 g, o qual tem como função registrar a perda de massa evaporada de N_2L durante um determinado tempo. Para evitar perturbações na medição, devido às vibrações da bancada experimental, o sistema de medição é montado sobre uma mesa suporte apoiada no chão, onde é possível fazer ajuste de altura e nivelamento.

O sistema de movimentação da tocha é formado por uma mesa de um eixo, motor DC, sistema de controle desenvolvido no Laprosolda, suporte de manipulação da tocha, escala reguladora de percurso e fins de curso pneumáticos (L_{pnt}) e elétricos (L_{el}). A tocha é movimentada e posicionada através de controle PID do conjunto motor-encoder e, seu deslocamento é limitado através de fins de curso elétricos. Além disso, possui um regulador de altura da tocha, com possibilidade de variar a ângulo de soldagem (puxando, reto e empurrando).

O sistema de aquisição de dados é composto por um computador e uma placa de aquisição 9211 da *National Instruments*®. Para controle da aquisição foi desenvolvido um programa em *LabView*, que permite ajustar o “tempo de soldagem” (relação entre comprimento do cordão e velocidade de soldagem) e o “tempo de balança”, o qual está relacionado com a energia que contêm o corpo de prova, isto é, o tempo necessário para que o nitrogênio entre em equilíbrio. Segundo Arevalo (2011), o tempo de ajuste para aquisição de dados da balança é de 200 segundos para soldagens realizadas com processo MIG/MAG para chapa em temperatura de soldagem, ao passo que para chapa em condição ambiente o tempo de aquisição é de 180 segundos.

O princípio de funcionamento da bancada experimental é apresentado através do esquema da Fig. 3.23, bem como a velocidade do sistema pneumático, restringida por reguladores de vazão, limitando seu tempo de deslocamento a 3,5 segundos como tempo mínimo.

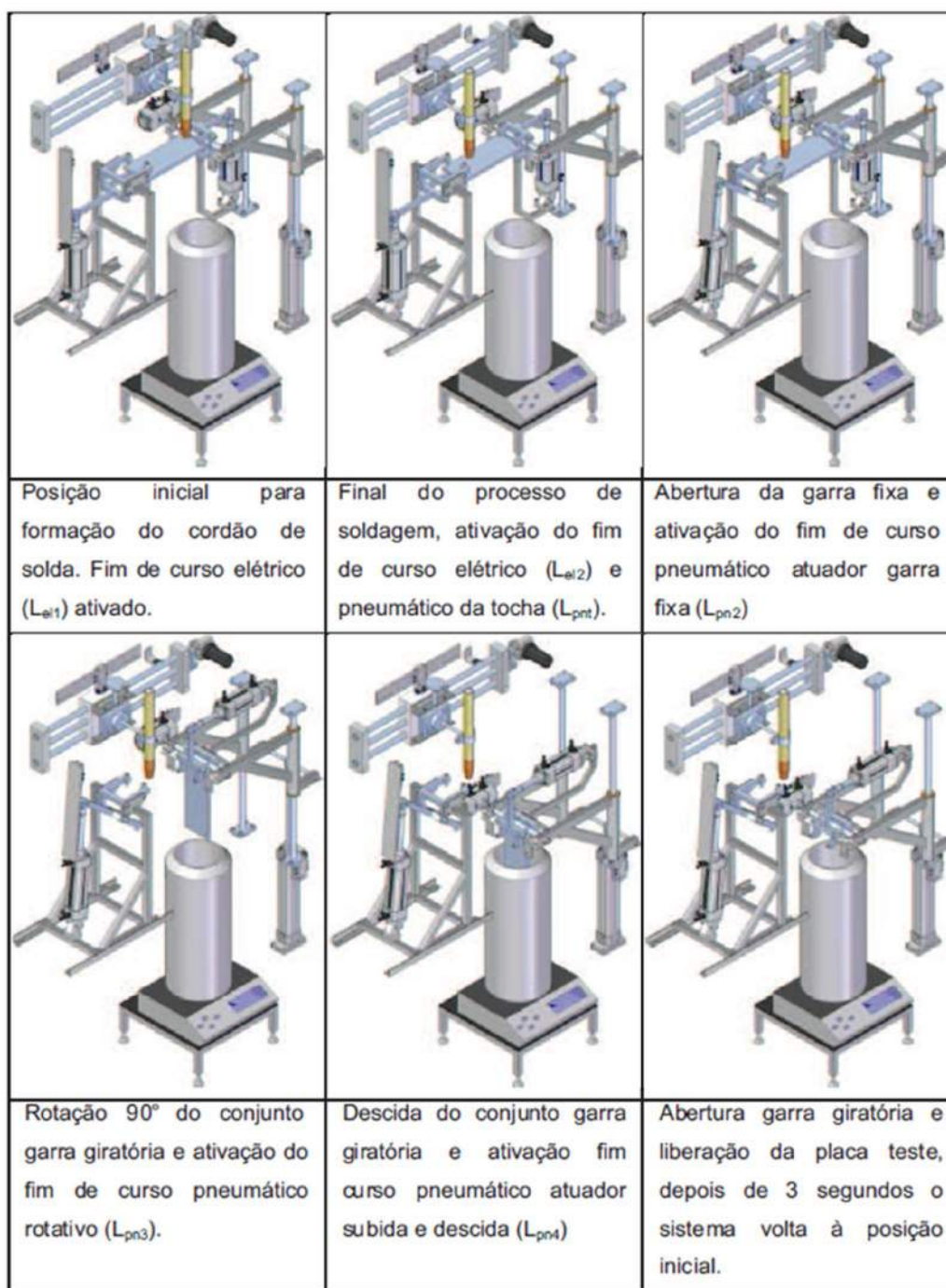


Figura 3.23 – Esquema da sequência do deslocamento da placa teste (AREVALO, 2011)

CAPÍTULO IV

TESTES PRELIMINARES

Neste capítulo são apresentados os métodos e resultados de testes iniciais realizados para verificar a condição de funcionamento de alguns procedimentos, estimar valores para parâmetros de soldagem, calibrar grandezas e validar programas desenvolvidos e usados para este trabalho.

4.1. Determinação dos níveis dos parâmetros no processo MIG/MAG curto-circuito convencional

Como destacado no Capítulo III, a metodologia proposta para análise da regularidade da transferência metálica, utilizando o processo MIG/MAG curto-circuito convencional, serão variados níveis de tensão de 14 a 22 V e dois níveis de corrente de soldagem 125 ± 5 A e 155 ± 5 A, para velocidades de alimentação do arame de 2,8 e 3,8 m/min, respectivamente. Assim como dois tipos de gás de proteção ($\text{Ar}+2\%\text{CO}_2$ e $\text{Ar}+2\%\text{O}_2$). Desta forma, fez-se necessário determinar o nível de indutância e os valores de distância bico de contato peça (DBCP) para cada nível de tensão, de forma a obter os valores de corrente média desejada.

Para tais testes, foram utilizadas chapas de teste com as mesmas composições e espessura (4,0 mm) das chapas há serem utilizadas nos ensaios finais, ou seja, aço austenítico 304L e duplex 2205, assim como os arames ER308LSi e ER2209. As soldas foram feitas com auxílio da mesa de coordenada, mostrada no Item 3.2.7.

Primeiramente, procurou-se estabelecer uma relação entre a velocidade de alimentação do arame e velocidade de soldagem (V_A/V_S) que proporcionasse aproximadamente o mesmo volume de material depositado, que a princípio deverá ser mantida para todos os ensaios. Para isto, calculou-se a quantidade de material a ser depositado com base na junta recomendada para

as especificações dos aços adotados, com chanfro de 45° em “V”, com nariz e abertura da raiz de 2,0 mm (Fig. 3.10). Em seguida, foram realizados testes para determinar velocidade de soldagem que proporcionasse tal quantidade de material. Assim, foi definida uma razão de 15,5, sendo estipulada uma velocidade de soldagem de 18 cm/min e velocidade de alimentação de 2,8 m/min e de 25 cm/min para 3,8 m/min.

4.1.1. Determinação do valor de indutância

Para determinar o valor de indutância dentro da faixa de regulação da fonte de soldagem (estabelecido pelo fabricante entre 0 a 100), inicialmente procurou-se compreender a condição de ajuste de indutância da fonte, sendo realizados testes com valores de 0, 50 e 100. A partir daí, realizou-se uma varredura em intervalos de 10 a 10, dentro de um intervalo de interesse, para cada arame-eletrodo e gás de proteção, mantendo-se constante a velocidade de alimentação em 2,8 m/min e a tensão de soldagem em 18 V (valor intermediário).

Nas Fig. 4.1 e 4.2 são mostrados exemplos dos oscilogramas de tensão e corrente de soldagem para os valores de indutância de 0, 50 e 100 para ensaios com arame austenítico e duplex. Observa-se que os gradientes de subida e descida da corrente de soldagem são maiores para menor valor de indutância da fonte, contudo, este comportamento torna-se mais suave com o aumento da indutância, assim como há uma redução no valor da corrente de curto-circuito máxima.

Durante a realização dos testes observou-se que para os valores de indutância entre 0 e 50, a transferência da gota metálica ocorre de forma mais violenta. Isto é, a cada gota transferida escutou-se um estalo seguido de um clarão, este proveniente da reabertura do arco, com alta geração de respingos. Contudo, tal comportamento torna-se mais suave para a indutância de 50. De acordo com Scotti e Ponomarev (2008), isto se deve à ação separativa exagerada pelo efeito *Pinch*, decorrente do elevado gradiente de subida da corrente de curto-circuito, esta condição causa repulsões entre a gota e poça, fator governante da geração de respingos. Além disto, proporciona a transferência de gotas menores resultando em cordões mais estreitos e convexos.

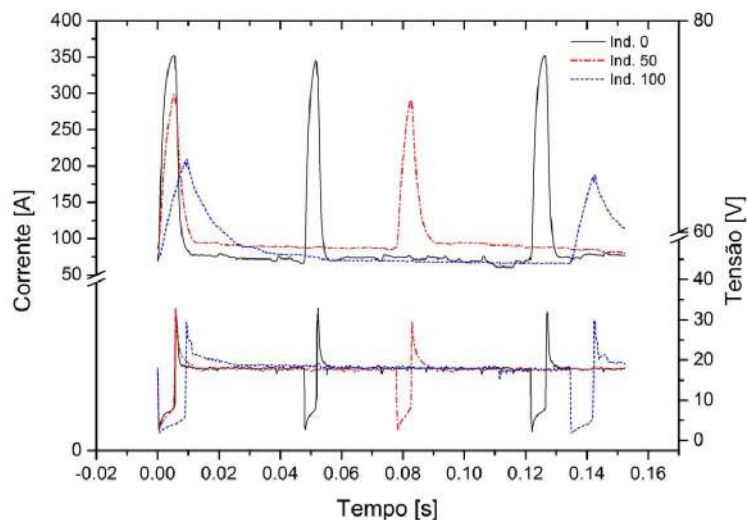


Figura 4.1 – Oscilogramas de tensão e corrente de soldagem para os valores de indutância de 0, 50 e 100 para tensão de 18 V, Ar+2%CO₂ e arame ER308LSi

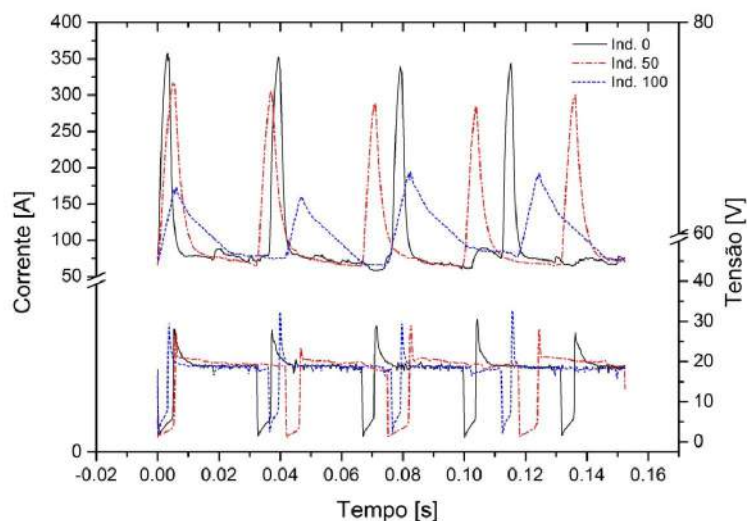


Figura 4.2 – Oscilogramas de tensão e corrente de soldagem para os valores de indutância de 0, 50 e 100 para tensão de 18 V, Ar+2%CO₂ e arame ER2209

Por outro lado, para a indutância de 100, observou-se que o destacamento da gota foi muito mais suave, com menor geração de respingos e com maior tempo de arco aberto (devido ao menor gradiente de subida e decida da corrente). Estas características proporcionaram o aumento exagerado do tamanho da gota metálica, muitas vezes seguidas por transferência de gotas menores por voo livre, sendo possível visualizar mesmo sem filmagem em alta velocidade. Quanto ao aspecto do cordão, observou-se que o maior tempo de arco aberto

permitiu uma maior molhabilidade do metal base, resultando num cordão mais largo e com menor reforço.

Desta forma, foi refinada a indutância na faixa de 50 a 100, de modo a encontrar um valor de indutância que favoreça uma condição de transferência por curto-circuito mais adequada para as condições estabelecidas. Os valores de indutância que apresentaram uma melhor transferência metálica (através da avaliação auditiva e visual) foram de 70 e 80, em que não se observou grandes diferenças. Assim sendo, optou-se por uma regulagem única da indutância para ambos os arames, no valor de 80.

4.1.2. Levantamento dos níveis de corrente de soldagem

Uma vez determinado o valor de indutância a ser utilizada, restava determinar os valores de distância de bico de contato peça (DBCP) que proporcionassem os valores de corrente média adotados (125 ± 5 A e 155 ± 5 A), para os níveis de tensão de soldagem de 14 a 22 V, os dois tipos de gás de proteção ($\text{Ar}+2\%\text{CO}_2$ e $\text{Ar}+2\%\text{O}_2$) e os metais de adição (ER308LSi e ER2209), mantendo os demais parâmetros constantes.

Inicialmente foram realizados testes para a faixa de corrente de 125 ± 5 A, com velocidade de alimentação de 2,8 m/min, sendo que, para cada condição, variou-se a DBCP de 10,0 a 15,0 mm, em intervalos de 1,0. Para a faixa de corrente de 155 ± 5 A, com velocidade de alimentação de 3,8 m/min, iniciou-se as soldas adotando-se os valores de DBCP encontrados nos testes anteriores, sendo necessário, foram feitos incrementos ou decrementos à DBCP em 1,0 mm até obter a corrente média desejada.

Nas Tabs. 4.1, 4.2, 4.3 e 4.4 são mostrados apenas os valores médios e seu desvio padrão da corrente média (I_M) para os testes realizados com velocidades de alimentação de 2,8 m/min e 3,8 m/min. Destaca-se que foram realizados dois testes para cada condição de soldagem.

Tabela 4.1 – Resultados dos ensaios com variação de DBCP para o arame-eletrodo
ER3308LSi com velocidade de alimentação de 2,8 m/min

ER308LSi – Ar+2%CO ₂ – 2,8 m/min					ER308LSi – Ar+2%O ₂ – 2,8 m/min				
Teste	U [V]	DBCP [mm]	I _M [A]	Desv. Pad.	Teste	U [V]	DBCP [mm]	I _M [A]	Desv. Pad.
1	14	10	123	0.707	55	14	10	122	0.707
2		11	121	0.707	56		11	115	0.000
3		12	118	0.707	57		12	112	1.414
4		13	122	0.707	58		13	110	0.707
5		14	116	0.000	59		14	110	1.414
6		15	106	1.414	60		15	106	0.707
7	15	10	132	2.828	61	15	10	133	1.414
8		11	126	1.414	62		11	129	0.707
9		12	123	0.000	63		12	126	1.414
10		13	119	0.707	64		13	122	0.000
11		14	113	1.414	65		14	117	0.707
12		15	111	1.414	66		15	114	1.414
13	16	10	131	4.243	67	16	10	137	2.121
14		11	131	2.121	68		11	134	2.121
15		12	127	2.121	69		12	129	0.000
16		13	124	0.707	70		13	125	1.414
17		14	120	2.121	71		14	123	0.000
18		15	115	4.243	72		15	121	0.707
19	17	10	132	2.121	73	17	10	134	1.414
20		11	130	1.414	74		11	134	0.707
21		12	125	2.828	75		12	130	1.414
22		13	121	4.243	76		13	128	1.414
23		14	120	3.536	77		14	125	1.414
24		15	116	1.414	78		15	124	2.121
25	18	10	134	1.414	79	18	10	136	0.707
26		11	130	0.707	80		11	135	0.707
27		12	126	2.828	81		12	130	0.000
28		13	125	1.414	82		13	127	1.414
29		14	124	1.414	83		14	125	1.414
30		15	119	2.121	84		15	124	2.121
31	19	10	132	0.707	85	19	10	133	0.707
32		11	128	0.707	86		11	128	0.000
33		12	129	0.707	87		12	123	2.828
34		13	124	2.828	88		13	122	1.414
35		14	122	2.121	89		14	120	1.414
36		15	123	0.707	90		15	119	0.000
37	20	10	131	0.707	91	20	10	135	0.707
38		11	129	2.121	92		11	132	1.414
39		12	129	0.707	93		12	128	0.707
40		13	124	0.707	94		13	125	2.121
41		14	121	1.414	95		14	123	1.414
42		15	119	0.707	96		15	119	0.000
43	21	10	-	-	97	21	10	-	-
44		11	130	0.707	98		11	134	1.414
45		12	129	0.707	99		12	131	0.000
46		13	129	1.414	100		13	129	0.707
47		14	127	0.707	101		14	126	2.121
48		15	124	1.414	102		15	123	1.414
49	22	10	-	-	103	22	10	-	-
50		11	135	0.707	104		11	142	0.707
51		12	134	0.707	105		12	137	1.414
52		13	127	0.707	106		13	135	0.707
53		14	128	0.707	107		14	129	0.707
54		15	124	0.707	108		15	125	1.414

Tabela 4.2 – Resultados dos ensaios com variação de DBCP para o arame-eletrodo ER2209 com velocidade de alimentação de 2,8 m/min

ER2209 – Ar+2%CO ₂ – 2,8 m/min					ER2209 – Ar+2%O ₂ – 2,8 m/min				
Teste	U [V]	DBCP [mm]	I _M [A]	Desv. Pad.	Teste	U [V]	DBCP [mm]	I _M [A]	Desv. Pad.
109	14	10	130	1.414	163	14	10	126	0.707
110		11	125	1.414	164		11	123	0.000
111		12	121	0.707	165		12	119	1.414
112		13	118	2.121	166		13	114	2.121
113		14	114	0.707	167		14	113	1.414
114	15	15	112	2.121	168	15	15	110	1.414
115		10	130	0.000	169		10	128	0.707
116		11	123	1.414	170		11	122	1.414
117		12	122	0.000	171		12	118	0.707
118		13	119	1.414	172		13	115	0.000
119	16	14	119	0.707	173	16	14	111	1.414
120		15	116	0.707	174		15	108	2.828
121		10	132	2.121	175		10	133	0.707
122		11	128	0.707	176		11	128	0.707
123		12	124	2.121	177	17	12	125	0.707
124	17	13	121	0.707	178		13	120	1.414
125		14	120	0.707	179		14	114	0.000
126		15	122	0.707	180		15	113	0.000
127		10	132	0.000	181		10	136	1.414
128	18	11	130	0.707	182	18	11	129	2.121
129		12	126	1.414	183		12	130	1.414
130		13	125	1.414	184		13	126	1.414
131		14	121	0.707	185		14	122	0.707
132		15	118	0.000	186		15	121	1.414
133	19	10	135	1.414	187	19	10	136	0.707
134		11	131	1.414	188		11	130	0.000
135		12	130	1.414	189		12	128	1.414
136		13	127	0.707	190		13	129	1.414
137		14	124	0.707	191	20	14	124	2.121
138	20	15	121	1.414	192		15	119	0.000
139		10	123	1.414	193		10	126	1.414
140		11	123	0.707	194		11	127	0.000
141		12	127	1.414	195		12	130	0.707
142	21	13	124	0.707	196	21	13	132	0.707
143		14	121	0.000	197		14	123	2.121
144		15	120	0.707	198		15	121	1.414
145		10	130	0.000	199		10	-	-
146		11	126	1.414	200	22	11	122	1.414
147	22	12	124	2.121	201		12	125	3.536
148		13	124	2.828	202		13	122	2.828
149		14	122	0.707	203		14	115	0.000
150		15	120	0.707	204		15	115	2.121
151	23	10	-	-	205	23	10	-	-
152		11	122	1.414	206		11	124	0.707
153		12	126	0.707	207		12	124	0.707
154		13	123	0.000	208		13	123	0.707
155		14	123	0.707	209		14	119	1.414
156	24	15	120	0.707	210	24	15	116	1.414
157		10	-	-	211		10	-	-
158		11	121	0.000	212		11	132	0.707
159		12	127	2.121	213		12	127	0.707
160		13	121	0.707	214		13	123	0.707
161	25	14	124	0.707	215		14	120	0.000
162		15	120	0.000	216		15	120	2.121

Tabela 4.3 – Resultados dos ensaios com variação de DBCP para o arame-eletrodo
ER3308LSi com velocidade de alimentação de 3,8 m/min

ER308LSi – Ar+2%CO ₂ – 3,8 m/min					ER308LSi – Ar+2%O ₂ – 3,8 m/min				
Teste	U [V]	DBCP [mm]	I _M [A]	Desv. Pad.	Teste	U [V]	DBCP [mm]	I _M [A]	Desv. Pad.
217	14	10	160	1.414	237	14	10	161	0.707
218		11	155	2.121	238		11	152	1.414
219	15	12	155	2.121	239	15	11	159	0.707
220	16	13	159	0.000	240		12	155	2.828
221		14	156	1.414	241	16	13	155	2.121
222	17	13	162	0.707	242	17	14	159	1.414
223		14	158	0.000	243		15	157	0.707
224		15	157	0.707	244	18	14	160	0.707
225	18	13	162	0.000	245		15	157	1.414
226		14	159	2.121	246	19	12	171	4.950
227		15	156	2.828	247		13	164	2.121
228	19	13	163	1.414	248		14	162	1.414
229		14	161	0.707	249		15	158	1.414
230		15	157	0.707	250		16	156	0.707
231	20	14	159	1.414	251	20	13	167	1.414
232		15	157	0.707	252		14	164	1.414
233	21	15	158	2.121	253		15	157	0.707
234		16	156	1.414	254		16	154	1.414
235	22	15	161	0.707	255	21	14	164	2.121
236		16	158	0.707	256		15	158	0.000
					257		16	154	1.414
					258	22	14	167	2.828
					259		15	162	3.536
					260		16	158	2.121

Tabela 4.4 – Resultados dos ensaios com variação de DBCP para o arame-eletrodo ER2209 com velocidade de alimentação de 3,8 m/min

ER2209 – Ar+2%CO ₂ – 3,8 m/min					ER2209 – Ar+2%O ₂ – 3,8 m/min				
Teste	U [V]	DBCP [mm]	I _M [A]	Desv. Pad.	Teste	U [V]	DBCP [mm]	I _M [A]	Desv. Pad.
261	14	11	162	0.000	285	14	10	164	1.414
262		12	155	0.707	286		11	159	1.414
263	15	11	163	0.707	287		12	154	2.121
264		12	156	1.414	288	15	11	159	0.707
265	16	12	160	1.414	289		12	153	1.414
266		13	155	0.707	290	16	12	155	2.121
267	17	12	164	3.536	291	17	12	156	0.707
268		13	159	1.414	292		13	151	0.707
269		14	154	2.828	293	18	14	159	2.121
270	18	13	160	0.707	294		15	155	0.707
271		14	153	1.414	295	19	14	164	0.000
272	19	13	161	0.000	296		15	159	0.707
273		14	159	1.414	297		16	154	1.414
274		15	157	0.707	298	20	12	170	0.707
275	20	12	160	1.414	299		13	165	0.707
276		13	160	2.121	300		14	159	1.414
277		14	158	1.414	301		15	158	0.707
278		15	156	1.414	302		16	154	0.707
279	21	12	171	0.707	303	21	12	166	0.000
280		13	167	2.121	304		13	163	0.707
281		14	161	2.828	305		14	159	1.414
282		15	158	1.414	306		15	156	0.707
283	22	14	159	2.121	307	22	12	171	1.414
284		15	157	1.414	308		13	168	2.121
					309		14	164	0.707
					310		15	157	2.121

A partir destes ensaios preliminares, encontrou-se os parâmetros, mostrados na Tab. 4.5, a serem utilizados em todas as etapas deste trabalho para o processo MIG/MAG curto-circuito convencional e respectivos valores de DBCP.

Tabela 4.5 – Parâmetros regulados utilizados para o Processo MIG/MAG Curto-Circuito Convencional

Arame-eletro ER308LSi					Arame-eletrodo ER2209				
Gás	V _A [m/min]	V _S [cm/min]	U [V]	DBCP [mm]	Gás	VA [m/min]	VS [cm/min]	U [V]	DBCP [mm]
Ar + 2%CO ₂	2,8	18	14	10	Ar + 2%CO ₂	2,8	18	14	11
			15	12				15	11
			16	13				16	12
			17	13				17	12
			18	13				18	13
			19	13				19	13
			20	14				20	12
			21	15				21	12
			22	15				22	14
	3,8	25	14	11		3,8	25	14	12
			15	12				15	12
			16	14				16	13
			17	15				17	14
			18	15				18	14
			19	15				19	15
			20	15				20	15
			21	16				21	15
			22	16				22	15
Ar + 2%O ₂	2,8	18	14	10	Ar + 2%O ₂	2,8	18	14	10
			15	12				15	11
			16	13				16	12
			17	14				17	13
			18	14				18	14
			19	12				19	14
			20	13				20	12
			21	14				21	12
			22	15				22	12
	3,8	25	14	11		3,8	25	14	12
			15	11				15	12
			16	13				16	12
			17	15				17	12
			18	15				18	15
			19	16				19	16
			20	16				20	16
			21	16				21	15
			22	16				22	15

4.2. Validação do programa GotaCurto

O programa GotaCurto foi desenvolvido em linguagem Matlab com a finalidade de facilitar e padronizar as medidas do diâmetro das gotas de transferência. As medidas são realizadas por meio de processamento de imagens das transferências metálicas, sendo que, o diâmetro da gota é definido pela variação da largura do retângulo traçado ao redor do arame-eletrodo, tal como mostrado na Fig. 4.3.

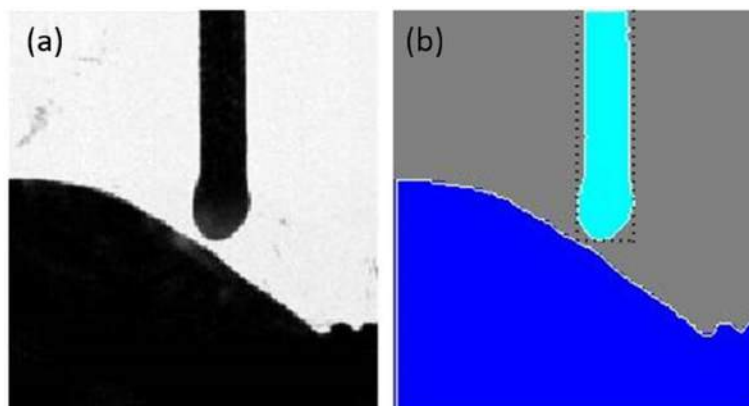


Figura 4.3 – Princípio para medir o diâmetro da gota pelos programas GotaCurto: (a) imagem da transferência metálica; (b) retângulo traçado ao redor do arame-eletrodo

Para validação do programa GotaCurto, foram executados testes para os valores de tensão de soldagem de 14, 16, 18, 20 e 22 V, com o arame-eletrodo ER308LSi, Ar+2%O₂ como o gás de proteção e a velocidade de alimentação de 2,8 m/min. Juntamente, foram feitas filmagens em alta velocidade de transferência metálica através de técnicas de Perfilografia (Item 3.2.5).

Inicialmente, foi feita análise dos vídeos das transferências metálicas para identificar os níveis máximos de tensão de soldagem que apresentam condição adequada de transferência por curto-circuito. Como pode ser observado nos exemplos das Figs. 4.4 e 4.5, os valores de tensão de 20 e 22 V apresentaram outros modos de transferência metálica além da transferência por curto-circuito.

Identificados os níveis máximos de tensão, foram feitas as medidas do tamanho das gotas (diâmetro média das gotas) e confrontadas com as medidas do diâmetro médio das gotas feitas (manualmente) no programa “*ImageJ*”, dos frames que antecedem imediatamente o contato da gota metálica com a poça de fusão. Assim, foram analisados apenas os ensaios com

tensão de soldagem de 14, 16 e 18 V, sendo selecionados intervalos do filme contendo dez curtos, cujos resultados das medidas são mostrados na Tab. 4.6.

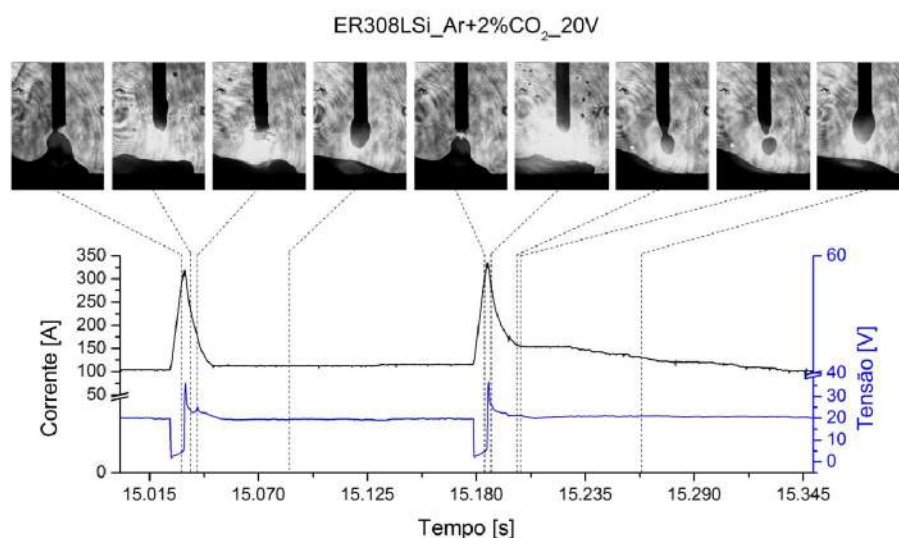


Figura 4.4 – Transferência metálica sincronizada com os sinais elétricos de corrente e tensão de soldagem – arame-eletrodo ER308LSi, 2,8 m/min, Ar+2%O₂ e 20 V

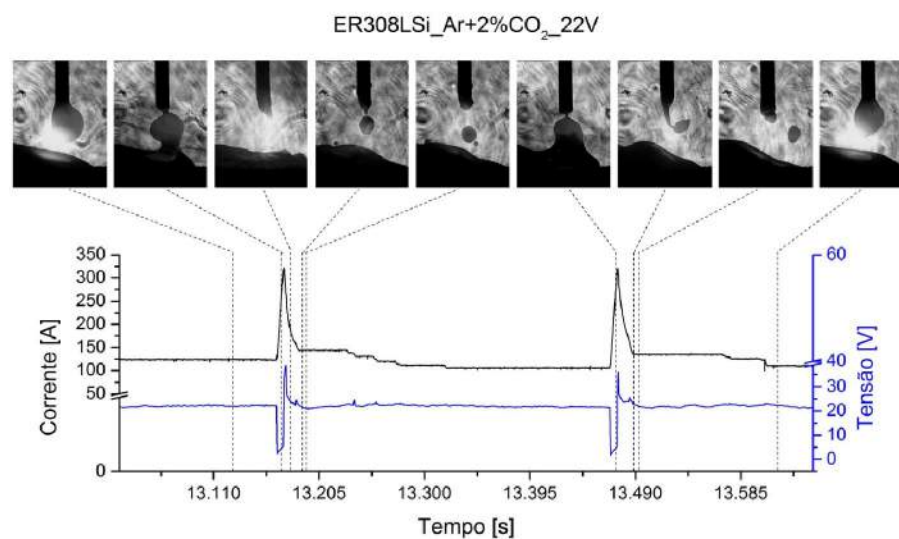


Figura 4.5 – Transferência metálica sincronizada com os sinais elétricos de corrente e tensão de soldagem – arame-eletrodo ER308LSi, 2,8 m/min, Ar+2%O₂ e 22 V

Tabela 4.6 – Medidas do diâmetro médio das gotas realizadas com o programa GotaCurto e *ImageJ* para os valores de tensão de 14 e 18 V

Curto	Tensão de 14 V		Tensão de 16 V		Tensão de 18 V	
	GotaCurto [mm]	<i>ImageJ</i> [mm]	GotaCurto [mm]	<i>ImageJ</i> [mm]	GotaCurto [mm]	<i>ImageJ</i> [mm]
1	1.565	1.520	1.739	1.720	2.087	2.050
2	1.449	1.470	1.681	1.660	2.551	2.520
3	1.623	1.580	1.855	1.790	1.855	1.820
4	1.739	1.720	1.565	1.580	1.217	1.200
5	1.565	1.630	1.739	1.720	1.700	1.770
6	1.449	1.460	1.681	1.680	1.913	1.940
7	1.681	1.600	1.623	1.610	1.449	1.470
8	1.565	1.570	2.029	1.970	1.913	1.910
9	1.565	1.440	1.683	1.680	2.435	2.430
10	1.681	1.620	1.855	1.860	1.797	1.930
Média	1.588	1.561	1.745	1.727	1.892	1.904

Verifica-se na Tab. 4.6 a boa proximidade dos resultados, com uma diferença entre as medidas do tamanho das gotas feitas pelos programas GotaCurto e *ImageJ* de 1,73% para a tensão de 14 V, 1,04% para 16 V e de 0,64% para 18 V.

No entanto, deve-se ressaltar que esta diferença de resultados pode ser maior, devido ao princípio de processamento de imagens utilizado no programa GotaCurto, mostrado na Fig. 4.3. Neste caso, o processamento de imagens, onde as gotas transferidas sejam pequenas ou possuam diâmetros menores do que o diâmetro do arame (menor tensão de soldagem) e/ou sofra algum tipo de repulsão momentos antes do curto-circuito, faz com que o resultado da medida afaste-se mais da medida real. Por outro lado, à medida que aumenta o tamanho da gota (aumento da tensão de soldagem), o diâmetro medido pelo GotaCurto tendem a se aproximar da medida real (feita pelo programa *ImageJ*).

Sendo assim, considerando proximidade das medidas, conclui-se que o programa GotaCurto é eficiente para determinar o diâmetro médio das gotas para condições utilizadas neste trabalho durante as soldagem MIG/MAG por modo curto-circuito.

4.3. Validação do programa Q-Cordão

Para validação do programa de qualidade do cordão Q-Cordão, foi selecionado um conjunto de testes, soldados com arame ER308LSi com velocidade de alimentação de 2,8 m/min e com proteção gasosa de Ar+2%CO₂. Na sequência, foram convidados seis engenheiros com experiência em soldagem, os quais fizeram de forma independente (i.e, sem comunicação entre si e sem conhecer os parâmetros utilizados em cada teste) uma avaliação visual de cada placa de teste. Os avaliadores foram instruídos a atribuírem notas de 0 a 10 para os seguintes aspectos: aspecto das bordas dos cordões; aspecto superficial dos cordões de solda; e aspecto geral dos cordões.

Na Fig. 4.6 são mostrados os corpos de provas avaliados. Já na Tab. 4.7 encontram-se os índices fornecidos pelo programa Q-Cordão e na Tab. 4.8 as médias e os desvios-padrão das notas atribuídas por cada engenheiro. Os cálculos realizados foram feitos baseando-se no critério de que caso uma determinada medição esteja afastada da média acima do desvio padrão do conjunto de medição, ela não seria considerada, e a medição é refeita excluindo-se esta medição.

Como forma de avaliar os resultados obtidos, foram traçadas curvas de comportamento dos índices de qualidade fornecidos pelo programa Q-Cordão e das notas aplicadas pelos avaliadores (engenheiros), mostradas nas Figs. 4.7, 4.8 e 4.9. Sendo que, a melhor regularidade dos aspectos avaliados está atrelada aos maiores valores, tanto das notas atribuídas pelos avaliadores, quanto dos valores dos índices de qualidade fornecidos pelo programa Q-Cordão.

Portanto, analisando o comportamento das curvas dos índices de qualidade e as notas para os aspectos da superfície e das bordas do cordão (Figs. 4.7 e 4.8) é possível verificar que para alguns dos cordões avaliados há um distanciamento das notas dos avaliadores. Já para o aspecto geral do cordão, observa-se na Fig.4.9 que a curvas do índice de qualidade geral, fornecido pela soma dos índices da superfície e das bordas, apresentou um comportamento muito similar à curva das notas dos avaliadores.

Cordão	Imagem
--------	--------

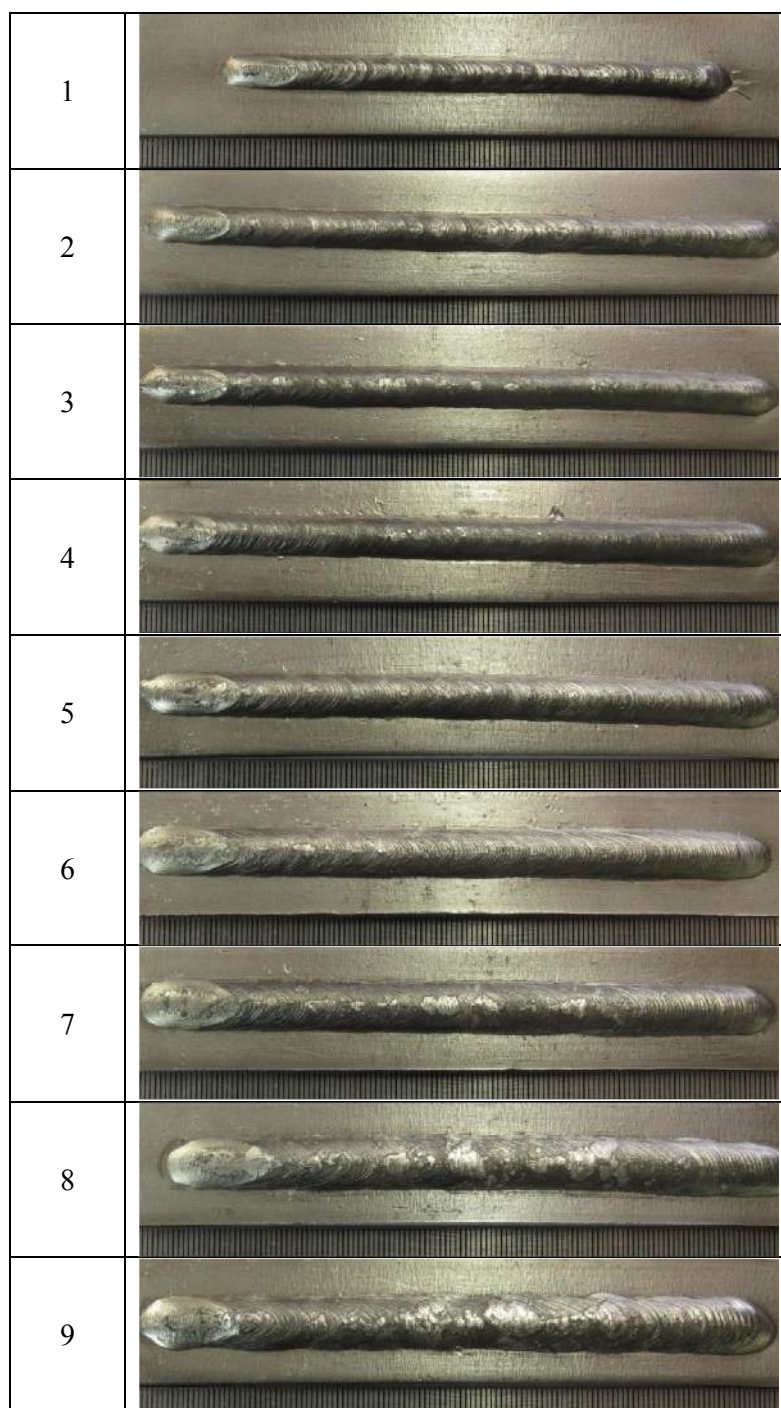


Figura 4.6 – Imagens dos corpos de prova avaliados

Tabela 4.7 – Notas atribuídas pelos avaliadores aos aspectos dos cordões avaliados

Cordão	Notas dos avaliadores					
	Superfície (Média)	Desv. Pad.	Bordas (Média)	Desv. Pad.	Geral (Média)	Desv. Pad.
1	6.0	0.00	7.3	0.79	7.3	0.58
2	6.8	0.50	6.3	0.87	6.3	0.58
3	8.2	0.84	7.2	0.24	7.2	0.43
4	7.6	0.55	7.0	0.58	7.0	0.91
5	7.4	0.48	7.2	0.47	7.2	0.50
6	8.1	0.25	8.4	0.42	8.4	0.85
7	8.8	0.45	7.7	0.47	7.7	0.84
8	7.6	0.89	6.9	0.52	6.9	0.52
9	7.5	0.50	6.1	1.30	6.1	0.99

Tabela 4.8 – Índices de qualidade dos aspectos dos cordões avaliados

Cordão	Índice de qualidade					
	Superfície (Média)	Desv. Pad.	Bordas (Média)	Desv. Pad.	Geral (Média)	Desv. Pad.
1	0.4023	0.00161	0.4651	0.01428	0.8674	0.0079
2	0.3828	0.00540	0.4438	0.01825	0.8265	0.0118
3	0.5136	0.00517	0.4549	0.01273	0.9685	0.0090
4	0.4736	0.00618	0.4451	0.00578	0.9187	0.0060
5	0.6040	0.00940	0.3259	0.02195	0.9299	0.0157
6	0.6862	0.01855	0.4285	0.04853	1.1147	0.0335
7	0.6010	0.05357	0.5253	0.02982	1.1263	0.0417
8	0.5520	0.02909	0.2881	0.01615	0.8401	0.0226
9	0.6492	0.01971	0.2747	0.01208	0.9238	0.0159

Assim, a avaliação da qualidade do cordão através do programa Q-Cordão por meio de análise de imagens foi considerado adequado para o fornecimento de índices que forneçam informações quanto aos aspectos de uniformidade do cordão (superfície, bordas e geral), considerando-se o aspecto geral e final do cordão.

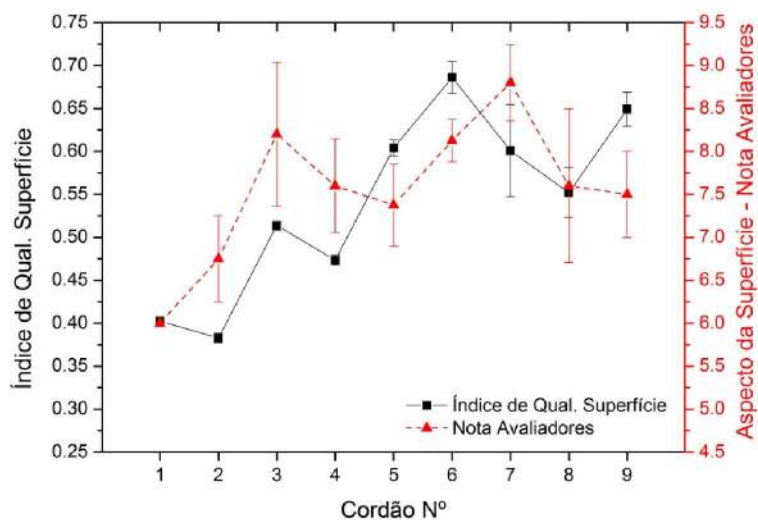


Figura 4.7 – Comportamento das curvas do índice de qualidade da superfície e as notas dos avaliadores para o aspecto da superfície dos cordões

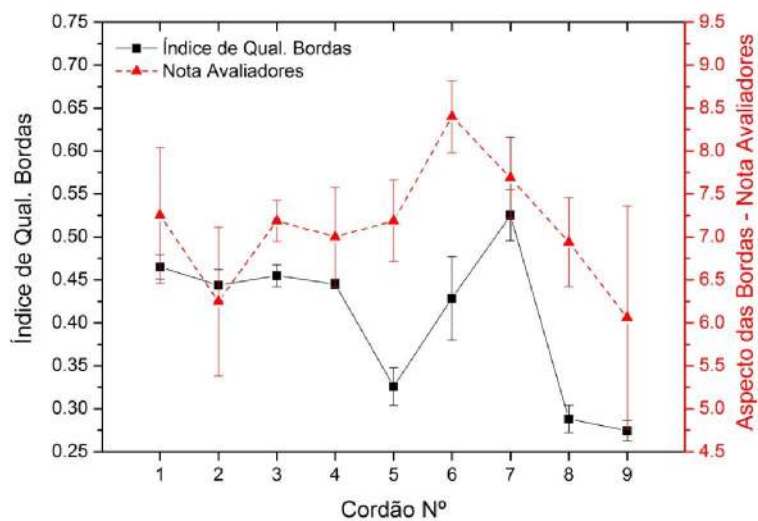


Figura 4.8 – Comportamento das curvas do índice de qualidade das bordas e as notas dos avaliadores para o aspecto das bordas dos cordões

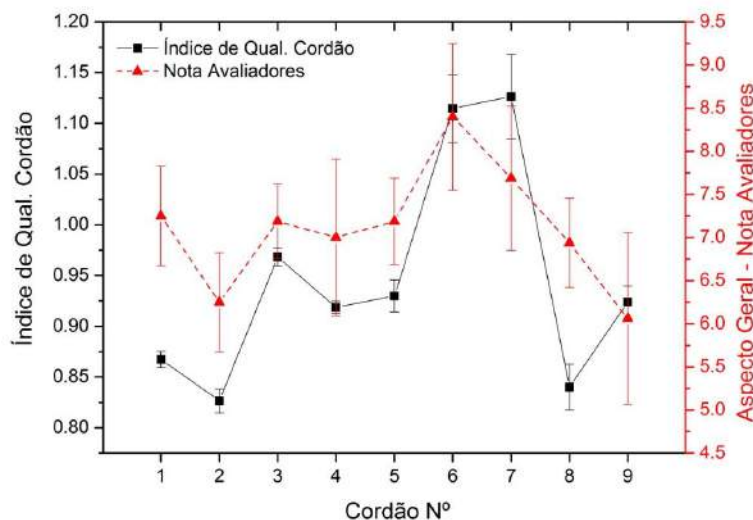


Figura 4.9 – Comportamento das curvas do índice de qualidade do cordão e as notas dos avaliadores para o aspecto geral do cordão dos cordões

4.4. Calibração da emissividade para os aços inoxidáveis austenítico e duplex

A emissividade (ϵ_{rad}) é a razão entre a emissão de uma superfície (W_{obj}) e a emissão de radiação de um corpo negro (W_{bb}), emissor perfeito, à mesma temperatura, que pode ser calculada através da Eq. 4.1.

$$\epsilon_{rad} = \frac{W_{obj}}{W_{bb}} \quad (4.1)$$

Para calibração da emissividade das chapas teste foram realizados testes de soldagem, de forma a adquirir a variação da temperatura durante a soldagem com termopar, juntamente, sendo feita a filmagem por infravermelho.

Depois de adquirida e filmada a temperatura realizou-se a análise através do software *Termocam Reseach 2.9*, o qual permite verificar a temperatura ao longo do tempo nos mesmos pontos onde foram fixados os termopares. Por fim, ajusta-se o valor da emissividade até que o ciclo térmico coincida com o ciclo térmico do termopar.

As soldagens foram executadas na bancada experimental do calorímetro e utilizadas chapas de aço inoxidável austenítico 304L e duplex 2205, de modo a manter todas as condições similares às realizadas nos testes finais, tais como: tamanho das chapas; acabamento das chapas;

e posição da termocâmara (com uma distância câmera- chapa de 300 mm). Como parâmetros de soldagem foram utilizados: tensão de soldagem de 18 V; velocidade de alimentação do arame de 2,8 m/min; e Ar+2%O₂ como gás de proteção.

As medidas de temperatura experimentais foram efetuadas por termopar do tipo K, pelo lado oposto da soldagem. Para aquisição do sinal do termopar foi utilizado uma placa de aquisição da *National Instruments*[®], modelo NI USB-9211, que apresenta uma taxa de aquisição de 3,0 Hz por canal. Após adquiridos os dados de temperaturas por termopar e pela câmera termográfica, estes foram analisados com auxílio do software da câmera (*Termocam Research 2.9*), sendo que um dos parâmetros de entrada é a emissividade.

Durante análise dos resultados verificou-se que as curvas de ciclo térmico fornecidas pela câmera térmica diferenciavam das curvas dos termopares. Observa-se na Fig. 4.10 que as curvas fornecidas pela câmera apresentam um resfriamento mais lento. Acredita-se que tal comportamento seja causado por interferência térmica do mecanismo utilizado para proteger a lente da câmera de respingos. Neste caso, a radiação proveniente da chapa reflete no mecanismo de proteção, gerando uma região mais aquecida, como é mostrado na Fig. 4.11.

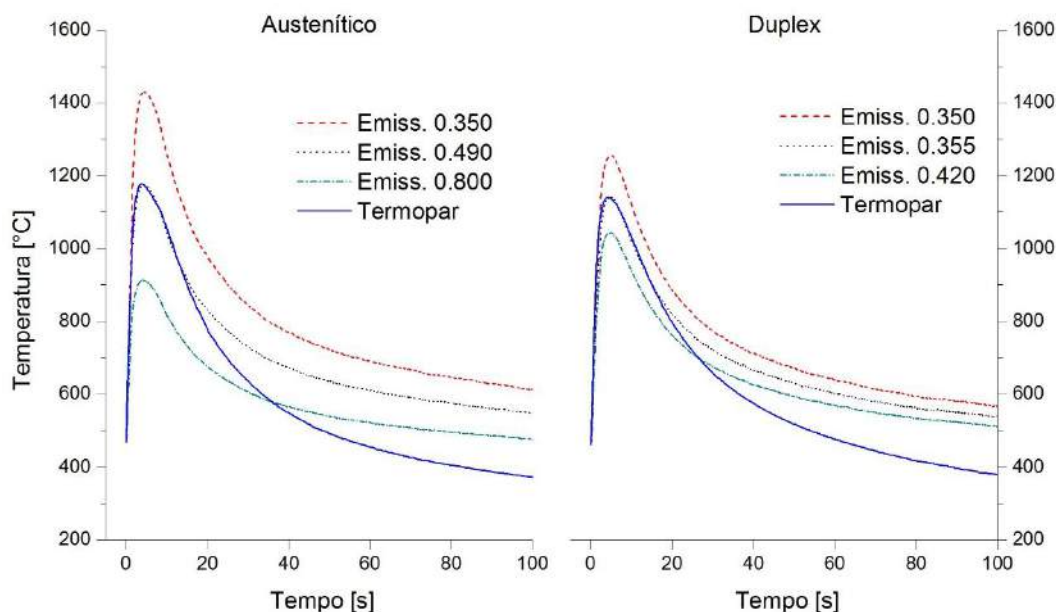


Figura 4.10 – Ciclo térmico obtido por meio do termopar e pela câmera térmica ajustando-se diferentes emissividades

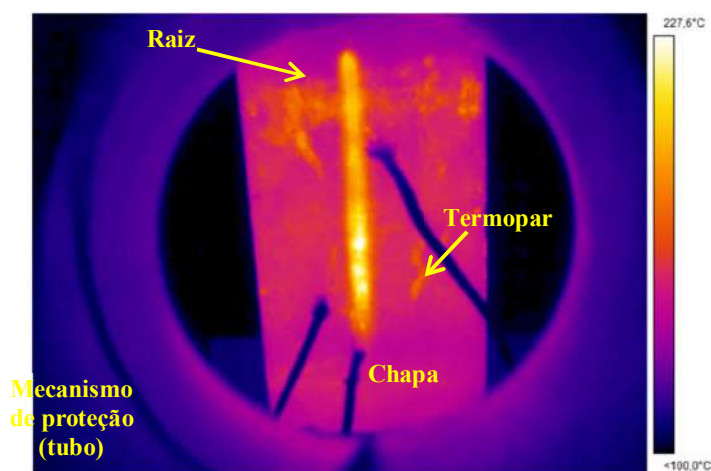


Figura 4.11 – Imagem da radiação da chapa refletindo no mecanismo de proteção da lente da câmera térmica

Assim, em virtude deste comportamento, foi possível realizar uma calibração adequada da emissividade para a fase de aquecimento da chapa e para a fase de resfriamento somente até temperaturas de aproximadamente 900 °C, pois, como mostrados nas Figs. 4.10, as curvas de ciclo térmico fornecidas pela câmera não mais coincidem com as curvas dos termopares para a fase de resfriamento abaixo de 900 °C.

Dentro desta faixa de validade (aquecimento mais resfriamento até 900 °C), o valor de emissividade encontrado para o aço inoxidável austenítico foi de 0,490 e de 0,355 para o inoxidável duplex. Destaca-se que estes valores devem ser utilizados para análises quantitativas dentro da faixa mencionada, mas as imagens obtidas podem ser utilizadas para análises comparativas (qualitativas) para todos os ensaios realizados.

4.5. Verificação da quantidade de material depositado para os ensaios em junta

Nesta etapa foram realizados testes em chapas chanfradas para a averiguação da quantidade de material necessária para preenchimento da junta. A princípio, a quantidade de material depositado foi definida por meio de cálculo da área da junta (esquematizada no Item 3.2.1), sendo estabelecida uma relação entre a velocidade de alimentação e a velocidade de soldagem (V_A/V_S) de aproximadamente 15,5.

Para tanto, foi realizado um teste utilizando a seguinte condição de soldagem: arame-eletrodo ER 2209, Ar+2%O₂ como gás de proteção; velocidade de alimentação de 3,8 m/min; velocidade de soldagem de 25 cm/min; tensão de soldagem de 19 V; e a DBCP de 16 mm, tal

como foi definido no Item 4.1.2. Nota-se na Fig. 4.10 que o cordão de solda apresentou uma quantidade de material superior à desejada para a configuração da junta, resultando num reforço da raiz excessivo, na ordem de 3,53 mm, excedendo a tolerância de 3,0 mm.

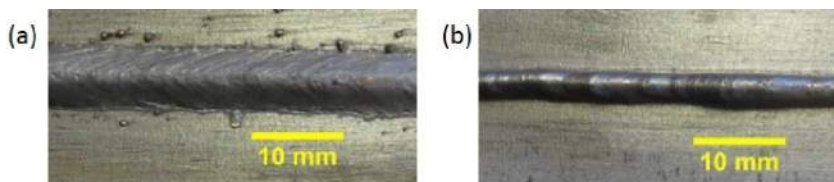


Figura 4.10 – (a) Superficial e (b) raiz do cordão. Condição de soldagem: ER 2209; Ar+2%O₂; V_A de 3,8 m/min; V_S de 25 cm/min; 19 V; e DBCP de 16 mm

Desta forma, foram realizados novos testes aumentando os valores de velocidade de soldagem em 20%, consequentemente, reduzindo a razão V_A/V_S também em 20%, tendo em vista que os respectivos valores de velocidade de alimentação foram mantidos. Assim sendo, a velocidade de soldagem, que antes era de 18 cm/min, passou a ser de 22 cm/min e a velocidade de soldagem, que antes era de 25 cm/min, passou a ser de 30 cm/min. Verifica-se nas Figs. 4.11 e 4.12, para os novos valores de velocidade de soldagem, que ambos os cordões apresentaram quantidade de material suficiente para o preenchimento da junta. Assim como, características geométricas aceitáveis, com os reforços da face e raiz na ordem de 1,89 e 2,05 mm, respectivamente.

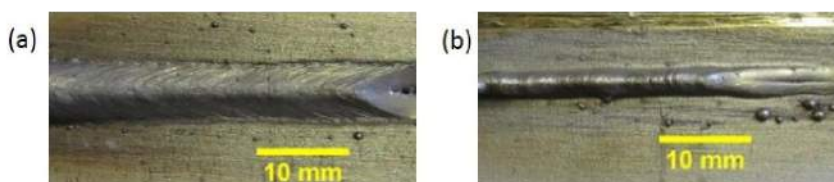


Figura 4.11 – (a) Superficial e (b) raiz do cordão. Condição de soldagem: ER 2209; Ar+2%O₂; V_A de 2,8 m/min; V_S de 22 cm/min; 19 V; e DBCP de 11 mm

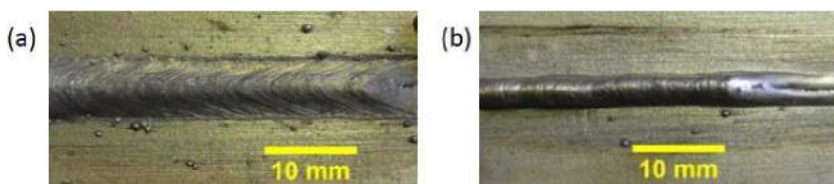


Figura 4.12 – (a) Superficial e (b) raiz do cordão. Condição de soldagem: ER 2209; Ar+2%O₂; V_A de 3,8 m/min; V_S de 30 cm/min; 19 V; e DBCP de 16 mm

Neste contexto, para os ensaios em junta será utilizada uma nova relação entre a velocidade de alimentação e a velocidade de soldagem (V_A/V_S) de aproximadamente 12,7.

CAPÍTULO V

RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1. Análise da regularidade da transferência metálica na soldagem de aços inoxidáveis austenítico e duplex com processo MIG/MAG curto-circuito convencional

Um conjunto de ensaios experimentais foi proposto para análise da regularidade de transferência metálica na soldagem de aços inoxidáveis austenítico e duplex com processos MIG/MAG curto-circuito convencional, utilizando o Critério de Estabilidade da Transferência por Curto-Circuito.

Deve ressaltar que, para a realização dos ensaios variou-se a tensão de soldagem de 14 a 22 V, em intervalos de 1,0 V, de forma a se obter diferentes comprimentos de arco. Além disto, optou-se por variar dois níveis de corrente de soldagem, 125 ± 5 A e 155 ± 5 A, regulados a partir das velocidades de alimentação do arame (V_A) de 2,8 e 3,8 m/min, refinadas pela distância bico de contato peça (DBCP), bem como dois tipos de gás de proteção ($Ar+2\%CO_2$ e $Ar+2\%O_2$). Os cordões de solda foram feitos em simples deposição sobre chapa de aços inoxidável austenítico (AISI 304L) e duplex (AISI 2205), com seus respectivos armes-eletrodos (ER308LSi e ER2209).

Após a realização do conjunto de experimentos, primeiramente, foram calculadas as frequências de corte (F_{corte}) para cada condição de soldagem especificada. Para tanto foi realizado o seguinte procedimento: identificação do valor máximo e mínimo de tensão que apresenta condição adequada de transferência por curto-circuito, através dos filmes de alta velocidade da transferência metálica (feitos por Perfilografia); medição do tamanho das gotas de transferência, instante antes de entrar em contato com a poça de fusão, utilizando o programa

GotaCurto; e finalmente foi efetuado o cálculo das frequências de corte (máxima e mínima), a partir da Eq. 2.4.

Para determinar o índice de regularidade (IV_{CC}), utilizou-se o programa “CURTO3” com tensão de curto de 5 V. Os sinais elétricos analisados (corrente e tensão de soldagem) foram divididos em partes iguais, com tempos de sete a oito segundos, sendo, inicialmente, descartado no mínimo dois segundos no início e no final, referentes a possíveis perturbações (Fig. 5.1). Posteriormente, foi feito o cálculo da média aritmética e do desvio padrão das medidas do IV_{CC} . Ao mesmo tempo foram determinadas as médias da corrente de soldagem (I_M), tensão de soldagem (U_M) e frequência de curto-circuito (F_{CC}).

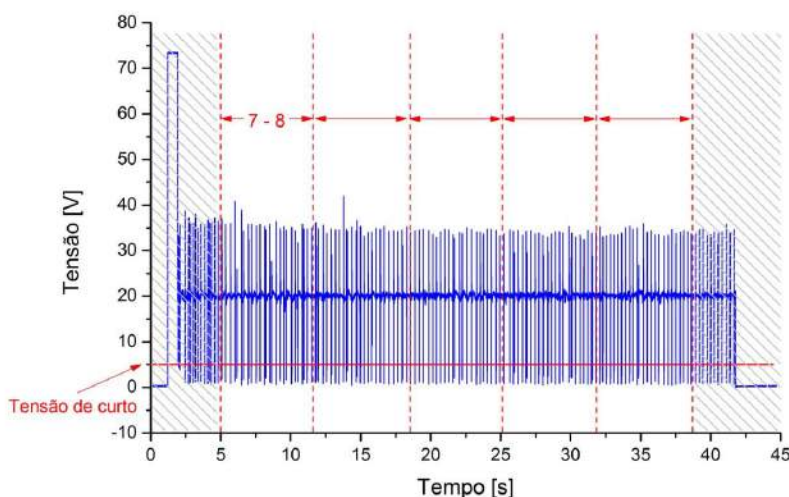


Figura 5.1 – Critério para determinação do índice de regularidade (IV_{CC})

Na sequência, foi calculado o rendimento de deposição (η_d) para os ensaios realizados, para efeito de comparação com os resultados obtidos com o índice de regularidade (IV_{CC}). Para encontrar o rendimento de deposição, utilizou-se das Eqs. 3.1, 3.2 e 3.3, baseadas no valor da massa da chapa antes e depois da realização do cordão de solda, tomando-se cuidado de remover escórias e respingos aderidos à mesma, cuja diferença de massa tem como resultado a massa real de material depositado (ou massa do cordão de solda).

Nas Tabs. 5.1 e 5.2 estão apresentados os parâmetros de regulados (corrente, tensão e gás de proteção), os valores médios de corrente e tensão monitorados, bem como os valores calculados do rendimento de deposição, índice de regularidade e frequência de curto-circuito, com seus respectivos desvios padrões.

Tabela 5.1 – Parâmetros monitorados de corrente (I_M) e tensão média (U_M) e valores calculados para IV_{CC} e seu desvio padrão (Desv. IV_{CC}), frequência de curto-circuito (F_{CC}) e seu desvio padrão (Desv. F_{CC}) e rendimento de deposição (η_d) para os ensaios com arame

308LSi

Parâmetros Regulados				Parâmetros Monitorados						
Ensaio	V_A [m/min]	Gás	U [V]	I_M [A]	U_M [V]	IV_{CC}	Desv. IV_{CC}	F_{CC}	Desv. F_{CC}	η_d [%]
1	2,8	Ar+2%CO ₂	14	123	13,8	0,7193	0,0149	37,04	0,8209	94.81
2			15	123	14,8	0,7569	0,0783	28,72	1,1364	98.66
3			16	127	15,5	0,8487	0,0534	25,50	0,9268	98.66
4			17	126	16,7	0,8480	0,0366	14,58	0,8793	98.40
5			18	123	17,6	0,9880	0,0520	10,67	0,4441	99.17
6			19	126	18,7	0,8299	0,1052	5,25	0,3949	99.03
7			20	124	19,8	0,8442	0,0825	4,09	0,1202	98.99
8			21	124	20,6	0,6030	0,1832	2,75	0,0924	98.70
9			22	125	21,6	0,7529	0,1528	2,13	0,1584	98.13
10		Ar+2%O ₂	14	120	13,3	0,4003	0,0509	45,56	0,4179	99.49
11			15	126	14,4	0,5783	0,0011	31,89	0,8404	98.19
12			16	128	15,4	1,0343	0,0515	26,13	0,5637	99.73
13			17	126	16,3	0,7789	0,0976	14,44	0,3443	97.73
14			18	125	17,3	0,7470	0,1020	10,71	0,2495	98.33
15			19	122	18,2	1,0709	0,0943	9,08	0,5162	98.13
16			20	122	19,4	0,4432	0,1133	3,63	0,0850	98.60
17			21	125	20,5	0,5320	0,0958	2,25	0,0924	97.85
18			22	122	21,3	0,5891	0,0910	1,89	0,0982	98.88
19	3,8	Ar+2%CO ₂	14	155	13,6	1,0770	0,0545	45,22	1,1089	98.71
20			15	155	14,8	0,6658	0,0990	40,94	1,3891	99.49
21			16	159	15,6	0,8574	0,0624	36,09	1,5344	97.48
22			17	157	16,7	1,0993	0,1353	30,50	0,2887	97.53
23			18	160	17,5	1,2295	0,0404	21,84	1,0408	98.57
24			19	159	18,4	1,1734	0,1372	14,17	0,7071	98.74
25			20	158	19,4	1,1227	0,0146	8,89	0,4179	99.07
26			21	157	20,6	1,1599	0,1117	5,25	0,3536	99.27
27			22	160	21,3	0,4284	0,1770	2,92	0,2887	99.74
28		Ar+2%O ₂	14	151	13,3	0,9334	0,0052	57,60	1,7660	98.22
29			15	157	14,3	1,0504	0,0426	53,32	0,9015	98.76
30			16	155	15,2	1,1488	0,0331	41,59	0,1202	97.22
31			17	155	16,2	1,1861	0,0100	34,78	0,8237	96.68
32			18	156	17,2	1,4774	0,0136	33,78	0,3868	98.10
33			19	155	18,2	1,4045	0,0313	20,61	0,3811	98.23
34			20	153	19,4	1,0224	0,1136	11,17	0,3350	98.35
35			21	152	20,3	1,4033	0,1760	6,67	1,1547	98.22
36			22	159	21,3	0,1628	0,1571	1,89	0,1905	98.67

Tabela 5.2 – Parâmetros monitorados de corrente (I_M) e tensão média (U_M) e valores calculados para IV_{CC} e seu desvio padrão (Desv. IV_{CC}), frequência de curto-circuito (F_{CC}) e

seu desvio padrão (Desv. F_{CC}) e rendimento de deposição (η_d) para os ensaios com arame

2209

Parâmetros Regulados				Parâmetros Monitorados						
Ensaio	V_A [m/min]	Gás	U [V]	I_M [A]	U_M [V]	IV_{CC}	Desv. IV_{CC}	F_{CC}	Desv. F_{CC}	η_d [%]
37	2,8	Ar+2%CO ₂	14	126	13,7	1,0443	0,0195	31,71	0,8740	99,45
38			15	124	14,7	0,8771	0,0608	38,00	0,7825	99,52
39			16	120	15,5	0,6426	0,0867	36,84	1,2381	99,57
40			17	130	16,6	0,6217	0,0703	38,17	1,3610	99,27
41			18	127	17,6	0,6110	0,0425	24,78	0,2542	98,91
42			19	123	18,7	0,7158	0,0496	13,50	1,5275	98,53
43			20	125	19,6	0,5223	0,0605	8,59	0,1202	97,47
44			21	126	20,7	0,2104	0,0474	4,46	0,1628	97,86
45			22	123	21,6	0,1864	0,0740	3,83	0,0000	98,55
46		Ar+2%O ₂	14	126	13,4	1,0727	0,0384	49,29	1,6280	99,37
47			15	121	14,5	0,7531	0,0298	49,67	0,9405	98,89
48			16	123	15,3	0,6784	0,0846	51,45	0,9459	99,59
49			17	126	16,4	0,5358	0,0128	38,34	0,7638	99,13
50			18	124	17,4	0,8089	0,0174	28,09	0,4989	98,99
51			19	122	18,3	0,8841	0,1446	19,05	1,7957	98,13
52			20	124	19,4	0,6372	0,0214	7,83	0,5000	95,33
53			21	122	20,4	0,2868	0,1766	4,17	0,1650	97,55
54			22	127	21,4	0,5559	0,1816	3,54	0,4200	97,07
55	3,8	Ar+2%CO ₂	14	155	13,6	1,4436	0,0281	42,06	1,2941	98,48
56			15	155	14,8	1,0381	0,0185	48,42	0,1202	99,22
57			16	151	15,6	0,8818	0,0340	46,39	1,0861	99,47
58			17	154	16,6	0,9657	0,0506	50,50	0,4667	99,16
59			18	157	17,5	0,9409	0,0313	39,28	1,0722	98,82
60			19	158	18,6	1,2283	0,0359	37,28	0,9584	98,22
61			20	156	19,7	1,2415	0,0371	24,05	1,0722	97,61
62			21	159	20,8	0,8598	0,0169	12,39	0,3811	97,39
63			22	157	21,6	0,7237	0,1201	9,11	0,8214	96,74
64		Ar+2%O ₂	14	153	14,3	1,4920	0,0692	43,42	2,5278	98,15
65			15	153	15,2	1,0093	0,0218	55,96	1,8165	98,19
66			16	156	16,2	0,8241	0,0076	63,88	6,9760	98,57
67			17	154	17,2	0,9428	0,0510	57,95	3,5748	98,19
68			18	152	18,3	1,0173	0,0266	51,71	1,1086	97,04
69			19	152	18,3	1,1970	0,0380	45,79	1,5407	97,30
70			20	153	19,2	1,2302	0,0547	37,67	1,9169	97,91
71			21	156	20,3	1,2602	0,0592	20,17	2,5927	97,48
72			22	157	21,2	1,3409	0,1232	10,17	1,8208	97,67

5.1.1. Determinação da frequência de corte

Deve-se destacar que a frequência de corte (F_{corte}) tenta correlacionar o tamanho da gota com as frequências de curtos-circuitos para delimitar uma condição adequada para transferência

por curto-circuito. Neste caso para cada condição de soldagem adotada, isto é, para cada tipo de arame-eletrodo, gás de proteção e velocidade de alimentação, existe um tamanho de gota máximo, ao ultrapassar este valor o processo de soldagem pode estar operando num modo de transferência combinado. Assim, inicialmente, procurou-se identificar os valores máximos de tensão que proporcionam somente transferência por curto-circuito, para cada uma das condições adotadas.

A Fig. 5.2 traz um exemplo de oscilogramas de corrente e tensão de soldagem em função do comportamento da gota para os níveis máximos de tensão que apresentam transferência por curto-circuito. Em geral, o nível máximo de tensão que apresenta somente transferência por curto-circuito foi de 19 V, nota-se nesta figura que não há indícios de qualquer outro tipo de transferência metálica, apenas por curto-circuito. Para valores maiores, se observa a presença de modos combinados de transferência metálica. Já no exemplo apresentado na Fig. 5.3 é possível observar o modo de transferência combinada para valor de tensão de 20 V.

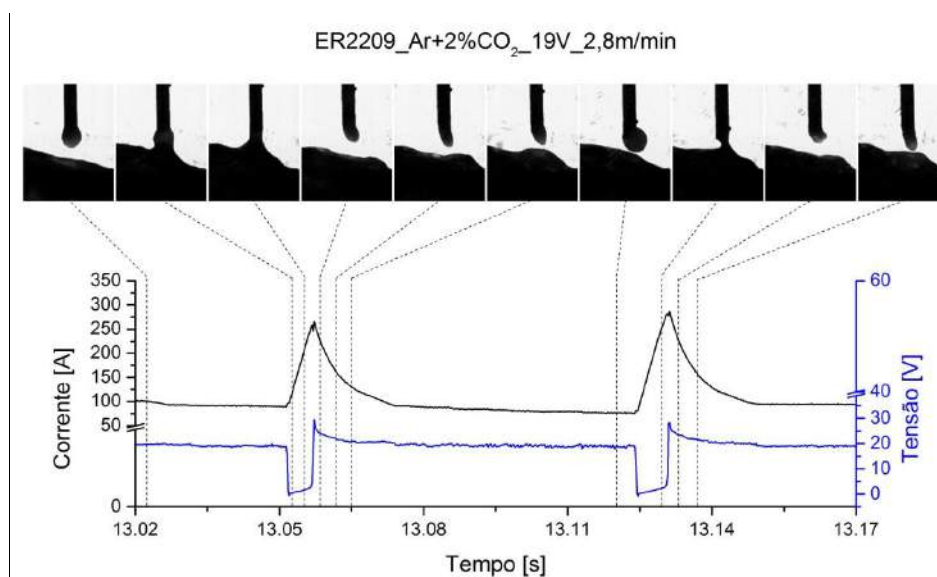


Figura 5.2 – Transferência metálica sincronizada com os sinais elétricos de corrente e tensão de soldagem – arame-eletrodo ER2209, 2,8 m/min, Ar+2%CO₂ e 19 V

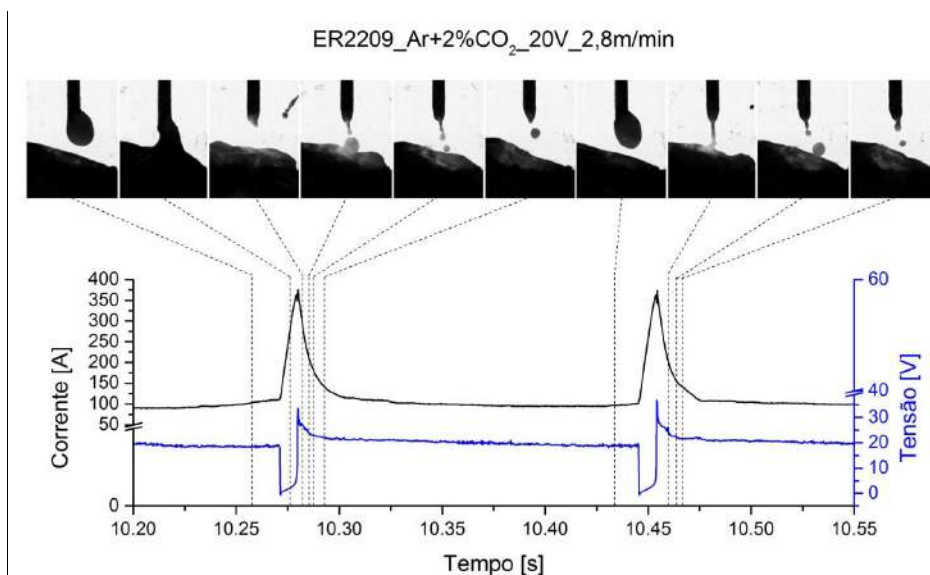


Figura 5.3 – Transferência metálica sincronizada com os sinais elétricos de corrente e tensão de soldagem – arame-eletrodo ER2209, 2,8 m/min, Ar+2%CO₂ e 20 V

Em seguida, procurou-se identificar os valores mínimos de tensão que proporcionassem uma condição adequada de transferência por curto-circuito, para cada uma das condições de soldagem. Uma vez que com arco muito curto (baixa tensão), a gota em transferência cresce pouco até encostar-se à poça, proporcionando curtos longos, neste caso não há massa fluida suficiente de gota para ser sugada pela poça (SCOTTI; PONOMAREV, 2008). Além disto, a transferência de gotas pequenas pode proporcionar grande quantidade de curto-circuito do tipo prematuro. De acordo com Souza *et al.* (2011), para a soldagem de aço carbono, trata-se de curtos-circuitos com duração menor do que 2,0 ms.

Desta forma, a identificação dos valores mínimos de tensão foi realizada através da análise de imagens das transferências metálicas e da distribuição da quantidade de curtos em função dos tempos de curto-circuito ao longo de todo oscilograma de corrente e tensão de soldagem. Em geral, verificou-se que para valores de tensão de 14 V não houve condições adequadas de transferência por curto-circuito. No exemplo mostrado na Fig. 5.4, nota-se que a maior proximidade do eletrodo com a poça de fusão, favorece a transferência de gotas muito pequenas, ou seja, a transferência de uma porção muito pequena de metal fundido, assim como o enterramento do eletrodo na poça, agravado pelas oscilações da mesma. Este comportamento foi mais evidente para os ensaios com aço inoxidável duplex.

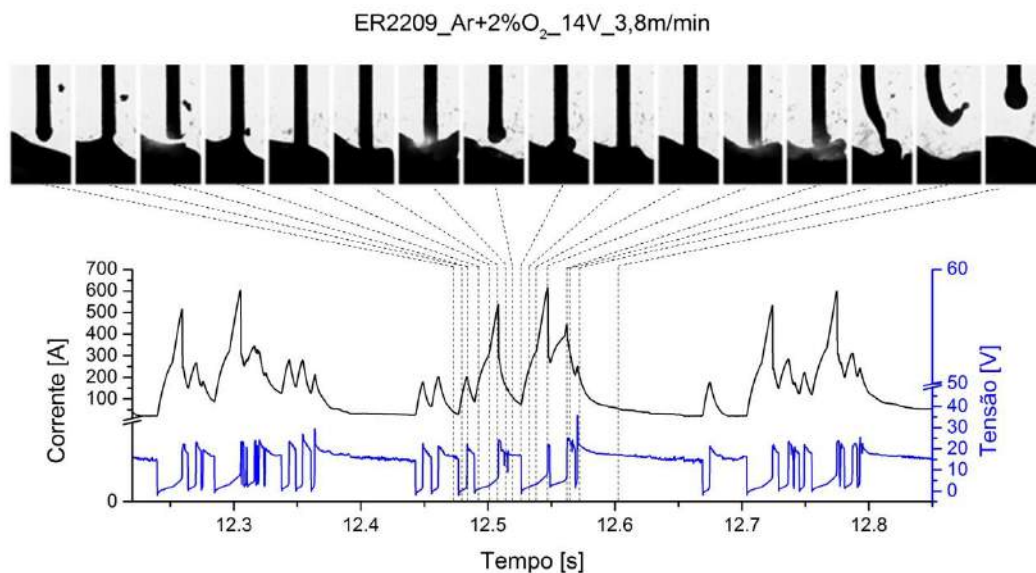


Figura 5.4 – Transferência metálica sincronizada com os sinais elétricos de corrente e tensão de soldagem – arame-eletrodo ER2209, 3,8 m/min, Ar+2%O₂ e 14 V

Com relação aos curtos-circuitos prematuros, inicialmente observou-se que para as condições de soldagem adotadas, este tipo de curto-circuito pode ocorrer para tempos abaixo de 0,002 s a 0,004 s. Ademais, verificou-se que a quantidade deste tipo de curto diminui com o aumento da tensão de regulagem. Contudo, em geral, as condições de soldagens adotadas apresentaram uma quantidade muito baixa de curtos-circuitos prematuros, como se observa no histograma da Fig. 5.5. Condição esta que apresentou maior quantidade destes curtos, não ultrapassando 6,0 % do número total de curtos.

A partir da identificação de níveis máximos e mínimo de tensão com condição adequada de transferência curto-circuito, foi realizada a medição do tamanho médio das gotas (d_g) para cada uma destas condições e posteriormente, utilizando a Eq. 2.4, o cálculo das frequências de corte máxima e mínima ($F_{\text{corte_máx}}$ e $F_{\text{corte_mín}}$), mostrados na Tab. 5.3.

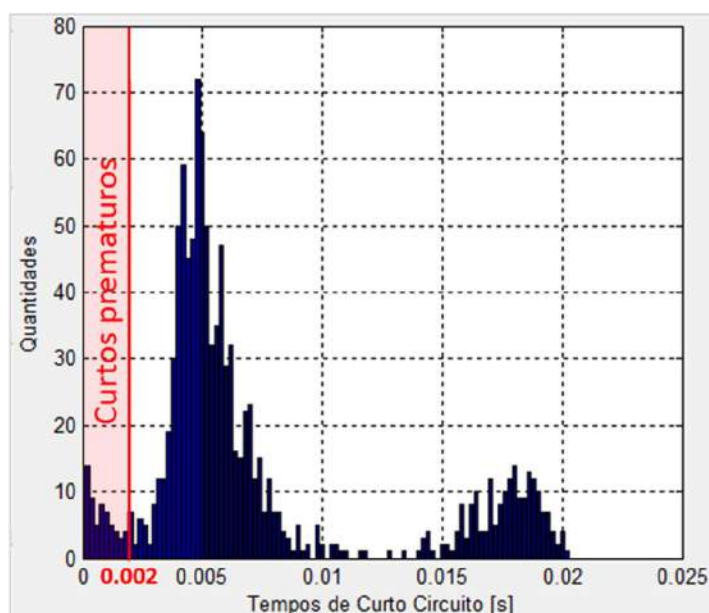


Figura 5.5 – Histograma da distribuição da quantidade de curtos em função dos tempos de curto-circuito para eletrodo ER2209, 3,8 m/min, Ar+2%CO₂ e 14 V

Tabela 5.3 – Diâmetro médio das gotas e as frequências de corte mínima e máxima

Frequência de corte mínima						
Ensaio	Arame	Gás	U [V]	V _A [m/min]	d _g [mm]	F _{corte} [Hz]
6	ER308LSi	Ar+2%CO ₂	19	2.8	2.240	8.97
15		Ar+2%O ₂	19	2.8	2.220	9.21
24		Ar+2%CO ₂	19	3.8	2.200	12.85
33		Ar+2%O ₂	19	3.8	1.890	20.26
42	ER2209	Ar+2%CO ₂	19	2.8	2.025	12.14
51		Ar+2%O ₂	19	2.8	1.710	20.16
60		Ar+2%CO ₂	19	3.8	1.590	34.03
69		Ar+2%O ₂	19	3.8	1.451	44.78
Frequência de corte máxima						
Ensaio	Arame	Gás	U [V]	V _A [m/min]	d _g [mm]	F _{corte} [Hz]
2	ER308LSi	Ar+2%CO ₂	15	2.8	1.513	29.10
11		Ar+2%O ₂	15	2.8	1.460	32.39
20		Ar+2%CO ₂	15	3.8	1.456	44.32
29		Ar+2%O ₂	15	3.8	1.380	52.05
38	ER2209	Ar+2%CO ₂	15	2.8	1.365	39.63
47		Ar+2%O ₂	15	2.8	1.256	50.87
56		Ar+2%CO ₂	15	3.8	1.398	50.07
65		Ar+2%O ₂	15	3.8	1.345	56.22

5.1.2. Avaliação de parâmetros da transferência por curto-circuito

Para uma melhor compreensão do comportamento das curvas de frequência de curto-circuito, foi realizada a medida do diâmetro médio das gotas e do comprimento de arco para todas as condições de soldagem, bem como foram determinados os parâmetros da transferência por curto-circuito (tempo de arco aberto, tempo de curto circuito e corrente de pico). Para determinar o comprimento de arco utilizou-se o critério proposto por Costa (2003), onde: para as condições com gotas menores ou iguais a 1,2 vezes o diâmetro do eletrodo (d), o arco deve ser medido a partir de uma distância igual a 0,5 vezes o diâmetro do eletrodo acima da base da gota (Fig. 5.6.a); e para gotas com tamanho maior do que 1,2 vezes o diâmetro do eletrodo (d) o comprimento do arco deve ser medido a partir de uma distância igual a 0,25 vezes o diâmetro do eletrodo acima da base da gota (Fig. 5.6.b). Para tal e levando-se em consideração as variações sofridas pelo arco após sua reabertura e a redução do seu comprimento durante a formação da gota até esta tocar a poça de fusão, a medida do arco foi realizada (através da imagem da transferência metálica com auxílio do programa *ImageJ*) no ponto inicial da região de nível constante de tensão, conforme mostrado na Fig. 5.7. Assim sendo, o comprimento final do arco (L_{arco}) foi definido pela média aritmética das medidas realizadas no intervalo contendo cinquenta curtos.

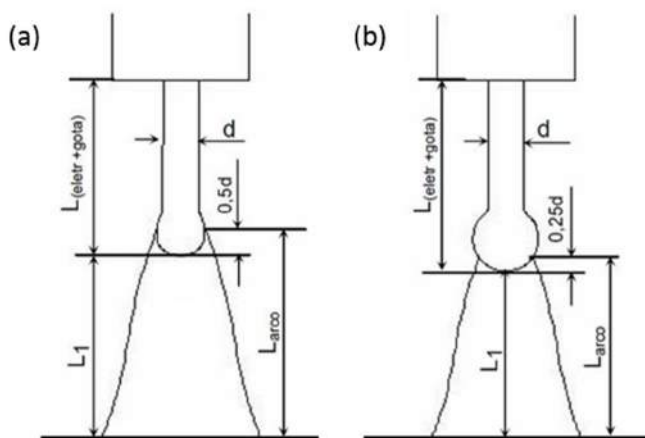


Figura 5.6 – Critério para medição do comprimento do arco: (a) para gotas com tamanho menor ou igual a 1,2 vezes o diâmetro do arame-eletrodo e (b) maiores do que 1,2 (modificado de Costa, 2003)

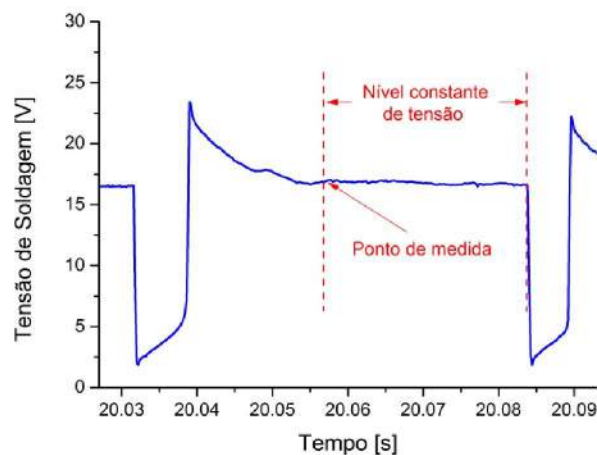


Figura 5.7 – Critério para definição do ponto de medida do comprimento do arco (L_{arco})

Nas Figs. 5.8 e 5.9 são mostradas as curvas de frequência de curto-circuito (F_{cc}) para os aços inoxidáveis austenítico e duplex, respectivamente. Já a Fig. 5.10 traz o tamanho de gota (d_g) e o comprimento de arco (L_{arco}) em função da tensão regulada, para os ensaios realizados com velocidade de alimentação de 2,8 m/min e 3,8 m/min.

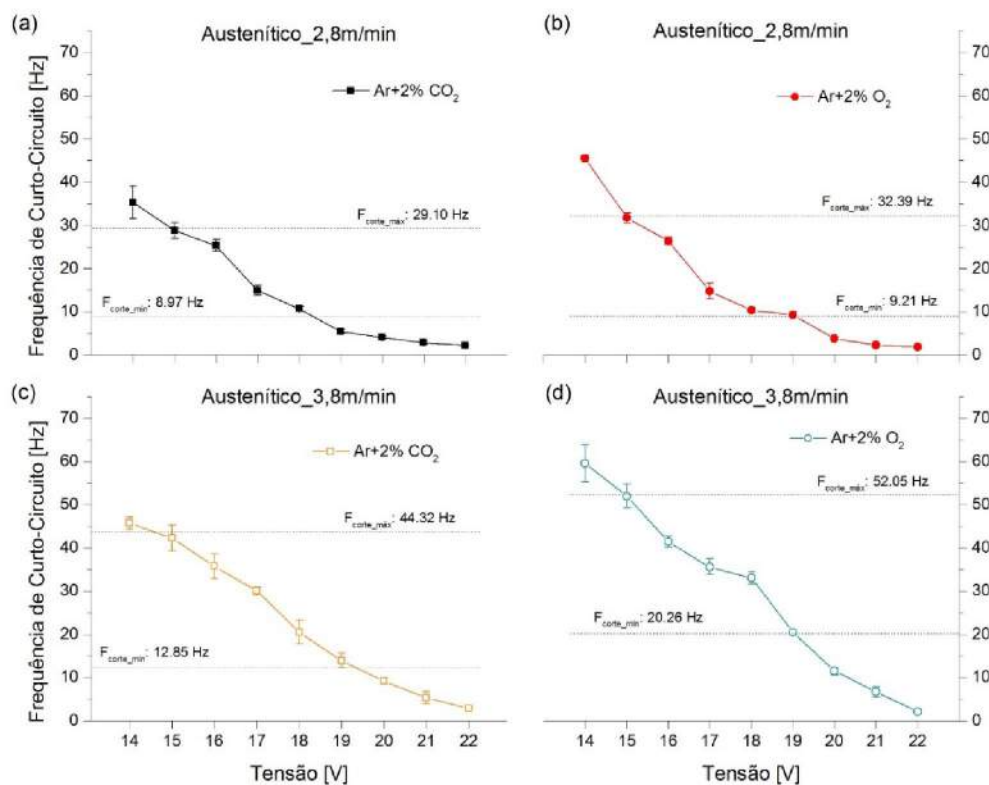


Figura 5.8 – Frequência de curto-circuito para o aço austenítico: (a) Ar+2%CO₂ e 2,8 m/min; (b) Ar+2%O₂ e 2,8 m/min; (c) Ar+2%CO₂ e 3,8 m/min; (d) Ar+2%O₂ e 3,8 m/min

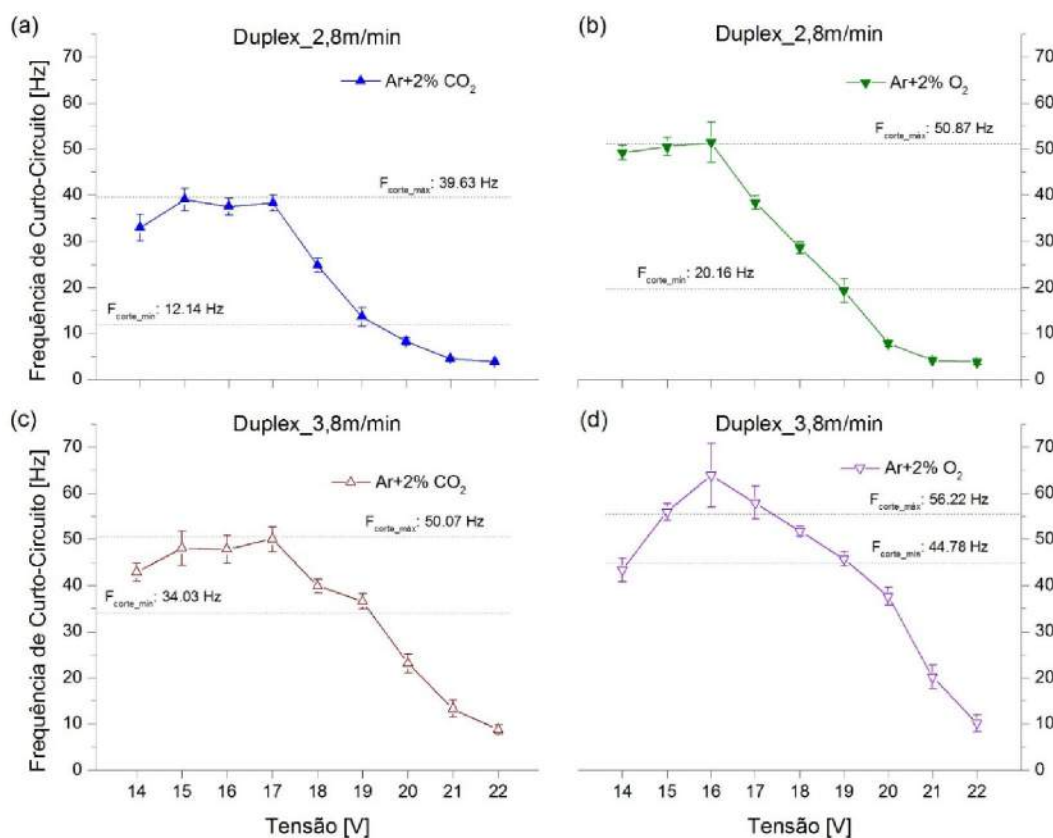


Figura 5.9 – Frequência de curto-circuito para o aço duplex: (a) Ar+2%CO₂ e 2,8 m/min; (b) Ar+2%O₂ e 2,8 m/min; (c) Ar+2%CO₂ e 3,8 m/min; (d) Ar+2%O₂ e 3,8 m/min

Observa-se nas Figs. 5.8, 5.9 e 5.10 que a frequência de curto-circuito diminui com o aumento da tensão, sendo inverso ao diâmetro médio da gota e ao comprimento do arco, ou seja, tanto o diâmetro das gotas, quanto o comprimento do arco aumentam com a tensão, onde pode ser visto na Fig. 5.10. Neste contexto, altos níveis de tensões de soldagem podem proporcionar transferências de gotas muito grandes, reduzindo demasiadamente a frequência de curto-circuito, podendo perder suas características de transferência por curto-circuito. Assim, como mencionado anteriormente, esta situação é facilmente identificada através da frequência de corte mínima (F_{corte_min}). Em geral, os ensaios realizados com tensão superior a 20 V apresentaram transferência metálica com características combinadas, dos tipos curto-circuito/globular e curto-circuito/goticular, como pode ser observado no exemplo apresentado na Fig. 5.3.

Ainda nas Figs. 5.8, 5.9 e 5.10, verifica-se que para o aço duplex os valores da frequência de curto-circuito tendem a ser maiores, quando comparado ao aço austenítico,

consequentemente o diâmetro médio das gotas tende a ser menor. Este aumento da frequência de curto-circuito também é observado para os ensaios com velocidade de alimentação de 3,8 m/min protegidos com Ar+2%O₂. Segundo Jönsson et al (1995), a adição de oxigênio ao argônio, em quantidades de 1 a 5% de volume, promove a redução do tamanho da gota, pela redução da tensão superficial no contato gota/eletrodo, e aumenta sua taxa de transferência, assim aumentando a frequência de curto-circuito. Ao passo que, para os ensaios realizados com velocidade de alimentação de 2,8 m/min a frequência de curto-circuito apresentou valores mais próximos para ambos os arames.

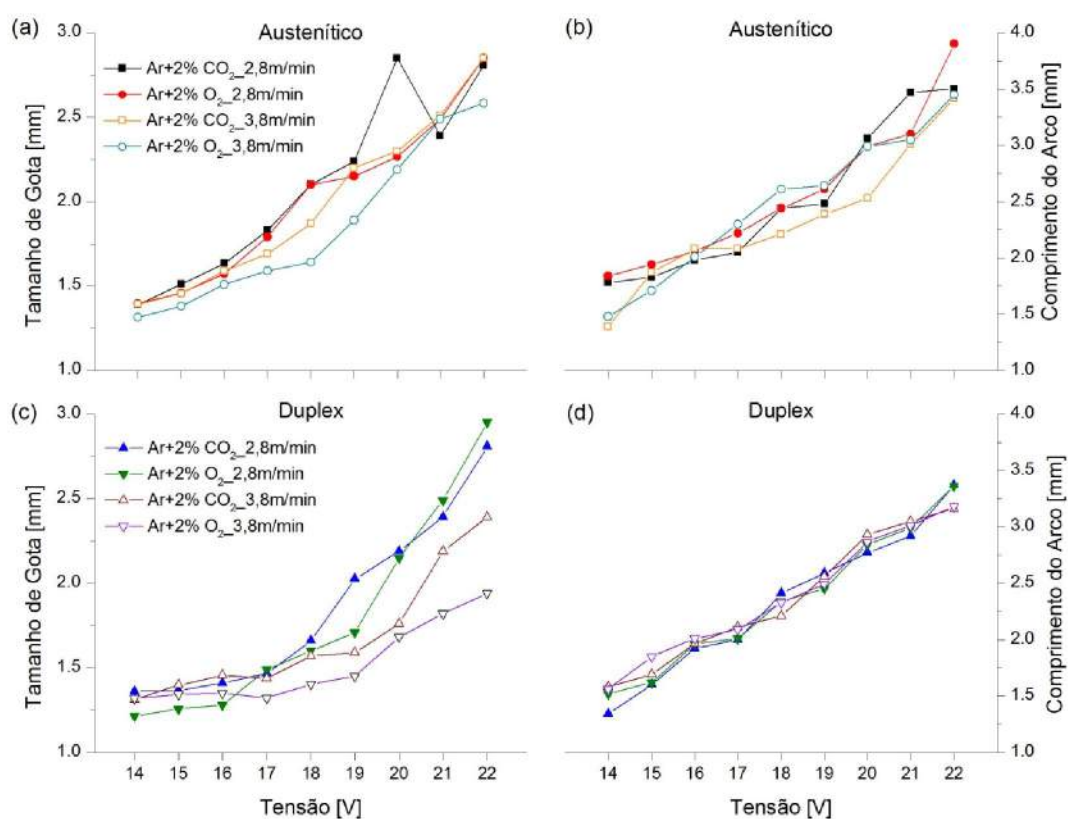


Figura 5.10 – Tamanho de gota e comprimento de arco: (a) autenítico, Ar+2%CO₂ e 2,8 m/min; (b) austenítico, Ar+2%O₂ e 2,8 m/min; (c) duplex, Ar+2%CO₂ e 3,8 m/min; (d) duplex, Ar+2%O₂ e 3,8 m/min

Em relação ao comportamento das curvas de frequência de curto-circuito, diâmetro da gota e comprimento do arco, esperava-se uma correlação maior com as curvas dos parâmetros da transferência por curto-circuito, tempos de arco aberto e curto-circuito e corrente de pico (Figs. 5.11 e 5.12), pois, como destaca Silva (2005), o volume da gota (diâmetro da gota) tem grande parcela na responsabilidade pelo seu tempo de destacamento, tempos de arco aberto e

curto-circuito. Já a corrente de pico está relacionada com a altura em que o eletrodo inicia seu período de arco aberto, ou seja, com o comprimento do arco após o curto-circuito. Sendo a corrente de pico diretamente relacionada à regulação da tensão de soldagem.

Semelhantermente ao esperado, nota-se na Fig. 5.11 que para os ensaios com aço austenítico, menores valores de tensões tenderam a níveis baixos de correntes de pico, com arco mais curto, o que implicou num menor tempo para a formação da gota (menor tempo de arco aberto). Com o acréscimo da tensão, eleva-se a corrente de pico, resultando em um aumento da velocidade de fusão do arame-eletrodo, consequentemente, o aumento na altura em que o eletrodo inicia seu período de arco aberto (arcos mais longos), permitindo que a gota tivesse mais tempo para crescer, prolongando o tempo de arco aberto. Porém, não se observou grandes alterações nos tempos de curto-circuito.

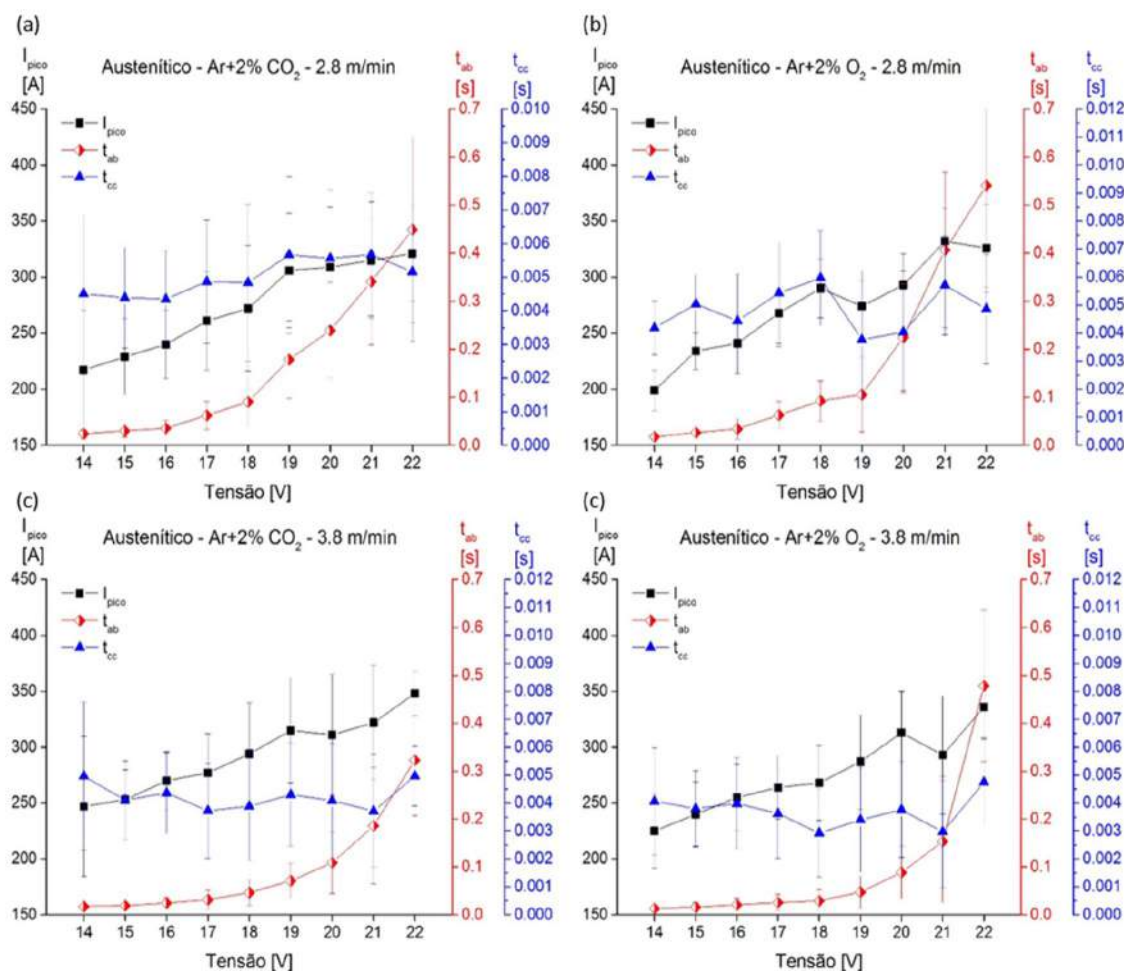


Figura 5.11 – Corrente de pico (I_{pico}), tempo de arco aberto (t_{ab}) e tempo de curto-circuito (t_{cc}) para o aço inoxidável austenítico: (a) Ar+2%CO₂ e 2,8 m/min; (b) Ar+2%O₂ e 2,8 m/min; (c) Ar+2%CO₂ e 3,8 m/min; (d) Ar+2%O₂ e 3,8 m/min

Já para os ensaios com aço duplex, nota-se na Fig. 5.12 que houve uma tendência das curvas de média das correntes de pico e dos tempos de curto-circuito, bem como dos valores de tempos de arco aberto (melhor observado na Tab. II.1 do Apêndice II), em aumentar para valores de tensão inferiores a 16 V. Pode-se correlacionar este comportamento destes parâmetros da transferência por curto-circuito ao comportamento das curvas de frequência de curto-circuito, mostradas na Fig. 5.9, onde tal comportamento se justifica pelas condições inadequadas de transferência para baixas tensões de soldagem, conforme já mencionado. Neste caso, se favorece a transferência de gotas muito pequenas e o enterramento do eletrodo na poça de fusão (Fig. 5.4), sendo mais evidentes nos ensaios com aço duplex. Já para um aumento da tensão de regulagem, os parâmetros apresentam características similares às mostradas nos resultados com o aço austenítico.

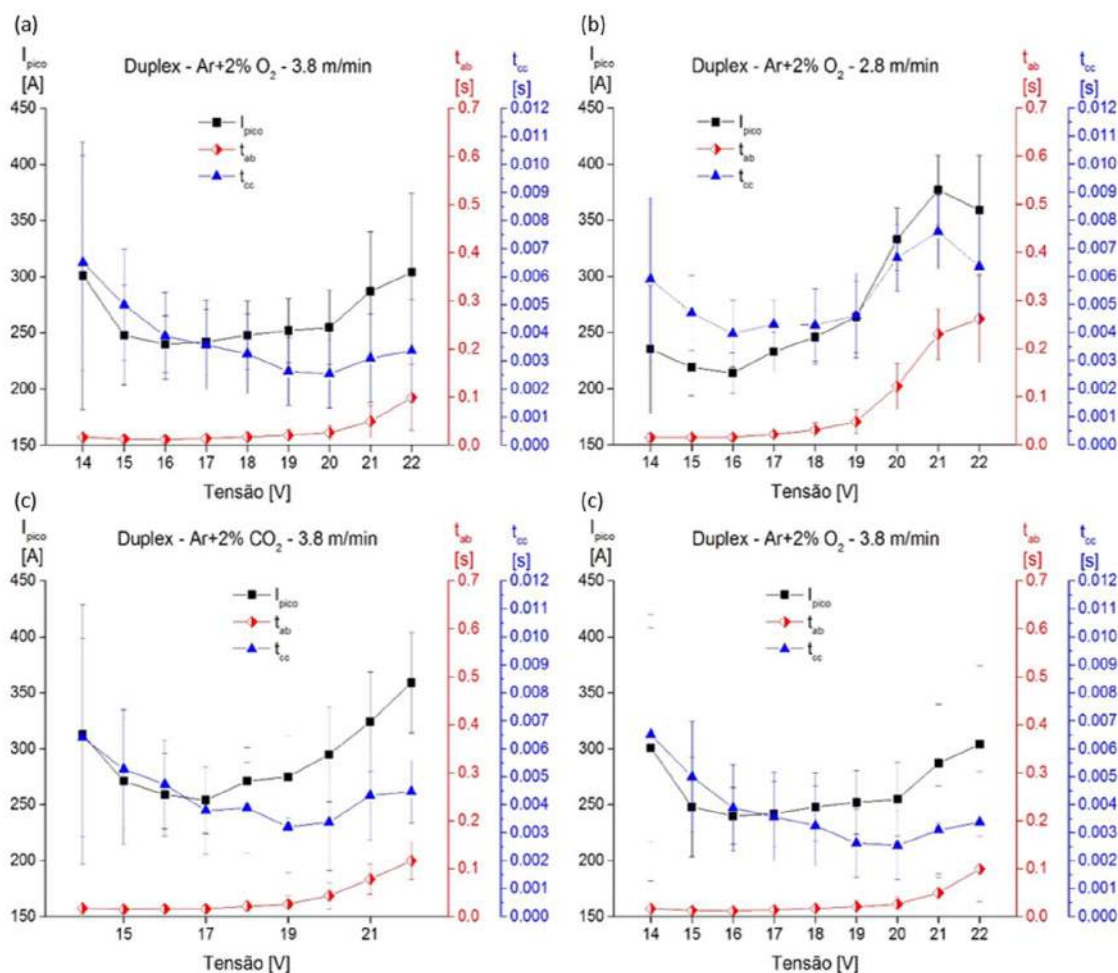


Figura 5.12 – Corrente de pico (I_{pico}), tempo de arco aberto (t_{ab}) e tempo de curto-circuito (t_{cc}) para o aço inoxidável duplex: (a) Ar+2%CO₂ e 2,8 m/min; (b) Ar+2%O₂ e 2,8 m/min; (c) Ar+2%CO₂ e 3,8 m/min; (d) Ar+2%O₂ e 3,8 m/min

5.1.3. Análise do índice de regularidade

Com relação ao índice de regularidade (IV_{CC}), deve-se ressaltar que seu cálculo é baseado nos tempos de curto-circuito e de arco aberto, juntamente com os seus respectivos desvios padrão. De modo que, quanto menor a variação dos tempos tanto de arco aberto como de curto-circuito, mais regular é a transferência metálica, representada pelo menor valor do IV_{CC} . Souza (2010), utilizando processo MIG/MAG com transferência por curto-circuito para soldagem de aço carbono, observou que a curva do índice de regularidade (IV_{CC}) em função da tensão de soldagem, possui uma característica de diminuir e depois novamente aumentar seu valor com o aumento da tensão de soldagem. Ao comparar o índice de regularidade (IV_{CC}) com o rendimento de deposição, Rezende *et al.* (2010) observaram que há um ponto de máximo para o rendimento coincidente com o de mínimo para o IV_{CC} , no que seria o melhor ponto de regularidade.

Neste contexto, seria esperado que as curvas do índice de regularidade (IV_{CC}) apresentassem comportamentos semelhantes aos resultados da literatura na soldagem de aço carbono, bem como a correlação com as curvas de rendimento de deposição. No entanto, para os ensaios com aço austenítico em algumas das condições de soldagem os resultados encontrados apresentaram comportamento diferente, como pode ser observado nas Figs. 5.13, 5.14, 5.15 e 5.16. Verifica-se ainda que algumas destas condições não apresentaram uma relação clara entre as curvas do índice de regularidade e do rendimento de deposição, assim sendo, inviabilizando determinar com melhor precisão quais os níveis de tensão promoveriam a melhor regularidade de transferência. Neste caso, considera-se que aço inoxidável austenítico possui uma faixa de regulagem (excluindo-se os valores de tensão que levam a frequência de transferência limitada pelas frequências de corte), que leva a condições de soldagem relativamente próximas, com bom rendimentos de deposição. Esta consideração seria um indicativo da boa soldabilidade que o aço inoxidável possui, representada pela robustez de ajuste paramétrico dentro da faixa mencionada.

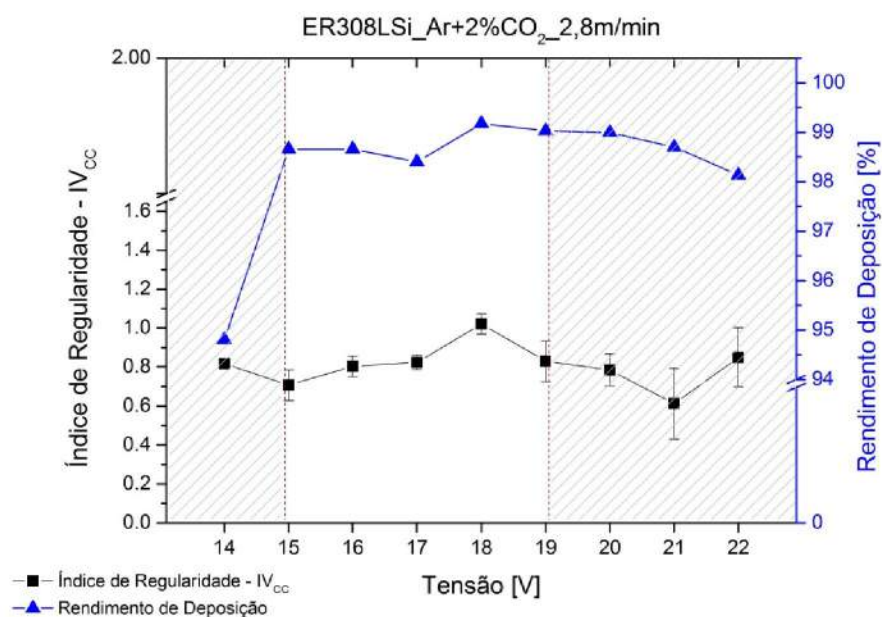


Figura 5.13 – Índice de regularidade (IV_{cc}) e rendimento de deposição em função da tensão de soldagem para arame-eletrodo ER308LSi, Ar+2%CO₂ e 2,8 m/min

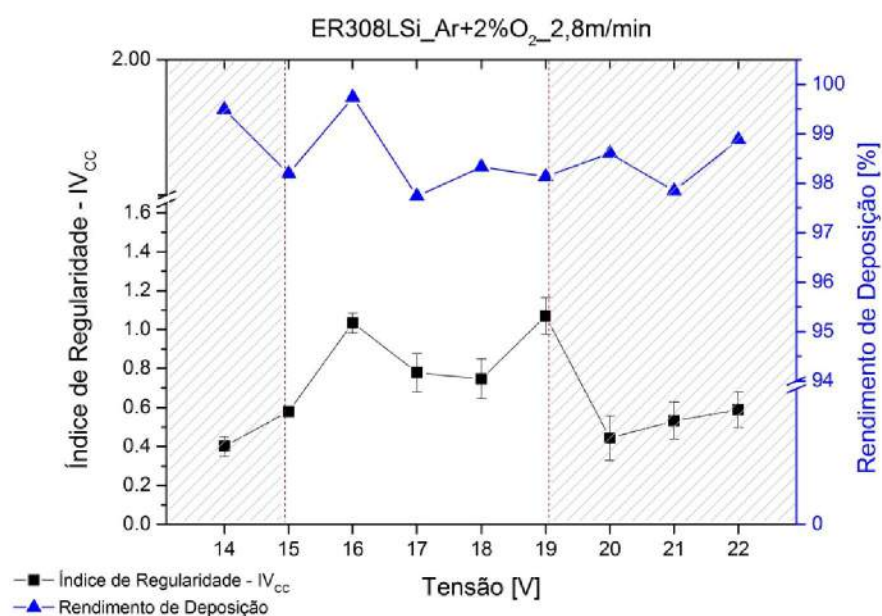


Figura 5.14 – Índice de regularidade (IV_{cc}) e rendimento de deposição em função da tensão de soldagem para arame-eletrodo ER308LSi, Ar+2%O₂ e 2,8 m/min

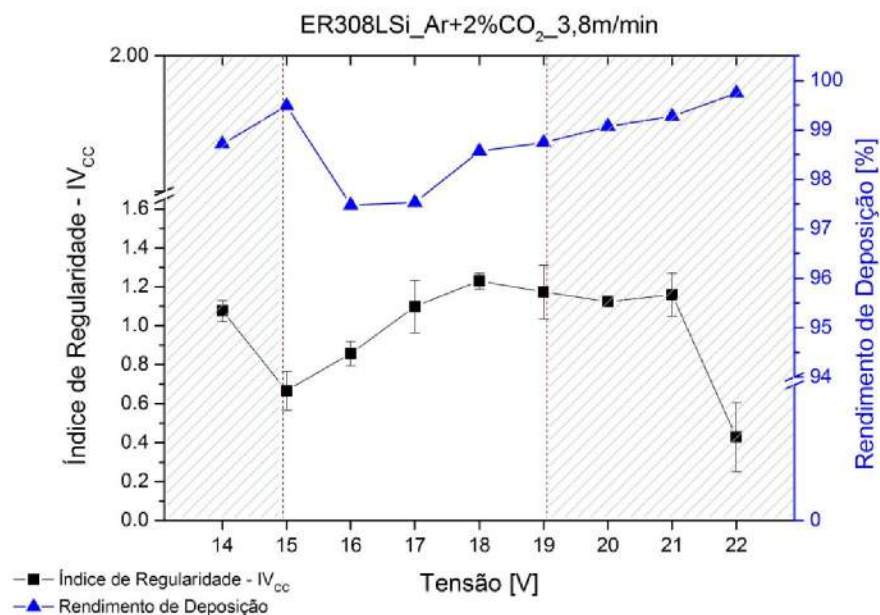


Figura 5.15 – Índice de regularidade (IV_{cc}) e rendimento de deposição em função da tensão de soldagem para arame-eletrodo ER308LSi, Ar+2%CO₂ e 3,8 m/min

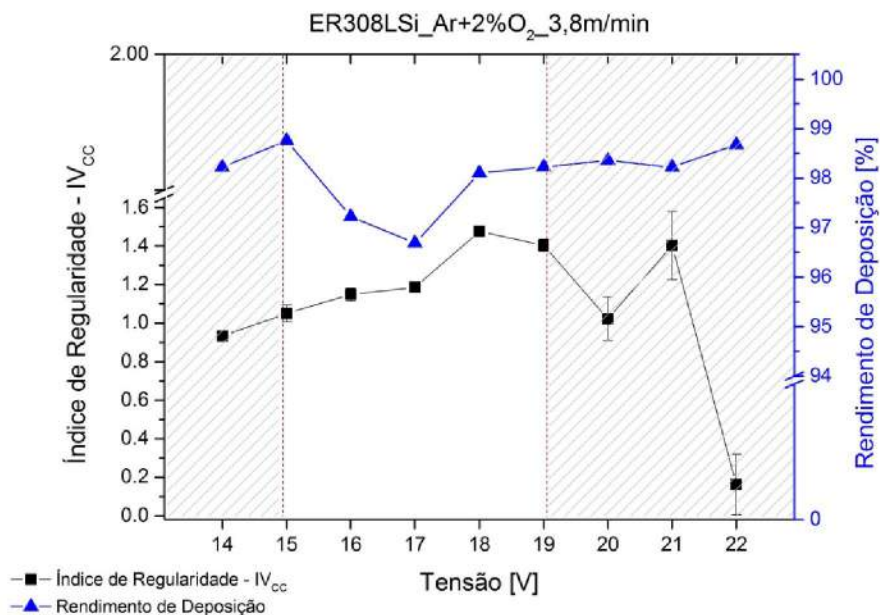


Figura 5.16 – Índice de regularidade (IV_{cc}) e rendimento de deposição em função da tensão de soldagem para arame-eletrodo ER308LSi, Ar+2%O₂ e 3,8 m/min

Diferentemente dos resultados encontrados com arame austenítico, nos ensaios com aço inoxidável duplex, observa-se facilmente nas Figs. 5.17, 5.18, 5.19 e 5.20 um comportamento similar aos resultados dos trabalhos já mencionados. Percebe-se que, dentro de uma condição adequada de transferência por curto-circuito, limitado pelas frequências de corte mínima e máxima (linhas tracejadas), os índices de regularidades (IV_{CC}) possuem comportamento parabólico apresentando um ponto de mínimo, indicativo de níveis de tensão em que o processo opera com melhor regularidade de transferência. Assim como fica evidente sua correlação com as curvas de rendimento de deposição. Neste caso, a curva do rendimento de deposição apresenta um comportamento de “imagem em espelho”, isto é, à medida que diminui o índice de regularidade aumenta o rendimento de deposição. Nota-se ainda, um ponto de máximo rendimento de deposição coincidente aos níveis de tensão em que o processo opera com melhor regularidade de transferência.

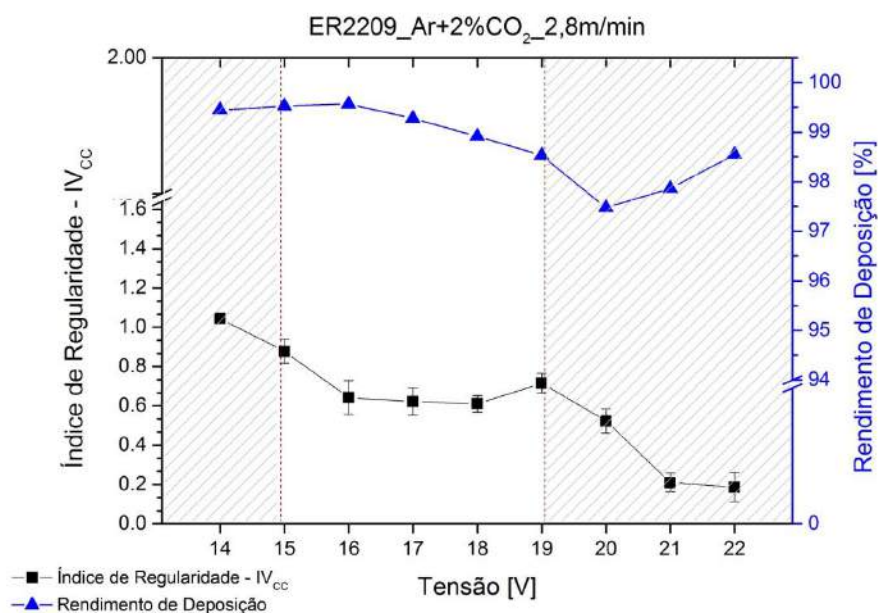


Figura 5.17 – Índice de regularidade (IV_{CC}) e rendimento de deposição em função da tensão de soldagem para arame-eletrodo ER2209, Ar+2%CO₂ e 2,8 m/min

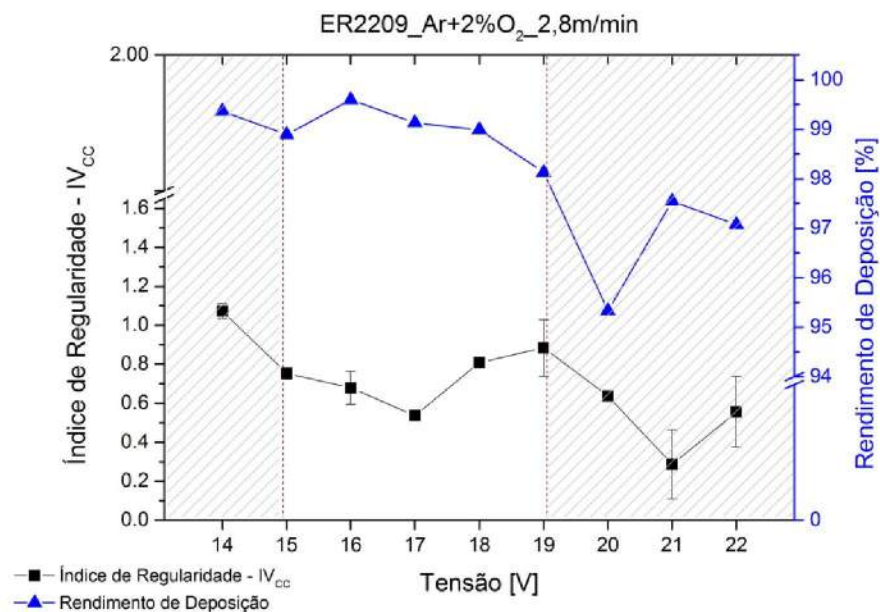


Figura 5.18 – Índice de regularidade (IV_{cc}) e rendimento de deposição em função da tensão de soldagem para arame-eletrodo ER2209, Ar+2%O₂ e 2,8 m/min

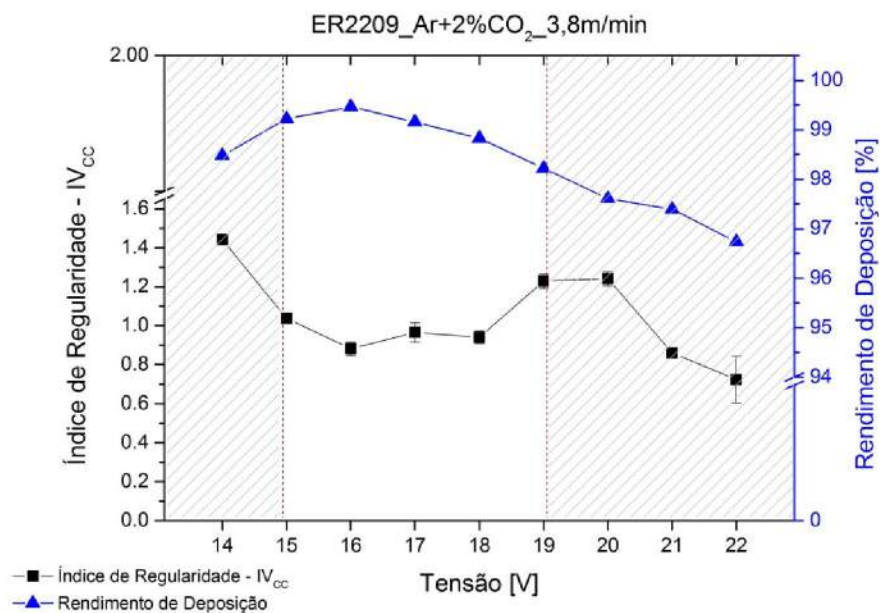


Figura 5.19 – Índice de regularidade (IV_{cc}) e rendimento de deposição em função da tensão de soldagem para arame-eletrodo ER2209, Ar+2%CO₂ e 3,8 m/min

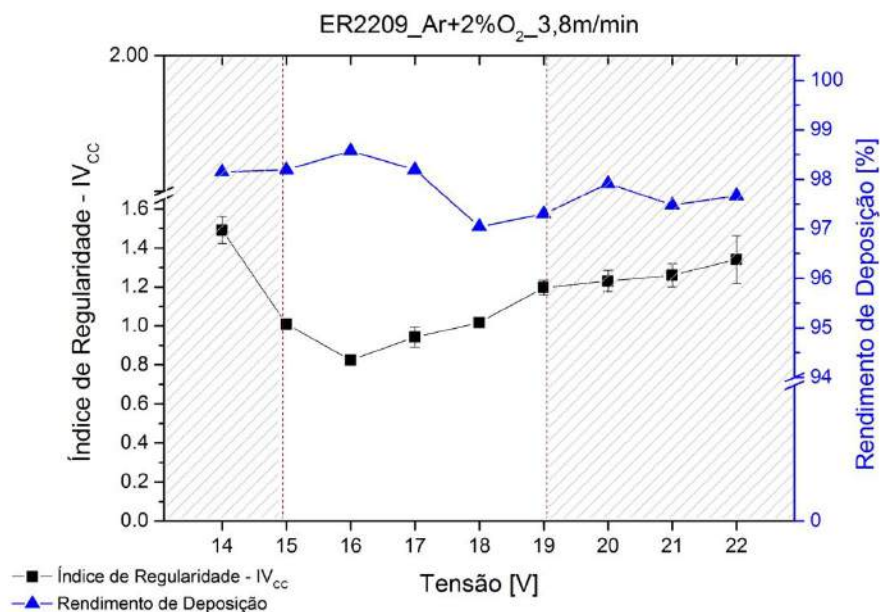


Figura 5.20 – Índice de regularidade (IV_{cc}) e rendimento de deposição em função da tensão de soldagem para arame-eletrodo ER2209, Ar+2%O₂ e 3,8 m/min

Tendo em vista a dissimilaridade dos resultados obtidos com o aço austenítico em relação aos resultados encontrados na literatura, optou-se por realizar uma análise da regularidade a partir de duas outras abordagens: Na primeira foram analisados, separadamente, os coeficientes de variação do tempo de arco aberto ($\sigma_{t_{ab}}/t_{ab}$) e do tempo de curto-circuito ($\sigma_{t_{cc}}/t_{cc}$). Nos exemplos da Fig. 5.21, nota-se que os valores do índice baseado no coeficiente de variação do tempo de curto-circuito apresentam uma leve tendência à maior regularidade, com menores valores do $IV_{CC_{tcc}}$. Entretanto, as curvas dos coeficientes de variação dos tempos de arco aberto e de curto-circuito apresentaram comportamentos muito similares às curvas do índice de regularidade (IV_{CC}).

Na segunda abordagem, propõe-se aperfeiçoar o IV_{CC} , adicionando o coeficiente de variação da corrente de pico. Ao adicionar este coeficiente, acredita-se ser possível obter respostas mais representativas das condições de instabilidade atribuídas à reabertura do arco após o destacamento da gota. Tal como, às variações ocorridas no comprimento do arco. Assim, o índice de regularidade proposto ($IV_{CC+I_{pico}}$) pode ser definido pela soma dos coeficientes de variação do tempo de arco aberto ($\sigma_{t_{ab}}/t_{ab}$), do tempo de curto-circuito ($\sigma_{t_{cc}}/t_{cc}$) e da corrente de pico ($\sigma_{I_{pico}}/I_{pico}$). Na Fig. 5.22 são mostrados dois exemplos dos resultados obtidos com o

$IV_{CC+Ipico}$. Comparando os resultados obtidos com o $IV_{CC+Ipico}$ com os resultados obtidos com o IV_{CC} , nota-se que a tendência das curvas ficou bastante coerente. Naturalmente, quanto à posição, as curvas obtidas com $IV_{CC+Ipico}$ são deslocadas para cima, por se tratar da soma do coeficiente de variação da corrente de pico ao IV_{CC} .

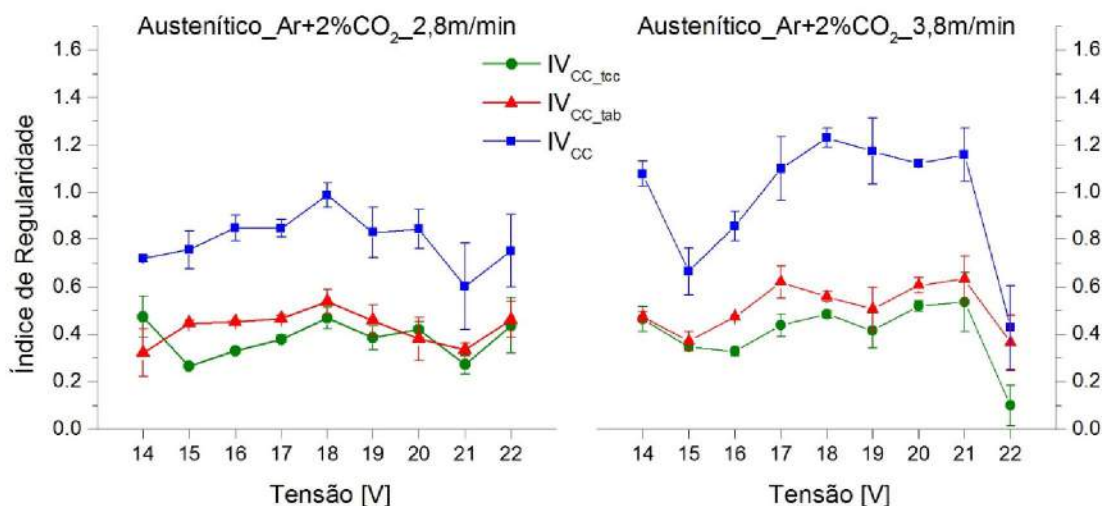


Figura 5.21 – Comparação do índice de regularidade (IV_{CC}) com os coeficientes de variação do tempo de curto-circuito (IV_{CC_tcc}) e do tempo de arco aberto (IV_{CC_tab}) em função da tensão de soldagem, para os ensaios com aço austenítico, Ar+2%CO₂ e 3,8 m/min

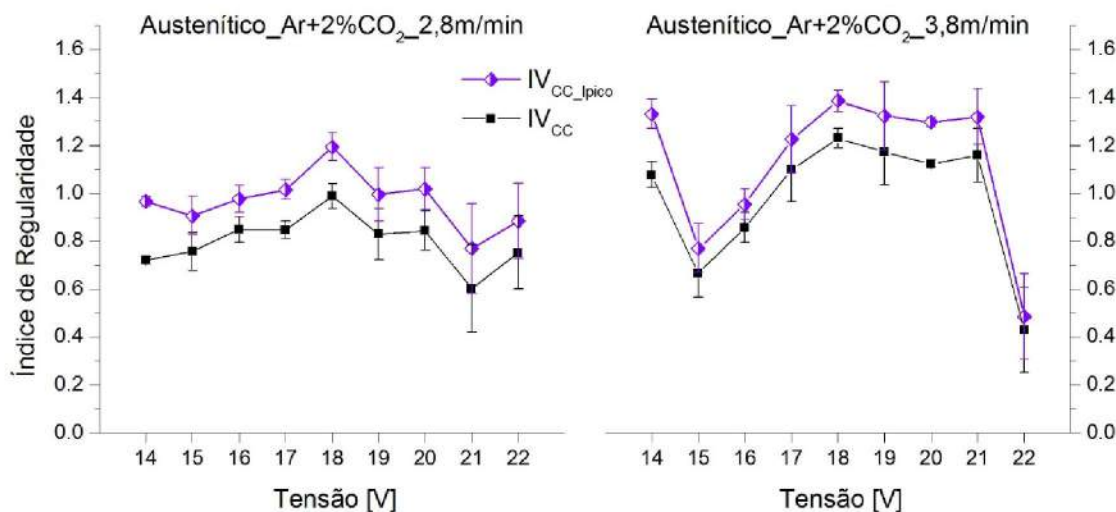


Figura 5.22 – Comparação do IV_{CC} com $IV_{CC+Ipico}$ em função da tensão de soldagem, para os ensaios com o aço austenítico, Ar+2%CO₂ e 3,8 m/min

Em relação aos resultados obtidos com as abordagens propostas, tanto a separação dos coeficientes de variação dos tempos de arco aberto e de curto-circuito, quanto a adição do coeficiente de variação da corrente de pico não apresentaram resultados diferentes dos encontrados com o índice de regularidade (IV_{CC}).

Em função destes resultados, acredita-se que as condições de soldagem adotadas neste trabalho estejam numa faixa de trabalho com boa regularidade de transferência, bem representada pela alta eficiência de deposição obtida durante os ensaios. Assim sendo, torna-se difícil avaliar de forma precisa as influências dos parâmetros de transferência de curto-circuito (tempos de arco aberto e de curto-circuito e corrente de pico). Neste contexto, sugere-se como trabalho futuro, expandir os parâmetros de soldagem até uma condição de transferência por curto-circuito extrema (curto-circuito forçado), pois assim, entende-se ser possível avaliar de uma maneira mais consistente a influência dos parâmetros na regularidade da transferência por curto-circuito.

Embora os resultados com $IV_{CC+I_{pico}}$ tenham se mostrado aceitáveis, no que se refere aos ensaios a serem realizados em junta, optou-se por manter o índice de regularidade baseado apenas nos tempos de arco aberto e de curto-circuito (IV_{CC}), para a avaliação da regularidade.

5.1.4. Influência dos fatores sobre a frequência de curto-circuito, índice de regularidade e rendimento de deposição

Na Tab. 5.4 são apresentados os níveis de significância (p) obtidos pela análise de variância global dos fatores (velocidade de alimentação " V_A " e gás de proteção "Gás") para os ensaios realizados com aços inoxidáveis austenítico e duplex.

Tabela 5.4 – Níveis de significância " p " da frequência de curto-circuito (F_{CC}), índice de regularidade (IV_{CC}) e rendimento de deposição (η_d) para os aços inoxidáveis austenítico e duplex

Fatores	Austenítico			Duplex		
	F_{CC}	IV_{CC}	η_d	F_{CC}	IV_{CC}	η_d
Intercept	0.000017	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
V_A	0.022757	0.013730	0.525319	0.014770	0.000001	0.991183
Gás	0.164224	0.805193	0.209203	0.109994	0.010523	0.761404
V_A *Gás	0.608733	0.530443	0.288600	0.109994	0.138403	0.336544

Observa-se na Tab. 5.4 que apenas a velocidade de alimentação apresentou efeito significativo na frequência de curto-circuito, onde a frequência de curto-circuito aumenta com a velocidade de alimentação (Fig. 5.23), devido ao maior volume de metal fundido, conseqüentemente, proporcionando a transferência de gotas menores. Nota-se ainda uma tendência de maior frequência de curto-circuito para o aço inoxidável duplex em comparação com o austenítico, comportamento similar apresentado pela troca de gás de proteção. Este último, mesmo não apresentando efeito significativo, mostrou uma tendência a aumentar a frequência de curto-circuito utilizando Ar+2%O₂. No trabalho de Ferreira Filho *et al.* (2007) também é apresentado que a mistura Ar+2%O₂ levou a maiores frequências de curto-circuito para soldagem de aço inoxidável ferrítico, mas que esta tendência não se mantém para maiores teores de mistura.

Com relação ao efeito destes fatores no índice de regularidade (IV_{CC}), os resultados apresentaram efeitos significativos da velocidade de alimentação para ambos os aços (austenítico e duplex), enquanto que o gás de proteção apresentou efeito significativo apenas para o aço inoxidável duplex (Tab. 5.4). Nota-se na Fig. 5.24 que a regularidade da transferência metálica é melhor para velocidade de alimentação de 2,8 m/min, com menores índices de regularidade.

Para o gás de proteção, nota-se que para o duplex a mistura gasosa de Ar+2%CO₂ foi a que apresentou melhor regularidade. Segundo Hilton e Norrish (1988) e Costa (2006), em geral a adição de oxigênio e/ou dióxido de carbono em argônio melhora a estabilidade do arco, pois promovem constantemente a reconstituição da camada de óxido, facilitando assim a emissão de elétrons, diminuem a tensão superficial, facilitando a transferência metálica. Contudo, com um percentual menor do que o dióxido de carbono, o oxigênio melhora a estabilidade da raiz do arco (SCOTTI; PONOMAREV, 2008). Assim, seria esperada uma maior regularidade para a mistura a base de oxigênio. Por outro lado, houve uma maior frequência de curto-circuito para a mistura Ar+2%O₂. Neste caso, acredita-se que o efeito da maior frequência de curto-circuito (semelhante ao efeito da maior velocidade de alimentação) tenha prevalecido sobre o efeito da alteração da tensão superficial.

Costa (2006), em seu trabalho, verificou que para a soldagem de aço inoxidável austenítico com processo MIG/MAG por curto-circuito a instabilidade da transferência (observada nos oscilogramas de corrente e tensão) está associada com o potencial de oxidação. Sendo que, durante o período de instabilidade ocorre uma intensa agitação da poça de fusão,

como movimentação aleatória e rápida sobre a mesma, favorecida pela redução no comprimento do arco e do teor de oxigênio na atmosfera protetora.

Ainda na Fig. 5.24, nota-se uma tendência de melhor regularidade da transferência metálica para o arame duplex, para a velocidade de alimentação de 2,8 m/min e para proteção gasosa com Ar+2%CO₂.

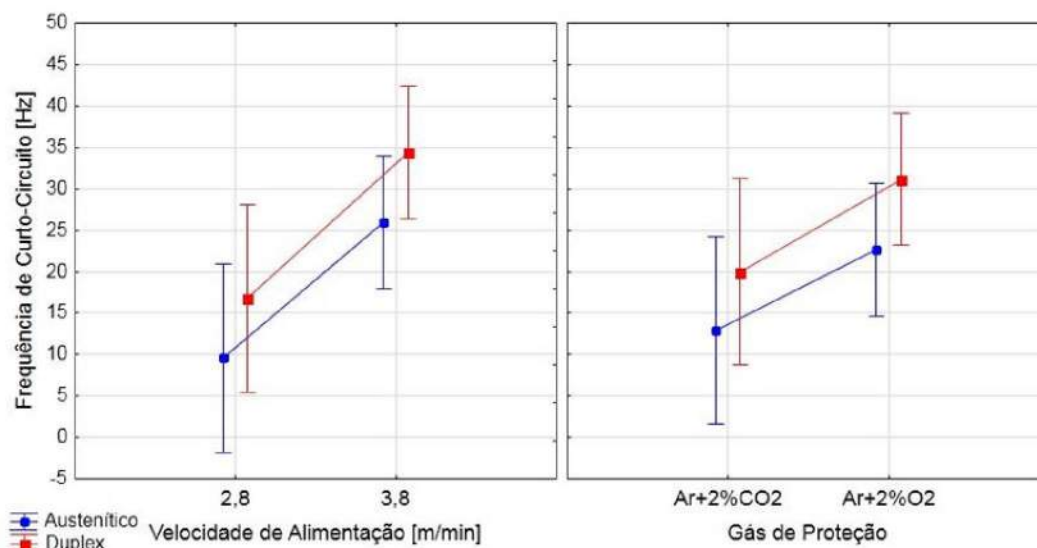


Figura 5.23 – Efeito da velocidade de alimentação e do gás de proteção no comportamento da frequência de curto-circuito

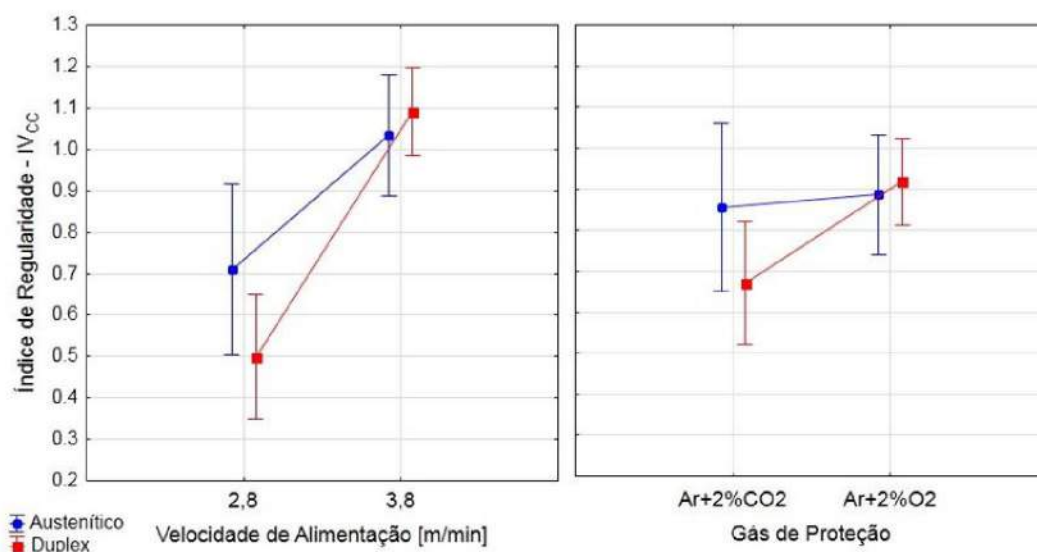


Figura 5.24 – Efeito da velocidade de alimentação e do gás de proteção no comportamento do índice de regularidade (IV_{cc})

Já com relação aos efeitos dos fatores no rendimento de deposição, verifica-se na Tab. 5.4 que tanto a velocidade de alimentação quanto o gás de proteção não apresentaram efeito significativo. Contudo, observa-se na Fig. 5.25 uma tendência de maior rendimento de deposição para o aço inoxidável austenítico em comparação ao duplex tanto em função da velocidade de alimentação quanto do gás de proteção. Esta característica corrobora com a afirmação feita no 2º parágrafo logo no início do Item 5.1.3, onde se considerou que aço inoxidável austenítico possui uma maior faixa de regulação, que leva a condições de soldagem relativamente próximas, com rendimentos de deposição adequados, o que indicaria a melhor soldabilidade sobre o duplex.

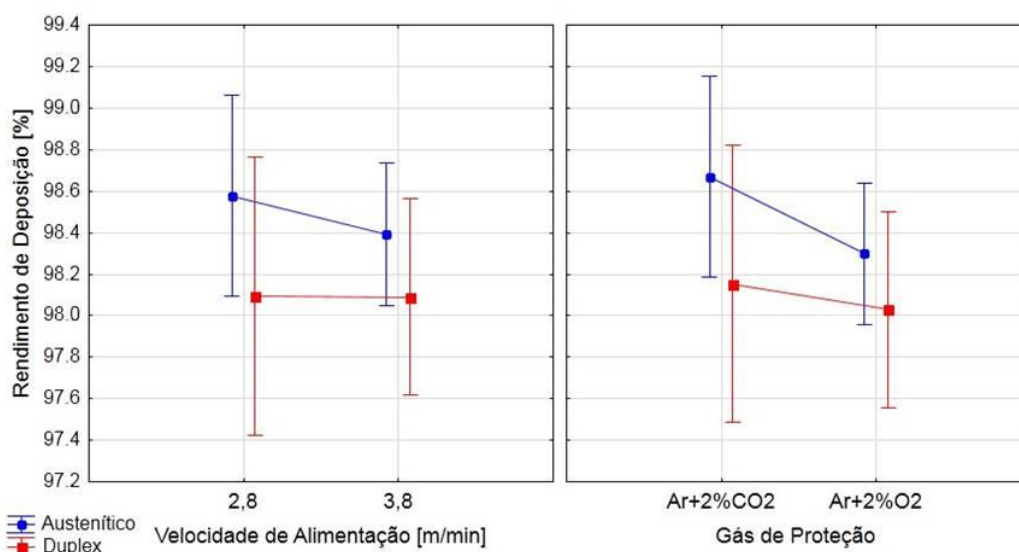


Figura 5.25 – Efeito da velocidade de alimentação e do gás de proteção no comportamento do rendimento de deposição

5.2. Análise quantitativa do nível de respingos na soldagem de aços inoxidáveis austenítico e duplex com processo MIG/MAG curto-circuito convencional

Para análise quantitativa do nível de respingos na soldagem de aços inoxidáveis austenítico e duplex com processo MIG/MAG curto-circuito convencional, os ensaios foram realizados de acordo com a metodologia experimental apresentada no Capítulo III. Foram analisados o rendimento de deposição, a distribuição percentual por alcance e a distribuição

percentual por tamanho de respingos para cada alcance. Além disso, para efeito de comparação com resultados obtidos na etapa anterior, foi realizado o cálculo do índice de regularidade (IV_{CC}).

Deve-se ressaltar que, a partir do rendimento de deposição é possível estimar a quantidade de material perdida por escória e fumos, junto com a quantidade de respingos gerados. A distribuição percentual por alcance determina a massa de respingos que se concentra nas repartições da base do coletor de respingos (até 80 mm, de 81 a 160 mm e acima de 160 mm). Enquanto que a distribuição por tamanho de respingo para cada alcance define as dimensões dos respingos em suas regiões de alcance.

Para atingir os objetivos desta etapa, variou-se a tensão de soldagem em 14, 16, 18, 20 e 22 V, mantendo-se constante a velocidade de alimentação do arame (V_A) em 2,8 e 3,8 m/min, para duas faixas de corrente de soldagem (125 ± 5 A e 155 ± 5 A), para dois tipos de gás de proteção (Ar+2%CO₂ e Ar+2%O₂).

Os cordões de solda foram feitos em simples deposição sobre barras quadrada de aço inoxidável AISI 304L, de 3/8” e comprimento de 250 mm. Como metal de adição utilizou-se arame-eletrodo ER308LSi (austenítico) e ER2209 (duplex), ambos com diâmetro de 1,2 mm.

5.2.1. Análise da geração de respingos

As Tabs. 5.5 e 5.6 apresentam uma parte dos resultados obtidos após a realização dos ensaios para análise quantitativa de respingos coletados. Nestas tabelas encontram-se os valores médios dos parâmetros monitorados de corrente e tensão de soldagem e os valores calculados de taxa de fusão (T_f), taxa de deposição (T_d), rendimento de deposição (η_d) e a massa de respingos gerados (M_R).

Verifica-se nestas tabelas que para as condições de soldagem adotadas as perdas de material devido à geração de respingos são baixas, no máximo 2,10% do material fundido, obtendo um rendimento de deposição acima de 96%. Consequentemente, aproximadamente 2,0 % do material fundido são perdidos por meio da geração de fumos, vapores metálicos e escoria. Ainda nestas tabelas, nota-se que as perdas de material por fumos, vapores metálicos e escoria são maiores para os ensaios realizados com velocidade de alimentação de 3,8 m/min, os quais apresentaram, em média, menores rendimentos de deposição (η_d) e uma quantidade menor de massa de respingos gerados (M_R).

Na sequência, nas Figs. 5.26 e 5.27, são mostradas as curvas de tendência da porcentagem de massa de respingos gerados e o rendimento de deposição referentes aos resultados das Tabs. 5.5 e 5.6. Em geral, como esperado, nota-se nestas figuras uma relação bem definida das curvas de rendimento de deposição e a massa de respingos gerados, onde a quantidade de respingos gerados é inversamente proporcional à eficiência de deposição.

Tabela 5.5 – Parâmetros monitorados de corrente (I_M) e tensão média (U_M) e valores calculados para taxa de fusão (T_f), taxa de deposição (T_d), rendimento de deposição (η_d) e massa de respingos (M_R) para os ensaios com arame 308LSi

Parâmetros Regulados				Parâmetros Monitorados					
Ensaio	V_A [m/min]	Gás	U [V]	I_M [A]	U_M [V]	T_f [g/s]	T_d [g/s]	η_d [%]	M_R [%]
1	2.8	Ar+2%CO ₂	14	120	14.3	0.423	0.423	99.23	0.71
2			16	123	15.5	0.410	0.401	97.73	1.92
3			18	127	17.6	0.406	0.399	97.82	2.10
4			20	120	19.9	0.406	0.403	99.28	0.66
5			22	123	21.5	0.410	0.403	98.11	0.83
6		Ar+2%O ₂	14	124	13.7	0.425	0.422	99.23	0.60
7			16	129	15.9	0.406	0.403	99.23	0.72
8			18	122	17.5	0.406	0.402	98.78	1.16
9			20	124	19.5	0.406	0.402	98.90	0.96
10			22	123	21.4	0.406	0.403	99.33	0.34
11	3.8	Ar+2%CO ₂	14	149	13.5	0.549	0.542	98.73	0.84
12			16	150	15.5	0.549	0.541	98.56	0.98
13			18	153	17.4	0.550	0.533	96.91	1.99
14			20	153	19.4	0.549	0.542	98.72	0.70
15			22	152	21.5	0.549	0.542	98.87	0.38
16		Ar+2%O ₂	14	158	13.6	0.560	0.553	98.69	0.47
17			16	155	15.5	0.549	0.538	98.08	1.39
18			18	156	17.5	0.550	0.543	98.70	0.74
19			20	150	19.9	0.550	0.541	98.38	0.88
20			22	154	21.5	0.550	0.542	98.57	0.35

Na sequência, nas Figs. 5.26 e 5.27, são mostradas as curvas de tendência da porcentagem de massa de respingos gerados e o rendimento de deposição referentes aos resultados das Tabs. 5.5 e 5.6. Em geral, como esperado, nota-se nestas figuras uma relação bem definida das curvas de rendimento de deposição e a massa de respingos gerados, onde a quantidade de respingos gerados é inversamente proporcional à eficiência de deposição.

Tabela 5.5 – Parâmetros monitorados de corrente (I_M) e tensão média (U_M) e valores calculados para taxa de fusão (T_f), taxa de deposição (T_d), rendimento de deposição (η_d) e massa de respingos (M_R) para os ensaios com arame 308LSi

Parâmetros Regulados				Parâmetros Monitorados					
Ensaio	V_A [m/min]	Gás	U [V]	I_M [A]	U_M [V]	T_f [g/s]	T_d [g/s]	η_d [%]	M_R [%]
1	2.8	Ar+2%CO ₂	14	120	14.3	0.423	0.423	99.23	0.71
2			16	123	15.5	0.410	0.401	97.73	1.92
3			18	127	17.6	0.406	0.399	97.82	2.10
4			20	120	19.9	0.406	0.403	99.28	0.66
5			22	123	21.5	0.410	0.403	98.11	0.83
6		Ar+2%O ₂	14	124	13.7	0.425	0.422	99.23	0.60
7			16	129	15.9	0.406	0.403	99.23	0.72
8			18	122	17.5	0.406	0.402	98.78	1.16
9			20	124	19.5	0.406	0.402	98.90	0.96
10			22	123	21.4	0.406	0.403	99.33	0.34
11	3.8	Ar+2%CO ₂	14	149	13.5	0.549	0.542	98.73	0.84
12			16	150	15.5	0.549	0.541	98.56	0.98
13			18	153	17.4	0.550	0.533	96.91	1.99
14			20	153	19.4	0.549	0.542	98.72	0.70
15			22	152	21.5	0.549	0.542	98.87	0.38
16		Ar+2%O ₂	14	158	13.6	0.560	0.553	98.69	0.47
17			16	155	15.5	0.549	0.538	98.08	1.39
18			18	156	17.5	0.550	0.543	98.70	0.74
19			20	150	19.9	0.550	0.541	98.38	0.88
20			22	154	21.5	0.550	0.542	98.57	0.35

Tabela 5.6 – Parâmetros monitorados de corrente (I_M) e tensão média (U_M) e valores calculados para taxa de fusão (T_f), taxa de deposição (T_d), rendimento de deposição (η_d) e massa de respingos (M_R) para os ensaios com arame 2209

Ensaio	Parâmetros Regulados			Parâmetros Monitorados					
	V_A [m/min]	Gás	U [V]	I_M [A]	U_M [V]	T_f [g/s]	T_d [g/s]	η_d [%]	M_R [%]
21	2.8	Ar+2%CO ₂	14	126	13.7	0.423	0.422	99.27	0.62
22			16	120	15.7	0.407	0.407	99.50	0.44
23			18	120	17.7	0.406	0.406	99.32	0.67
24			20	122	19.4	0.419	0.413	98.44	1.48
25			22	120	21.6	0.419	0.413	98.58	0.63
26		Ar+2%O ₂	14	127	13.8	0.406	0.404	99.22	0.74
27			16	127	15.7	0.406	0.405	99.46	0.40
28			18	126	17.6	0.406	0.404	99.38	0.57
29			20	124	19.8	0.406	0.394	97.05	1.58
30			22	125	21.7	0.406	0.398	97.91	1.51
31	3.8	Ar+2%CO ₂	14	152	13.6	0.549	0.529	96.35	1.13
32			16	148	15.6	0.560	0.557	99.46	0.35
33			18	151	17.4	0.544	0.532	97.80	0.36
34			20	152	19.6	0.550	0.542	98.50	0.92
35			22	149	21.6	0.539	0.526	97.70	1.40
36		Ar+2%O ₂	14	157	13.6	0.557	0.549	98.56	1.10
37			16	156	15.5	0.556	0.549	98.87	0.41
38			18	159	17.7	0.554	0.545	98.30	0.90
39			20	155	19.7	0.553	0.545	98.57	0.94
40			22	158	21.4	0.553	0.543	98.29	0.87

No entanto, para os resultados obtidos com aço austenítico, mostrados na Fig. 5.26, observa-se que as curvas não apresentaram comportamento esparado em relação à tensão regulada. Esperava-se que a eficiência de deposição fosse menor para níveis mais baixos de tensão e iria aumentando até um ponto ótimo (i.e, menor massa de respingos e maior rendimento de deposição), dentro de uma condição adequada de transferência por curto-circuito e, em seguida, iria novamente diminuindo sua eficiência de deposição com o aumento da tensão. Além disto, também não foi possível identificar qualquer relação clara das curvas com a velocidade de alimentação e o gás de proteção.

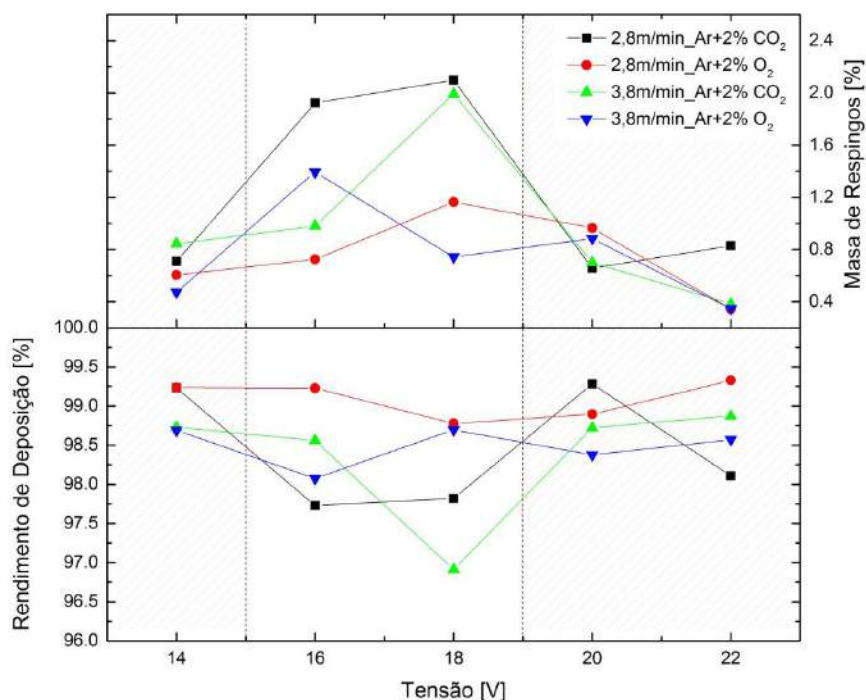


Figura 5.26 – Rendimento de deposição (η_d) e massa de respingos (M_R) em função da tensão de regulagem para o arame ER308LSi

Ainda nesta figura, admitindo a faixa de tensão com condições adequadas de transferência por curto-circuito da etapa anterior (entre 15 e 19 V), observa-se que o nível ótimo de tensão que proporciona a menor perda de material por respingos foi de 16 V para os ensaios realizados com mistura de Ar+2%CO₂ e velocidades de alimentação de 3,8 m/min, bem como, para os ensaios realizados com Ar+2%O₂ e velocidade de alimentação de 2,8 m/min. Já para os ensaios em que foram utilizados mistura de Ar+2%O₂ e a velocidade de alimentação de 3,8 m/min a menor perda de material por respingos foi para a tensão de 18 V. Enquanto que para a condição de velocidade de alimentação de 2,8 m/min e Ar+2%CO₂, devido à alta quantidade de respingos gerados dentro da faixa adequada de curto-circuito, não é possível definir claramente um ponto ótimo que represente a menor perda de material.

Por outro lado, observa-se na Fig. 5.27 que para os ensaios com arame duplex as curvas de massa de respingos gerados e rendimento de deposição apresentaram o comportamento esperado em relação à tensão de soldagem. Verifica-se ainda que todas as condições de soldagem apresentaram a tensão de 16 V como nível ótimo que proporciona a menor perda de material por respingos, coincidentemente, na ordem de 0,40 % do material fundido. Além disto, para algumas destas condições (exceto a condição de 3,8 m/min e Ar+2%O₂), os ensaios com

a tensão de 18 V as perdas de material por geração de respingos foram muito próximas aos pontos ótimos.

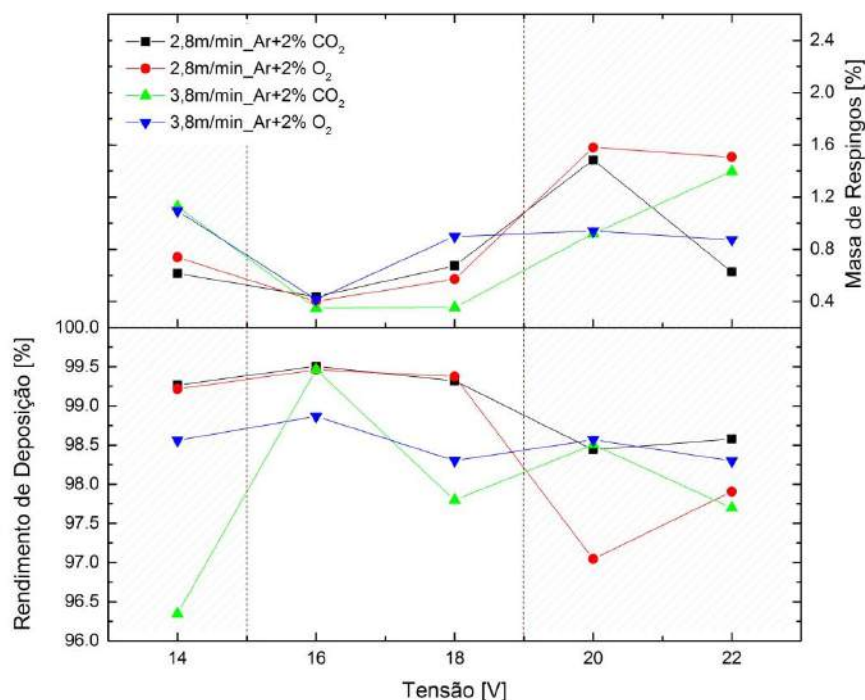


Figura 5.27 – Rendimento de deposição (η_d) e massa de respingos (M_R) em função da tensão de regulagem para o arame ER2209

Para avaliar de maneira mais consistente os efeitos da velocidade de alimentação e gás de proteção sobre a massa de respingos gerados (M_R) e o rendimento de deposição, estes foram submetidos à análise de variância (ANOVA), cujos níveis de significância (p) encontram-se na Tab. 5.7.

Tabela 5.7 – Análise de variância para a massa de respingos gerados (M_R) e o índice de regularidade (IV_{CC})

Fatores	Austenítico		Duplex	
	M_R	η_d	M_R	η_d
Intercept	0.000001	0.000000	0.000000	0.000000
V_A	0.598151	0.209125	0.894995	0.141467
Gás	0.160843	0.153225	0.606043	0.854581
V_A *Gás	0.570151	0.323493	0.648761	0.207170

Com relação ao efeito da velocidade de alimentação na massa de respingos (Fig. 5.28), nota-se, que para ambos os arames, não houve efeito significativo, porém observa-se uma leve tendência da média em reduzir a quantidade de respingos com o aumento da velocidade de alimentação para o aço austenítico. Para o gás de proteção também não houve efeito significativo, contudo, verifica-se uma tendência distinta entre os tipos de arame, como demonstrado na Fig. 2.28. Seria esperado que com a utilização de gás de proteção com adição de CO_2 houvesse um aumento na quantidade de respingos gerados comparado à adição de O_2 . Segundo Cedré (2006), a adição de O_2 reduz a tensão superficial da gota de transferência, facilitando o seu destacamento e gerando menos respingos, ao passo que, de acordo com Baixo e Dutra (1989), a maior condutividade térmica do CO_2 em temperaturas elevadas promove um desequilíbrio das forças eletromagnéticas que atuam sobre a gota durante seu destacamento, proporcionando a produção de respingos. Neste caso, os resultados obtidos para arame austenítico mostram uma tendência ao aumento da massa de respingos utilizando $\text{Ar}+2\%\text{CO}_2$, enquanto que para o duplex nota-se uma leve tendência ao aumento da massa de respingos para $\text{Ar}+2\%\text{O}_2$.

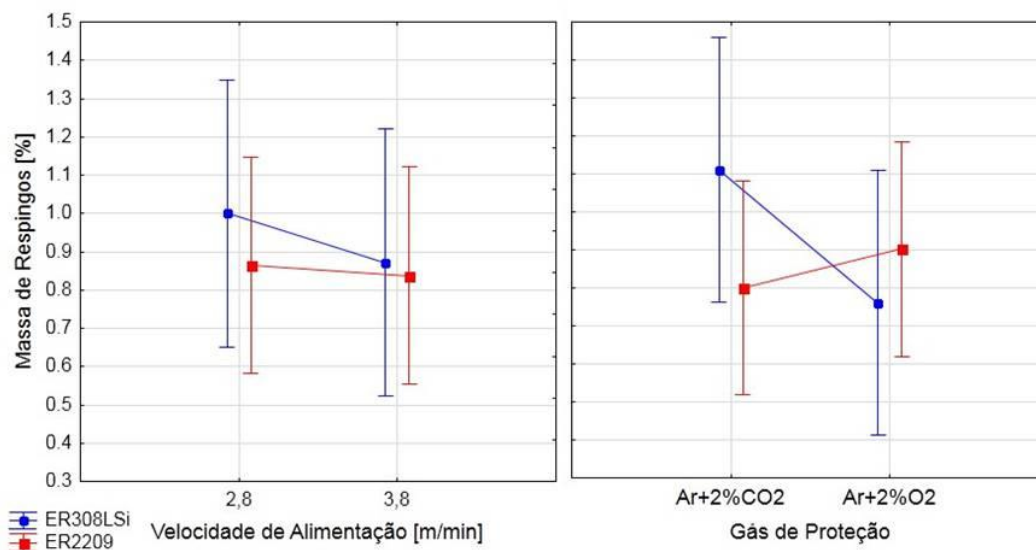


Figura 5.28 – Efeito da velocidade de alimentação e gás de proteção no comportamento da massa de respingos

Para o rendimento de deposição também não houve efeito significativo dos parâmetros variados (Tab. 5.7). Entretanto, observa-se na Fig. 5.29 uma tendência em reduzir o rendimento de deposição para velocidade de alimentação de 3,8 m/min, tanto para o arame austenítico

quanto para o arame duplex. Já para o arame austenítico esperava-se uma tendência oposta à observada para a massa de respingos gerados (Fig. 5.28). Lembrando que para maior quantidade de respingos menor deveria ser o rendimento de deposição. Assim, a partir destes resultados acredita-se que com o aumento da velocidade de alimentação (aumento da corrente de soldagem) pode favorecer o aumento da perda de material devido a outros fatores, tais como fumos e vapores metálicos. Corroborando em partes com os resultados observados por Santos (2010), em que para processo MIG/MAG curto-circuito cresce a emissão de fumos em g/min com o aumento da corrente de soldagem.

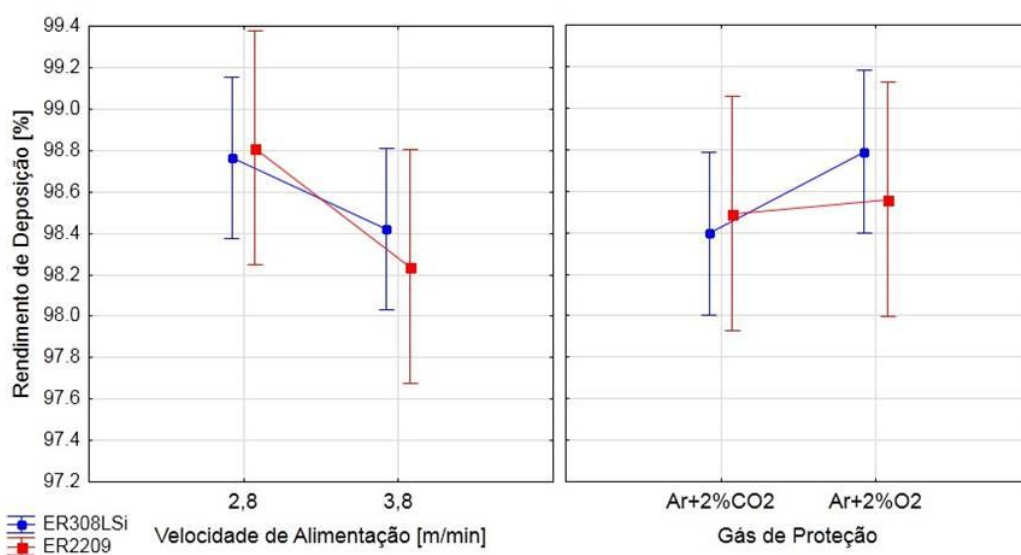


Figura 5.29 – Efeito da velocidade de alimentação e gás de proteção no comportamento do rendimento de deposição

Avaliando-se as Tabs. 5.8 e 5.9, relativo à distribuição percentual de respingos por alcance, em geral, os respingos gerados concentram-se em sua maioria na região de maior alcance (acima de 160 mm), mantendo uma distribuição mais homogênea para os demais alcances (até 80 mm e de 81 a 160 mm). No entanto, observa-se ainda, com o aumento do nível de tensão de soldagem, aumenta-se a concentração de respingos para os alcances mais próximos do cordão de solda (até 80 mm e de 81 a 160 mm). Nos exemplos da Fig. 5.30, nota-se que este comportamento é mais acentuado para o arame austenítico, ao passo que na Fig. 5.31, para o arame duplex, tal comportamento é mais discreto, e, numa condição particular (velocidade de alimentação de 2,8 m/min e Ar+2%O₂), mostrada na Fig. 5.31.b, a distribuição dos respingos manteve-se um comportamento constante para todos os níveis de tensão.

Tabela 5.8 – Distribuição percentual de massa de respingos em função do tamanho e alcance, para o arame eletrodo ER308LSi

308LSi – V _A de 2.8 m/min					
Ensaio	Alcance	Dist. por Alcance [%]	Dist. por Tamanho		
			Até 0,50 mm [%]	De 0,51 a 1,00 mm [%]	De 1,01 a 2,00 mm [%]
1	C	28.6	80.0	20.0	0.0
	M	23.8	80.0	20.0	0.0
	L	47.6	33.3	33.3	33.3
2	C	15.5	22.5	60.0	17.5
	M	15.5	55.6	44.4	0.0
	L	69.0	66.7	33.3	0.0
3	C	29.0	30.8	46.2	23.1
	M	29.0	61.1	38.9	0.0
	L	41.9	72.2	27.8	0.0
4	C	15.8	42.9	57.1	0.0
	M	47.4	55.6	44.4	0.0
	L	36.8	66.7	33.3	0.0
5	C	36.0	62.5	37.5	0.0
	M	32.0	50.0	37.5	12.5
	L	32.0	77.8	22.2	0.0
6	C	10.5	84.6	15.4	0.0
	M	21.1	75.0	25.0	0.0
	L	68.4	50.0	50.0	0.0
7	C	19.0	16.7	66.7	16.7
	M	23.8	40.0	60.0	0.0
	L	57.1	75.0	25.0	0.0
8	C	29.4	53.3	33.3	13.3
	M	26.5	66.7	33.3	0.0
	L	44.1	60.0	30.0	10.0
9	C	28.6	50.0	50.0	0.0
	M	21.4	66.7	33.3	0.0
	L	50.0	87.5	12.5	0.0
10	C	40.0	66.7	33.3	0.0
	M	30.0	66.7	33.3	0.0
	L	30.0	75.0	25.0	0.0

308LSi – V _A de 3.8 m/min					
Ensaio	Alcance	Dist. por Alcance [%]	Dist. por Tamanho		
			Até 0,50 mm [%]	De 0,51 a 1,00 mm [%]	De 1,01 a 2,00 mm [%]
11	C	12.5	23.5	5.9	70.6
	M	16.7	75.0	25.0	0.0
	L	70.8	66.7	33.3	0.0
12	C	17.9	50.0	38.9	11.1
	M	17.9	80.0	20.0	0.0
	L	64.3	80.0	20.0	0.0
13	C	17.5	31.6	47.4	21.1
	M	15.8	66.7	33.3	0.0
	L	66.7	60.0	30.0	10.0
14	C	30.0	80.0	20.0	0.0
	M	20.0	75.0	25.0	0.0
	L	50.0	83.3	16.7	0.0
15	C	27.3	80.0	20.0	0.0
	M	27.3	66.7	33.3	0.0
	L	45.5	66.7	33.3	0.0
16	C	21.4	83.3	16.7	0.0
	M	35.7	80.0	20.0	0.0
	L	42.9	100.0	0.0	0.0
17	C	15.4	36.0	48.0	16.0
	M	20.5	62.5	37.5	0.0
	L	64.1	66.7	33.3	0.0
18	C	23.8	50.0	41.7	8.3
	M	19.0	75.0	25.0	0.0
	L	57.1	80.0	20.0	0.0
19	C	28.0	50.0	25.0	25.0
	M	24.0	66.7	33.3	0.0
	L	48.0	71.4	28.6	0.0
20	C	30.0	75.0	25.0	0.0
	M	30.0	66.7	33.3	0.0
	L	40.0	66.7	33.3	0.0

Dados: Alcance: "C" – até 80 mm; "M" – de 81 a 160 mm; "L" – acima de 160 mm

Tabela 5.9 – Distribuição percentual de massa de respingos em função do tamanho e alcance,
para o arame eletrodo ER2209L

2209L – V _A de 2.8 m/min						2209L – V _A de 3.8 m/min					
Ensaio	Alcance	Dist. por Alcance [%]	Dist. por Tamanho			Ensaio	Alcance	Dist. por Alcance [%]	Dist. por Tamanho		
			Até 0,50 mm [%]	De 0,51 a 1,00 mm [%]	De 1,01 a 2,00 mm [%]				Até 0,50 mm [%]	De 0,51 a 1,00 mm [%]	De 1,01 a 2,00 mm [%]
21	C	26.3	100.0	0.0	0.0	31	C	21.9	33.3	20.0	46.7
	M	26.3	100.0	0.0	0.0		M	31.3	40.0	20.0	40.0
	L	47.4	80.0	20.0	0.0		L	46.9	71.4	28.6	0.0
22	C	15.4	87.5	12.5	0.0	32	C	30.0	80.0	20.0	0.0
	M	23.1	66.7	33.3	0.0		M	20.0	100.0	0.0	0.0
	L	61.5	100.0	0.0	0.0		L	50.0	100.0	0.0	0.0
23	C	20.0	84.6	7.7	7.7	33	C	20.0	83.3	16.7	0.0
	M	15.0	100.0	0.0	0.0		M	20.0	100.0	0.0	0.0
	L	65.0	75.0	25.0	0.0		L	60.0	100.0	0.0	0.0
24	C	31.1	70.0	30.0	0.0	34	C	26.9	84.6	7.7	7.7
	M	24.4	81.8	18.2	0.0		M	23.1	83.3	16.7	0.0
	L	44.4	78.6	21.4	0.0		L	50.0	100.0	0.0	0.0
25	C	31.6	50.0	37.5	12.5	35	C	30.8	50.0	38.9	11.1
	M	26.3	80.0	20.0	0.0		M	23.1	77.8	22.2	0.0
	L	42.1	83.3	16.7	0.0		L	46.2	83.3	16.7	0.0
26	C	22.7	92.3	7.7	0.0	36	C	28.1	60.0	13.3	26.7
	M	18.2	100.0	0.0	0.0		M	25.0	75.0	12.5	12.5
	L	59.1	100.0	0.0	0.0		L	46.9	88.9	11.1	0.0
27	C	16.7	57.1	28.6	14.3	37	C	33.3	83.3	16.7	0.0
	M	25.0	66.7	33.3	0.0		M	16.7	100.0	0.0	0.0
	L	58.3	50.0	50.0	0.0		L	50.0	100.0	0.0	0.0
28	C	17.6	50.0	40.0	10.0	38	C	19.2	47.1	35.3	17.6
	M	23.5	75.0	25.0	0.0		M	15.4	75.0	25.0	0.0
	L	58.8	66.7	33.3	0.0		L	65.4	80.0	20.0	0.0
29	C	25.5	29.6	55.6	14.8	39	C	18.5	27.8	44.4	27.8
	M	17.0	62.5	37.5	0.0		M	14.8	75.0	25.0	0.0
	L	57.4	58.3	25.0	16.7		L	66.7	80.0	20.0	0.0
30	C	22.2	29.6	51.9	18.5	40	C	28.0	50.0	41.7	8.3
	M	17.8	75.0	25.0	0.0		M	24.0	83.3	16.7	0.0
	L	60.0	80.0	20.0	0.0		L	48.0	85.7	14.3	0.0

Dados: Alcance: “C” – até 80 mm; “M” – de 81 a 160 mm; “L” – acima de 160 mm

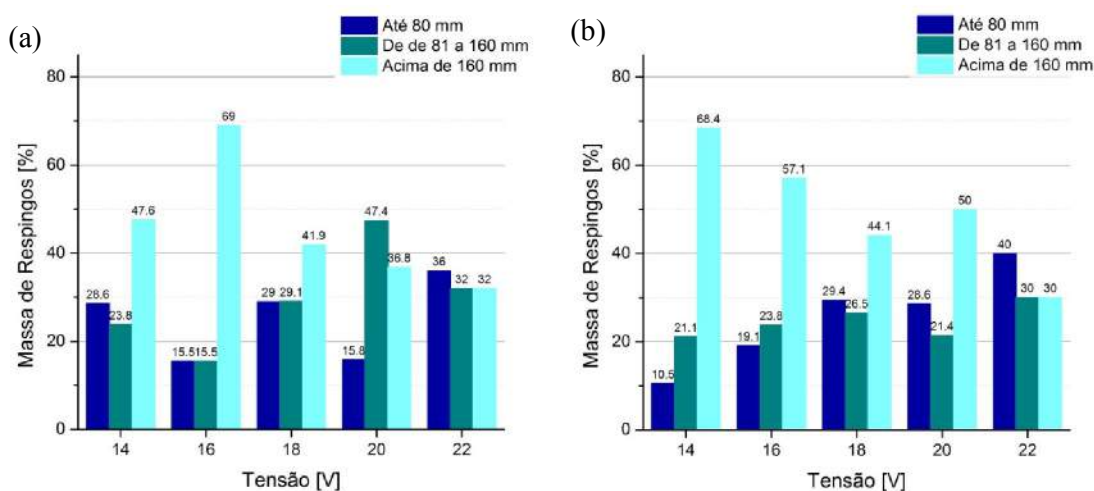


Figura 5.30 – Distribuição da massa de respingos por alcance para cada tensão de regulagem, referentes aos ensaios com arame ER308LSi, V_A de 2,8 m/min, gás de proteção de (a) Ar+2%CO₂ e (b) Ar+2%O₂

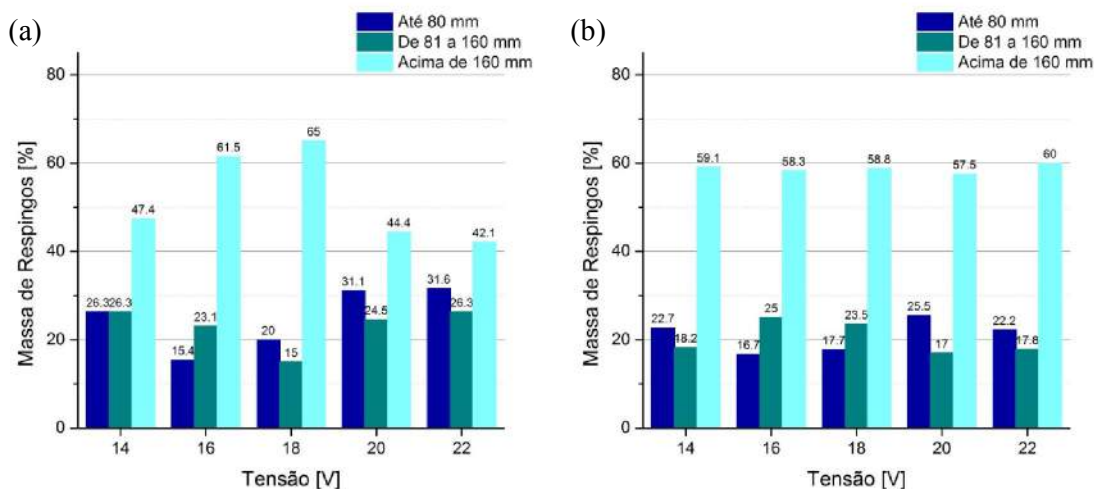


Figura 5.31 – Distribuição da massa de respingos por alcance para cada tensão de regulagem, referentes aos ensaios com arame ER2209, V_A de 2,8 m/min, gás de proteção de (a) Ar+2%CO₂ e (b) Ar+2%O₂

Ainda avaliando-se as Tabs. 5.8 e 5.9 e analisando a distribuição por tamanho, os resultados apresentados corroboram com o que já era esperado, isto é, respingos menores tendem a atingir maiores alcances, e seu percentual encontrado é proporcional ao aumento da distância. Assim, entende-se que o aumento da tensão de soldagem tende a gerar respingos maiores, concentrando-se mais próximos do cordão de solda.

5.2.2. Análise da regularidade da transferência metálica

Na sequência foi realizada uma análise da regularidade da transferência metálica dos ensaios da geração de respingos (soldagem sobre barras), para efeito de comparação com os resultados encontrados na etapa anterior (soldagens sobre chapas). Como também, para verificar as relações existentes entre o índice de regularidade (IV_{CC}) e a quantidade de respingos gerados, na soldagem dos aços inoxidáveis austenítico e duplex com transferência por curto-circuito.

Neste caso, esperava-se obter resultados similares aos encontrados por Modenesi e Avelar (1999) e Rezende *et al.* (2010), ao relacionar a regularidade da transferência metálica, avaliada por meio da análise dos sinais elétricos de tensão e corrente, com a quantidade de respingos coletados. Os resultados encontrados indicaram que a máxima regularidade estava associada com um ponto de inflexão das curvas de quantidade de respingos e do índice de regularidade adotado. Na Tab. 5.10 encontram-se os cálculos do índice de regularidade (IV_{CC}) e seus respectivos desvios-padrão para os arames austenítico e duplex.

Tabela 5.10 – Cálculos do índice de regularidade (IV_{CC}) para o arame austenítico (ER308LSi) e duplex (ER2209)

Austenítico - ER 308LSi			Duplex - ER 2209		
Ensaio	IV_{CC}	Desvio Padrão	Ensaio	IV_{CC}	Desvio Padrão
1	0.5632	0.0321	21	0.8343	0.0394
2	0.5566	0.0090	22	0.5674	0.0762
3	0.2706	0.0216	23	0.8438	0.0545
4	0.5470	0.0277	24	0.4629	0.0644
5	0.5800	0.0921	25	0.2514	0.1250
6	0.5736	0.0529	26	0.9994	0.1245
7	0.8787	0.0235	27	0.9062	0.1070
8	0.6602	0.0679	28	0.9409	0.0580
9	0.4902	0.0473	29	0.6576	0.0436
10	0.9198	0.0356	30	0.5601	0.0182
11	0.8987	0.0724	31	1.2187	0.0303
12	0.5987	0.0178	32	0.8972	0.0191
13	0.8531	0.0672	33	1.0259	0.0420
14	0.8077	0.1590	34	1.2430	0.0206
15	1.0510	0.0955	35	1.2022	0.2038
16	0.9549	0.0188	36	1.2410	0.0436
17	0.9432	0.0543	37	0.9216	0.0726
18	1.2412	0.0627	38	1.2005	0.0208
19	1.3804	0.1828	39	1.3815	0.0351
20	1.1746	0.0765	40	1.4858	0.0394

Nas Figs. 5.32 e 5.33 são mostradas as curvas de comportamento do índice de regularidade e a faixa de tensão de soldagem que representa uma condição adequada para transferência por curto-circuito determinada na etapa anterior. Observa-se nestas figuras que os resultados encontrados com o índice de regularidade (IV_{CC}) nesta etapa foram bastante similares aos encontrados na etapa anterior.

Nota-se na Fig. 5.32, tal como observado nos ensaios feito em chapa com aço inoxidável austenítico (Item 5.2), que o comportamento da regularidade obtido na análise de respingos foi diferente dos resultados encontrados por Rezende et al (2010) e Souza (2011), já mencionados na etapa anterior. Assim, não é possível identificar uma relação clara entre as curvas do índice de regularidade e as curvas de rendimento de deposição e massa de respingos mostradas na Fig. 5.26. Desta forma, não foi encontrado um ponto ótimo de tensão que apresente a melhor regularidade da transferência e a melhor eficiência de deposição (i.e. menor massa de respingos e maior rendimento de deposição), dentro da faixa investigada de transferência por curto-circuito.

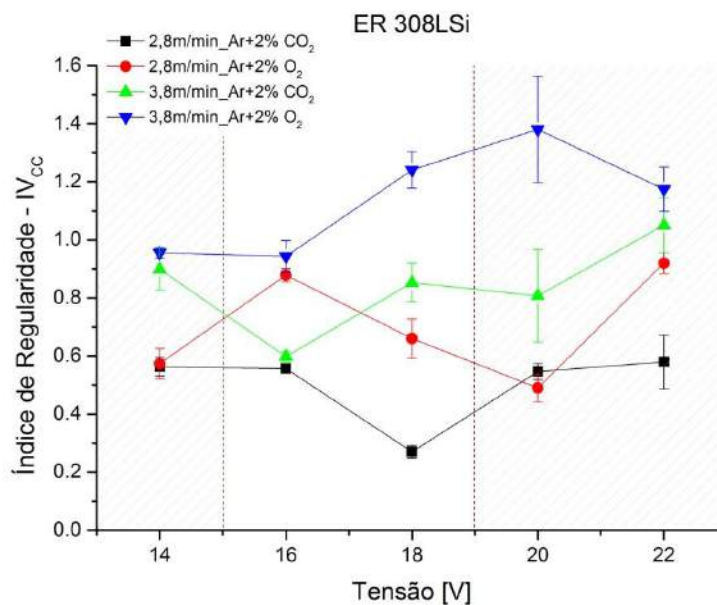


Figura 5.32 – Índice de regularidade (IV_{CC}) em função da tensão de soldagem para arame-eletrodo ER308LSi

Neste caso, apenas para a condição de soldagem utilizando velocidade de alimentação de 3,8 m/min e Ar+2%CO₂, apresentou tal relação entre as curvas, na qual se verifica na Fig.

5.32 que para tensão de 16 V, ponto de melhor regularidade, apresenta baixa quantidade de respingos gerados e alto rendimento de deposição (melhor eficiência de deposição). Ao passo que, para as demais condições nota-se uma disparidade entre os pontos de melhor regularidade e os pontos de melhor eficiência de deposição.

Por outro lado, para os ensaios com arame duplex é possível observar na Fig. 5.33 que o índice de regularidade da transferência metálica apresentou comportamento similar aos resultados da literatura para arame de aço carbono. Além disto, verifica-se uma relação clara do índice de regularidade (IV_{CC}) com as curvas de rendimento de deposição e massa de respingos gerados, o que corrobora com o resultado observado por Fonseca e Modenesi (1999), ao relacionar a regularidade da transferência à taxa de respingos gerados, onde a massa de respingos gerados tende a diminuir com o aumento da regularidade da transferência, com a consequente redução do índice de regularidade e aumento do rendimento de deposição. Destaca-se que o nível de tensão com melhor regularidade da transferência foi de 16 V, dentro da condição adequada de transferência por curto-circuito, e que coincide com os pontos ótimos de eficiência de deposição, ou seja, baixa geração de respingos e alto rendimento de deposição.

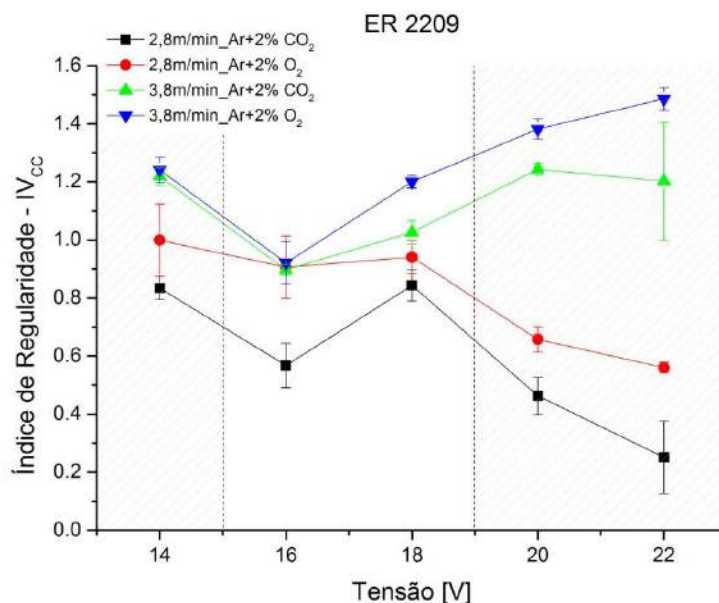


Figura 5.33 – Índice de regularidade (IV_{CC}) em função da tensão de soldagem para arame-eletrodo ER2209

Tal como efetuado no item anterior, a avaliação do efeito da velocidade de alimentação e gás de proteção sobre a regularidade da transferência foi realizado através de análise de

variância (ANOVA). Na Tab. 5.11, encontra-se os níveis de significância (p), na qual se observa que ambos os fatores apresentaram efeitos significativos no índice de regularidade.

Tabela 5.11 – Análise de variância para o índice de regularidade (IV_{CC})

Fatores	Austenítico	Duplex
Intercept	0.000108	0.000000
V_A	0.004664	0.000086
Gás	0.535542	0.075532
$V_A * \text{Gás}$	0.000108	0.622994

Na Fig. 5.34 nota-se que para velocidade de alimentação de 2,8 m/min obteve-se uma melhor regularidade da transferência (menor IV_{CC}). Para o gás de proteção (Fig. 5.34), os resultados foram semelhantes àqueles já apresentados na Fig. 5.24, onde a mistura gasosa de Ar+2%CO₂ resultou numa melhor regularidade. Por outro lado, houve uma tendência de melhor regularidade da transferência metálica para o arame austenítico comparado ao arame duplex, tanto em função da velocidade de alimentação quanto do gás de proteção.

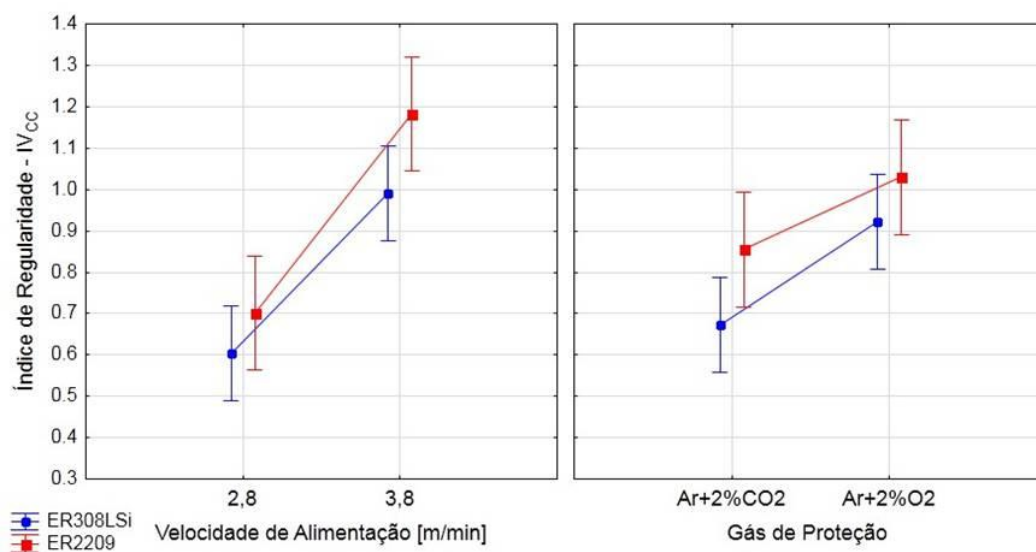


Figura 5.34 – Efeito da velocidade de alimentação e gás de proteção no comportamento do Índice de Regularidade (IV_{CC})

5.3. Análise dos cordões

Nesta etapa buscou-se avaliar os cordões de solda com base na sua qualidade superficial e nas suas características geométricas (penetração, largura e reforço) do cordão, bem como analisar os efeitos dos parâmetros preestabelecidos (velocidade de alimentação e gás de proteção), na soldagem de aços inoxidáveis austenítico e duplex com processos MIG/MAG curto-circuito convencional.

5.3.1. Análise qualidade superficial dos cordões

Para a avaliação da qualidade superficial, o critério estabelecido para tal se baseia nos aspectos da parte superior (superfície) e das bordas do cordão. O objetivo principal é verificar a existência da correlação entre a qualidade superficial do cordão e a regularidade da transferência metálica. Para viabilizar uma avaliação mais coerente, de modo a minimizar a ocorrência de erros operacionais garantindo maior repetibilidade da avaliação, optou-se por efetuar a avaliação da qualidade superficial do cordão através do processamento das imagens dos cordões, estes originados do conjunto de ensaios realizados para análise da regularidade de transferência metálica (Item 5.2).

Para tal, foi proposto o programa Q-Cordão (em linguagem *Matlab*), cuja avaliação é fundamentada em imagens que permitam distinguir os contornos da superfície e das bordas do cordão, os quais são transformados em sinais e avaliados via transformada rápida de Fourier. Posteriormente, as informações adquiridas são reunidas com as curvas de distribuição normal e fornecem, através de índices, informações sobre as condições do aspecto da superfície e das bordas da amostra analisada, os quais serão somados fornecendo um índice geral para a qualidade do cordão (aspecto geral do cordão).

As imagens feitas para análise da qualidade superficial do cordão com o programa Q-Cordão, de perfil e superior, encontra-se no Apêndice III.

Os valores dos índices de qualidade da superfície, das bordas e geral dos cordões fornecidos pelo programa Q-Cordão, bem como seus respectivos desvios-padrões encontram-se nas Tabs. 5.12 e 5.13, para os aços inoxidáveis austenítico e duplex. Para melhorar a apresentação dos resultados e facilitar a análise do comportamento, foram traçadas individualmente curvas dos índices de qualidade (superfície, bordas e geral), as quais se encontram nas Figs. 5.35 e 5.36, para os respectivos aços.

Nas Tabs. 5.12 e 5.13, é possível observar que o índice da qualidade das bordas apresentou uma influência maior na qualidade final do cordão (índice de qualidade geral), com maiores valores do índice quando comparado ao índice de qualidade da superfície. Tal comportamento pode ser mais bem visualizado nas Figs. 5.35 e 5.36.

Tabela 5.12 – Índices de qualidade dos cordões fornecidos pelo programa Q-Cordão para o aspecto da superfície (Super), bordas e geral, para o aço inoxidável austenítico

Ensaio	V_A [m/min]	Gás	U [V]	Índices de qualidade do cordão – Q-Cordão					
				Super.	Desv. Pad.	Bordas	Desv. Pad.	Geral	Desv. Pad.
1	2,8	Ar+2%CO ₂	14	0.4023	0.0016	0.9226	0.0822	1.3249	0.0419
2			15	0.3828	0.0054	0.8922	0.0546	1.2749	0.0300
3			16	0.5136	0.0052	0.8003	0.1509	1.3140	0.0780
4			17	0.4736	0.0062	0.8782	0.0704	1.3518	0.0383
5			18	0.6040	0.0094	0.6151	0.0904	1.2191	0.0499
6			19	0.6862	0.0186	0.8549	0.1198	1.5410	0.0692
7			20	0.6010	0.0536	1.0197	0.0863	1.6207	0.0699
8			21	0.5520	0.0291	0.5433	0.0787	1.0953	0.0539
9			22	0.6492	0.0197	0.5649	0.0407	1.2141	0.0302
10		Ar+2%O ₂	14	0.3919	0.0119	0.8660	0.1069	1.2579	0.0594
11			15	0.3783	0.0092	0.5347	0.0489	0.9130	0.0290
12			16	0.5089	0.0051	0.6298	0.0181	1.1388	0.0116
13			17	0.6297	0.0062	0.5470	0.0278	1.1767	0.0170
14			18	0.4878	0.0269	0.7609	0.0157	1.2487	0.0213
15			19	0.6244	0.0103	0.5861	0.0088	1.2105	0.0096
16			20	0.3738	0.0023	0.8503	0.0232	1.2241	0.0127
17			21	0.5985	0.0090	0.5606	0.0189	1.1591	0.0139
18			22	0.4751	0.0118	0.6541	0.0341	1.1293	0.0230
19	3,8	Ar+2%CO ₂	14	0.6299	0.0186	1.3694	0.0820	1.9993	0.0503
20			15	0.7888	0.0152	0.9583	0.0408	1.7471	0.0280
21			16	0.6129	0.0269	0.9859	0.0650	1.5988	0.0459
22			17	0.6100	0.0552	0.8920	0.0272	1.5020	0.0412
23			18	0.8894	0.0023	0.9186	0.0288	1.8079	0.0156
24			19	0.5614	0.0040	1.1442	0.0552	1.7055	0.0296
25			20	0.6984	0.0073	0.8731	0.0223	1.5715	0.0148
26			21	0.6862	0.0111	0.7717	0.0624	1.4579	0.0367
27			22	0.5878	0.0369	0.5902	0.0051	1.1780	0.0210
28		Ar+2%O ₂	14	0.8827	0.0063	0.9443	0.0502	1.8270	0.0282
29			15	0.8920	0.0044	0.5969	0.0090	1.4889	0.0067
30			16	0.6785	0.0042	0.4741	0.0221	1.1526	0.0132
31			17	0.4529	0.0068	0.5499	0.0456	1.0029	0.0262
32			18	0.4949	0.0079	0.6618	0.0344	1.1567	0.0212
33			19	0.4392	0.0174	0.8487	0.0757	1.2879	0.0465
34			20	0.5100	0.0085	0.8449	0.0237	1.3549	0.0161
35			21	0.8237	0.0104	0.5732	0.0144	1.3969	0.0124
36			22	0.5258	0.0126	0.7508	0.0182	1.2766	0.0154

Tabela 5.13 – Índices de qualidade do cordão fornecidos pelo programa Q-Cordão para o aspecto da superfície (Super.), bordas e geral, para o aço inoxidável duplex

Ensaio	V _A [m/min]	Gás	U [V]	Índices de qualidade do cordão – Q-Cordão					
				Super.	Desv. Pad.	Bordas	Desv. Pad.	Geral	Desv. Pad.
37	2,8	Ar+2%CO ₂	14	0.4167	0.0038	0.7589	0.0245	1.1755	0.0142
38			15	0.5818	0.0287	0.7058	0.0264	1.2875	0.0276
39			16	0.6557	0.0408	0.8051	0.0528	1.4609	0.0468
40			17	0.6406	0.0335	0.7660	0.0277	1.4066	0.0306
41			18	0.9415	0.0051	0.7669	0.0041	1.7084	0.0046
42			19	0.6574	0.0308	0.7697	0.0158	1.4271	0.0233
43			20	0.4913	0.0023	0.5957	0.0552	1.0870	0.0288
44			21	0.4259	0.0023	0.5103	0.0154	0.9362	0.0088
45			22	0.8763	0.0362	0.7438	0.0689	1.6202	0.0526
46		Ar+2%O ₂	14	0.4446	0.0030	0.9550	0.0295	1.3996	0.0162
47			15	0.4348	0.0019	0.8013	0.0273	1.2361	0.0146
48			16	0.6836	0.0586	1.0819	0.1423	1.7655	0.1005
49			17	0.7869	0.0052	1.1716	0.1330	1.9585	0.0691
50			18	0.6540	0.0033	1.0605	0.0773	1.7145	0.0403
51			19	0.6677	0.0071	0.8145	0.0509	1.4821	0.0290
52			20	0.3897	0.0197	0.5810	0.0199	0.9706	0.0198
53			21	0.4346	0.0277	0.6055	0.0175	1.0400	0.0226
54			22	0.3723	0.0083	0.6139	0.0214	0.9862	0.0149
55	3,8	Ar+2%CO ₂	14	0.3302	0.0102	0.5238	0.0399	0.8540	0.0251
56			15	0.6393	0.0148	0.6805	0.0189	1.3198	0.0169
57			16	0.4823	0.0241	0.7148	0.0241	1.1971	0.0241
58			17	0.5017	0.0055	0.7380	0.0099	1.2397	0.0077
59			18	0.6993	0.0115	0.7266	0.0098	1.4259	0.0106
60			19	0.6180	0.0130	0.8328	0.0289	1.4508	0.0210
61			20	0.6942	0.0121	0.9453	0.0181	1.6395	0.0151
62			21	0.5888	0.0033	0.8464	0.0012	1.4352	0.0022
63			22	0.5191	0.0037	0.6537	0.0342	1.1728	0.0189
64		Ar+2%O ₂	14	0.3506	0.0122	0.6847	0.0173	1.0353	0.0148
65			15	0.5998	0.0420	0.8752	0.1056	1.4749	0.0738
66			16	0.6005	0.0380	1.0142	0.0650	1.6147	0.0515
67			17	0.6116	0.0550	0.9260	0.0239	1.5375	0.0394
68			18	0.8436	0.0192	1.1591	0.0366	2.0026	0.0279
69			19	0.6912	0.0096	1.0219	0.1137	1.7131	0.0617
70			20	0.7757	0.0167	0.7296	0.0134	1.5052	0.0151
71			21	0.6318	0.0863	0.8966	0.0100	1.5284	0.0482
72			22	0.7210	0.0069	0.7181	0.0325	1.4391	0.0197

Em relação ao comportamento apresentado pelas curvas do índice de qualidade geral do cordão, os ensaios realizados com aço inoxidável austenítico com velocidade de alimentação de 2,8 m/min apresentaram um comportamento mais constante dentro da faixa de tensão com transferência adequada por curto-circuito (de 15 V a 19 V). Verifica-se na Fig. 5.35(a), para os

ensaios utilizando Ar+2%CO₂, a qualidade do cordão tende a ser praticamente constante para valores de tensão até 18 V. A partir daí, para valores de tensão de 19 V e 20 V a qualidade aumenta, em seguida torna a cair para tensões de 21 e 22 V. Já para os ensaios utilizando Ar+2%O₂, mostrados na Fig. 5.35(b), é possível observar que, em geral, a qualidade dos cordões tem as características de manter-se constante com o aumento da tensão de regulagem, sendo que apenas para a tensão de 15 V apresentou uma queda na qualidade do cordão.

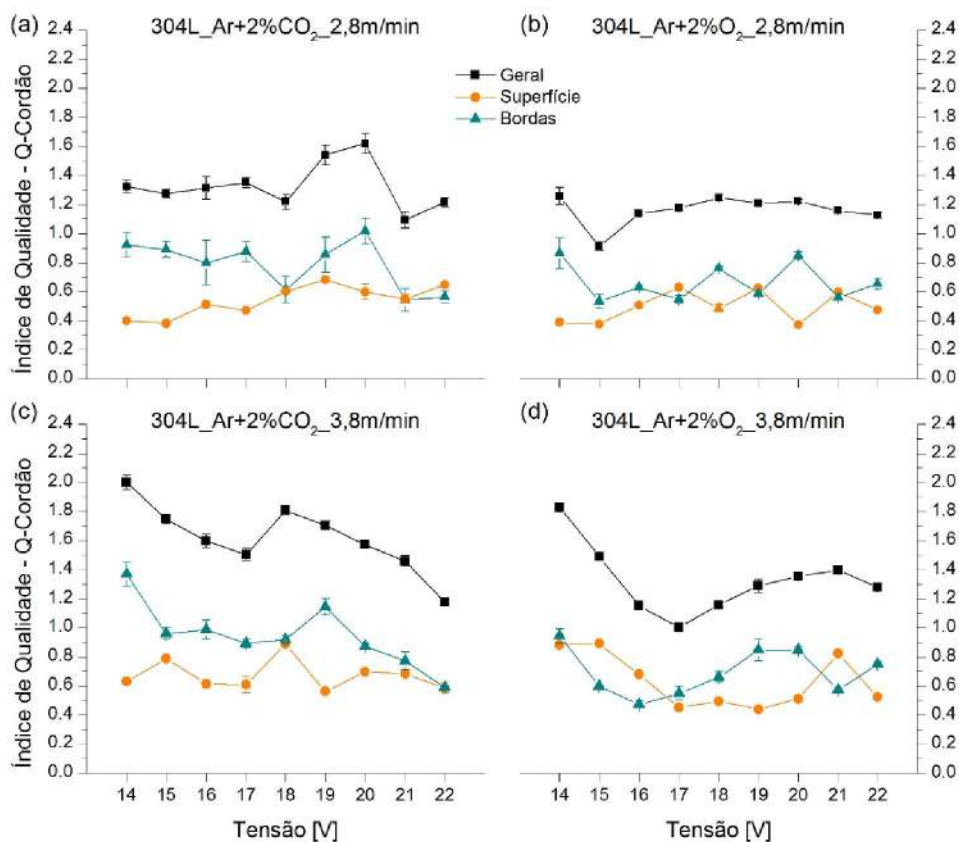


Figura 5.35 – Curvas dos índices de qualidade do cordão fornecidos pelo programa Q-Cordão para o aspecto da superfície, bordas e geral, para os ensaios com aço inoxidável austenítico

Nas Figs. 5.35(c) e 5.35(d), para os ensaios com aço austenítico com velocidade de arame de 3,8 m/min e ambos os gases de proteção (Ar+2%CO₂ e Ar+2%O₂), as curvas da qualidade do cordão também apresentam comportamento semelhante dentro da faixa de tensão de 15 V a 19 V. Observa-se nestas figuras que o índice de qualidade do cordão (geral) tende a diminuir (até 17 V) e novamente aumentar seu valor com o aumento da tensão. Contudo, para os ensaios protegidos com Ar+2%CO₂, nota-se que a qualidade do cordão tende a diminuir com

o aumento da tensão para valores acima de 18 V. Ao passo que para os ensaios protegidos com Ar+2%CO₂, a qualidade do cordão diminui para tensão de 22 V.

Para o aço inoxidável duplex, em geral, é possível observar na Fig. 5.36 que para as condições de soldagem estabelecidas os níveis de tensão que apresentaram melhor qualidade superficial do cordão encontram-se dentro da faixa adequada de transferência por curto-circuito (de 15 V a 19 V). Nota-se nesta figura que as curvas do índice de qualidade do cordão têm a característica de aumentar com o incremento da tensão e depois novamente diminuir seu valor com o aumento da tensão de regulagem.

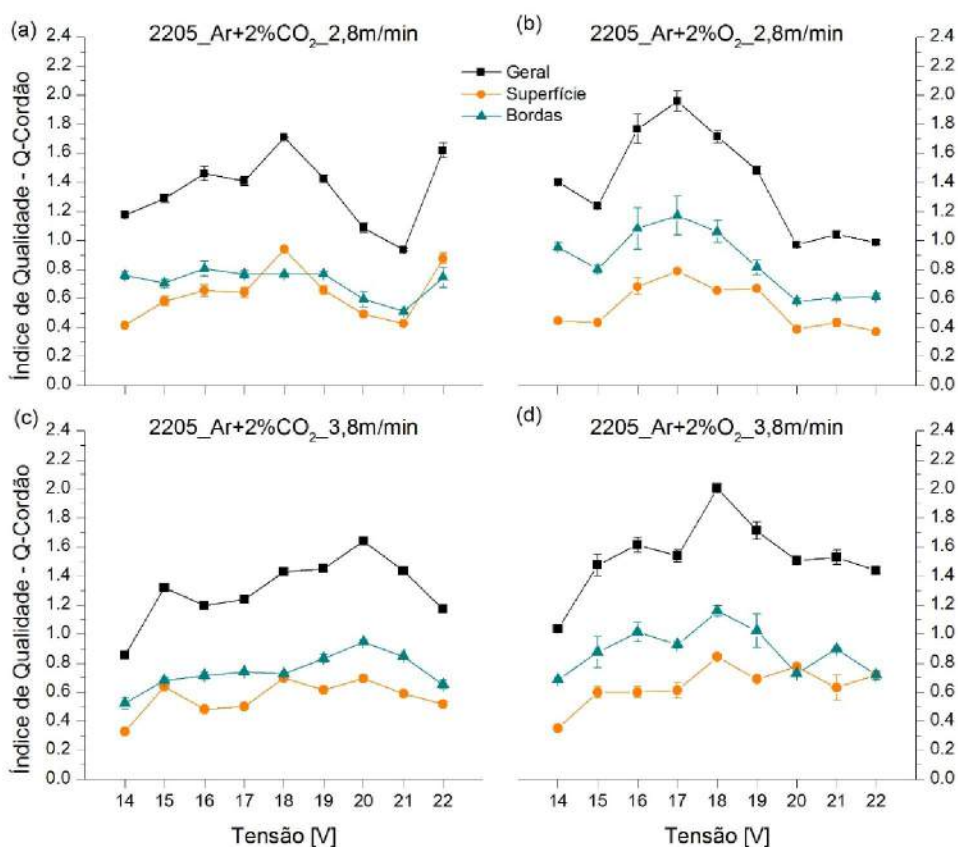


Figura 5.36 – Curvas dos índices de qualidade do cordão fornecidos pelo programa Q-Cordão para o aspecto da superfície, bordas e geral, para os ensaios com aço inoxidável duplex

Ao comparar as curvas do índice de qualidade superficial dos cordões (geral) com as curvas encontradas para o índice de regularidade (Item 5.1), nota-se que para o aço austenítico, tanto o índice de qualidade do cordão, quanto os índices de regularidade, mostrados (Figs. 5.10, 5.11, 5.12 e 5.13) não apresentam uma tendência bem definida. Comportamento também

observado para a taxa de respingos gerados (Item 5.2), mostrados na Fig. 5.26. Ainda assim, é possível identificar níveis de tensão de regulação dentro da condição adequada de curto-circuito, que apresentem boa regularidade e boa qualidade superficial do cordão, bem como baixa taxa de respingos (alto rendimento de deposição).

Por outro lado, para os ensaios com aço duplex é possível observar uma relação clara entre estas curvas. Comparando os resultados da Fig. 5.36 com os resultados mostrados nas Figs. 5.17, 5.18, 5.19 e 5.20. De forma geral, verifica-se que a máxima qualidade dos cordões e a regularidade da transferência estão associadas a um ponto de inflexão das curvas da qualidade superficial do cordão e do índice de regularidade da transferência, dentro da faixa de tensão com transferência por curto-circuito (15 V a 19 V). Assim como em relação à taxa de respingos (Fig. 5.27).

Para avaliação do efeito dos fatores, velocidade de alimentação e gás de proteção, nos índices de qualidade do cordão (superfície, bordas e geral) fornecidos pelo programa Q-Cordão, os resultados das Tabs. 5.12 e 5.13 foram analisados estatisticamente com análise de variância (ANOVA), cujos níveis de significância (p) encontram-se na Tab. 5.14.

Tabela 5.14 – Níveis de significância “p” dos aspectos do cordão (superfície, bordas e geral) para os aços inoxidáveis austenítico e duplex

Fatores	Austenítico			Duplex		
	Superfície	Bordas	Geral	Superfície	Bordas	Geral
Intercept	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
V_A	0.004081	0.118696	0.001251	0.707098	0.546362	0.584513
Gás	0.339873	0.002851	0.001186	0.942262	0.009450	0.135407
V_A *Gás	0.968578	0.274136	0.338163	0.092195	0.916507	0.324463

Na Tab. 5.14 observa-se que os resultados obtidos com aço austenítico, no índice de qualidade da superfície apenas a velocidade de alimentação apresentou efeito significativo. Verifica-se na Fig. 5.37 que para o aço austenítico, o aumento da velocidade de alimentação (3,8 m/min), maior nível de corrente, melhora a qualidade da superfície do cordão. Já o gás de proteção, mesmo não apresentando efeito significativo, nota-se na Fig. 5.37 uma tendência da média em melhor qualidade da superfície para cordões soldados com Ar+2%CO₂, o que corrobora para a análise acerca do índice de regularidade, pois quanto menor o índice, melhor foi a regularidade e melhor foi a qualidade superior do cordão para esta mistura.

Com relação à qualidade da superfície para os ensaios com aço duplex, nenhum dos fatores apresentou efeitos significativos (Tab. 5.14). Porém, pode-se observar na Fig. 5.37 uma

leve tendência da qualidade da superfície do cordão aumentar para velocidade de alimentação de 3,8 m/min. Já em relação ao efeito do gás de proteção, não se encontrou tendência característica.

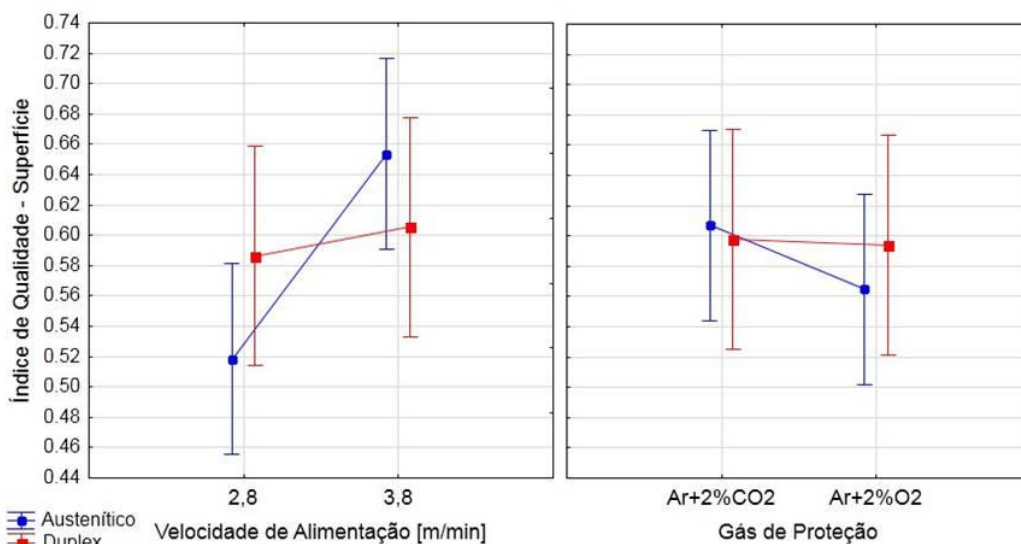


Figura 5.37 – Efeito da velocidade de alimentação e do gás de proteção na qualidade do aspecto superficial do cordão

Quanto à qualidade das bordas do cordão, para ambos os aços, houve efeito significativo apenas para o gás de proteção (Tab. 5.14), contudo, nota-se na Fig. 5.38 que o efeito apresentado é completamente contrário. Neste caso, para os ensaios com aço austenítico ao utilizar Ar+2%CO₂, obteve-se cordões com melhor qualidade das bordas. Ao passo que, para os ensaios com aço duplex os cordões que apresentaram melhor qualidade das bordas foram àqueles protegidos com Ar+2%O₂.

Em relação ao efeito da velocidade de alimentação, verifica-se na Fig. 5.38 uma tendência de melhor qualidade das bordas para a velocidade de alimentação de 3,8 m/min (maior nível de corrente), sendo que este efeito é menor para o aço duplex.

Já em relação à qualidade geral do cordão tanto para velocidade de alimentação quanto para o gás de proteção houve efeito significativo nos cordões feitos com aço austenítico (Tab. 5.14). Na Fig. 5.39 pode-se observar que o efeito da velocidade de alimentação e do gás de proteção na qualidade geral do cordão foi muito similar aos apresentados para superfície e bordas do cordão (Figs. 5.37 e 5.38), onde se obteve melhor qualidade do cordão utilizando-se velocidade de alimentação de 3,8 m/min e Ar+2%CO₂ como gás de proteção. Para o aço duplex,

mesmo não havendo efeito significativo, nota-se na Fig. 5.39 que houve uma pequena tendência a cordões com melhor qualidade para velocidade de alimentação de 3,8 m/min e, com uma tendência mais significativa, utilizando Ar+2%O₂ como gás de proteção. Comportamento este diretamente influenciado pelo aspecto das bordas do cordão.

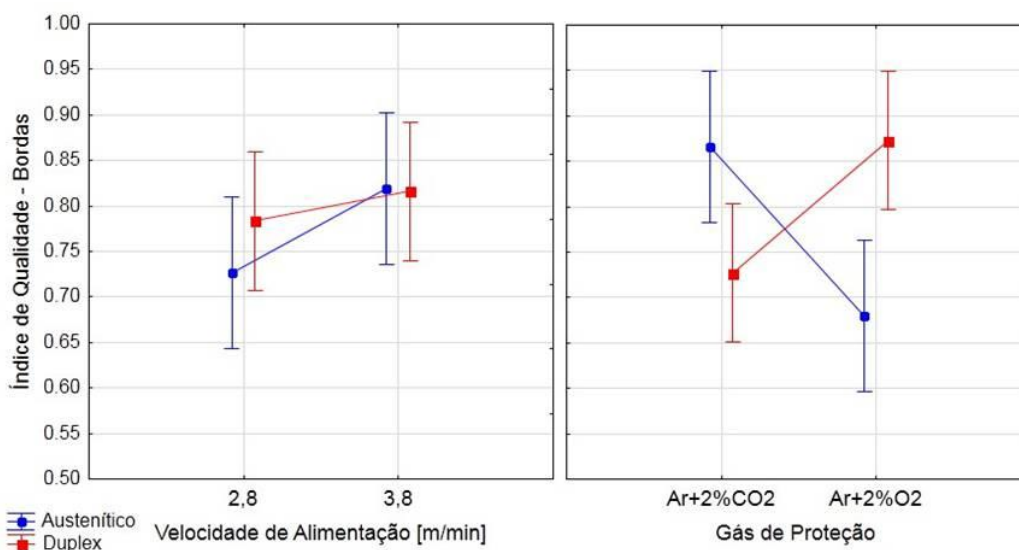


Figura 5.38 – Efeito da velocidade de alimentação e do gás de proteção na qualidade do aspecto das bordas do cordão

De uma forma geral, a presença de elementos oxidantes suaviza o perfil do cordão de solda, reduz seu ângulo de molhamento e altura do reforço e melhora a penetração. Estas características são decorrentes da geração de filmes que melhoram as condições de molhamento da poça de fusão por meio da diminuição da tensão superficial na interface poça/metal base (JÖNSSON et al, 1995). Contudo, como reportado por Scotti e Ponomarev (2008), embora tenha um maior potencial de oxidação, o oxigênio não consegue transferir para a mistura a qualidade de gás “quente” do dióxido de carbono (maior capacidade de conduzir calor do CO₂), que promove uma maior transferência de calor para o metal base, favorecendo a formação de cordões mais planos e uniformes (superfícies e bordas). Este comportamento foi verificado por Moreira (2008) ao soldar aço inoxidável com processo FCAW, onde a adição de dióxido de carbono ao gás de proteção tornou o cordão mais largo, menos alto e mais profundo. Sendo assim, se esperava cordões com melhor qualidade superficial para os ensaios utilizando Ar+2%CO₂ para ambos os aços. Por outro lado, conforme discutido no Item 5.1.4, houve uma maior frequência de curto-circuito para a mistura Ar+2%O₂. Neste caso, há dois efeitos

concorrentes, que são o efeito da maior frequência de curto-circuito (semelhante ao efeito da maior velocidade de alimentação) e o efeito da tensão superficial. Acredita-se que para cada um dos materiais houve o prevalecimento de um deles.

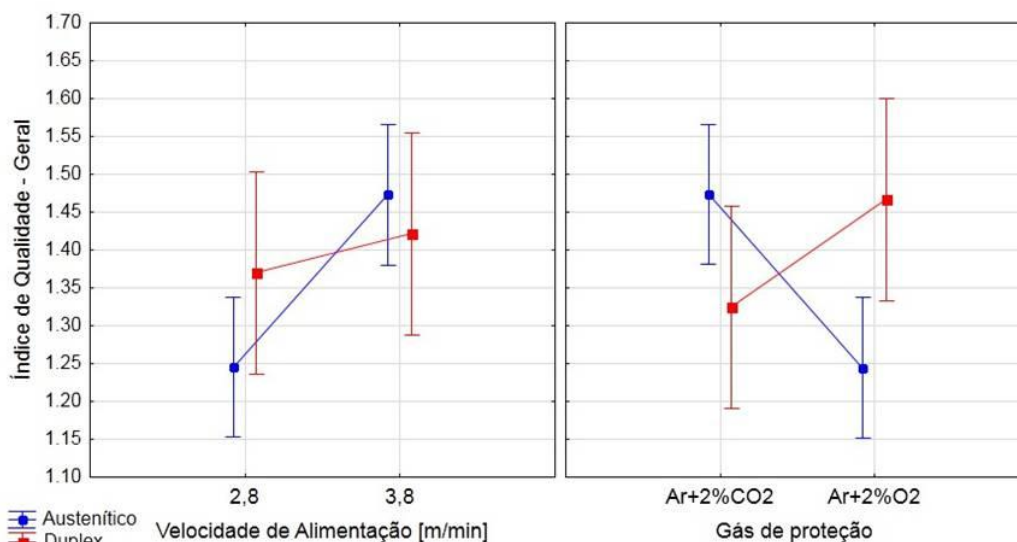


Figura 5.39 – Efeito da velocidade de alimentação e do gás de proteção na qualidade do aspecto geral do cordão

5.3.1. Análise da geométrica dos cordões

Uma análise das características geométricas dos cordões foi realizada com o objetivo de averiguar a existência de uma relação dos resultados obtidos até aqui (na análise da regularidade da transferência, do rendimento de deposição, da geração de respingos e da qualidade do aspecto dos cordões) e a geometria dos cordões de solda. Para tanto, foram analisados três valores de tensão para cada condição de soldagem adotada: 15, 17 e 19 V.

As medidas realizadas das características geométricas dos cordões, reforço da face, largura da face e reforço da raiz, assim como as imagens dos corpos de provas correspondentes aos ensaios são mostrados no Apêndice IV. Pelas curvas mostradas nas Figs. 5.40 e 5.41, verifica-se que o comportamento do reforço e da largura da face estão diretamente relacionados à tensão de soldagem. Neste caso, o aumento da tensão de soldagem eleva o comprimento do arco, resultando num maior acoplamento do arco com o metal de base, proporcionando cordões mais largos e com menor reforço da face.

Já para a penetração esperar-se-ia que a penetração se reduziria com o acréscimo da tensão, contudo, esta se tendeu a manter constante com a tensão para o aço austenítico e

aumentar para o aço duplex. Neste ponto, chama-se a atenção para a manutenção da corrente para os experimentos. Como a corrente é um dos principais fatores a influenciar a penetração (quanto maior a corrente, maior a penetração), a constância no seu valor pode ser explicada por esta abordagem metodológica no caso do austenítico. É importante ressaltar que além do efeito da corrente há também o efeito da entrega de calor para a peça (aporte térmico), objeto de discussão do item seguinte. Nas Figs. 5.42 e 5.43 demonstra-se que o aporte de calor aumentou-se com o aumento da tensão, o que contribuiu de forma mais decisiva para ao aumento da penetração no caso do duplex.

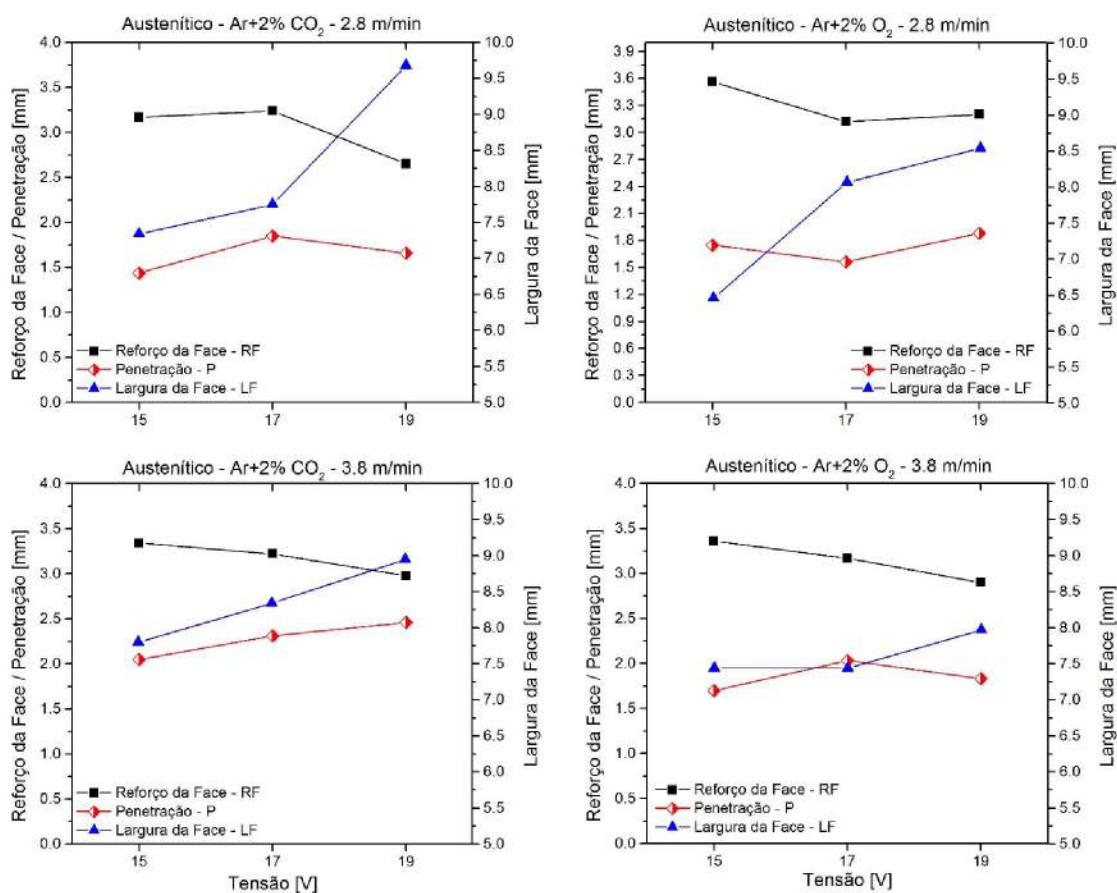


Figura 5.40 – Características geométricas para os cordões de solda sobre chapa de austenítico

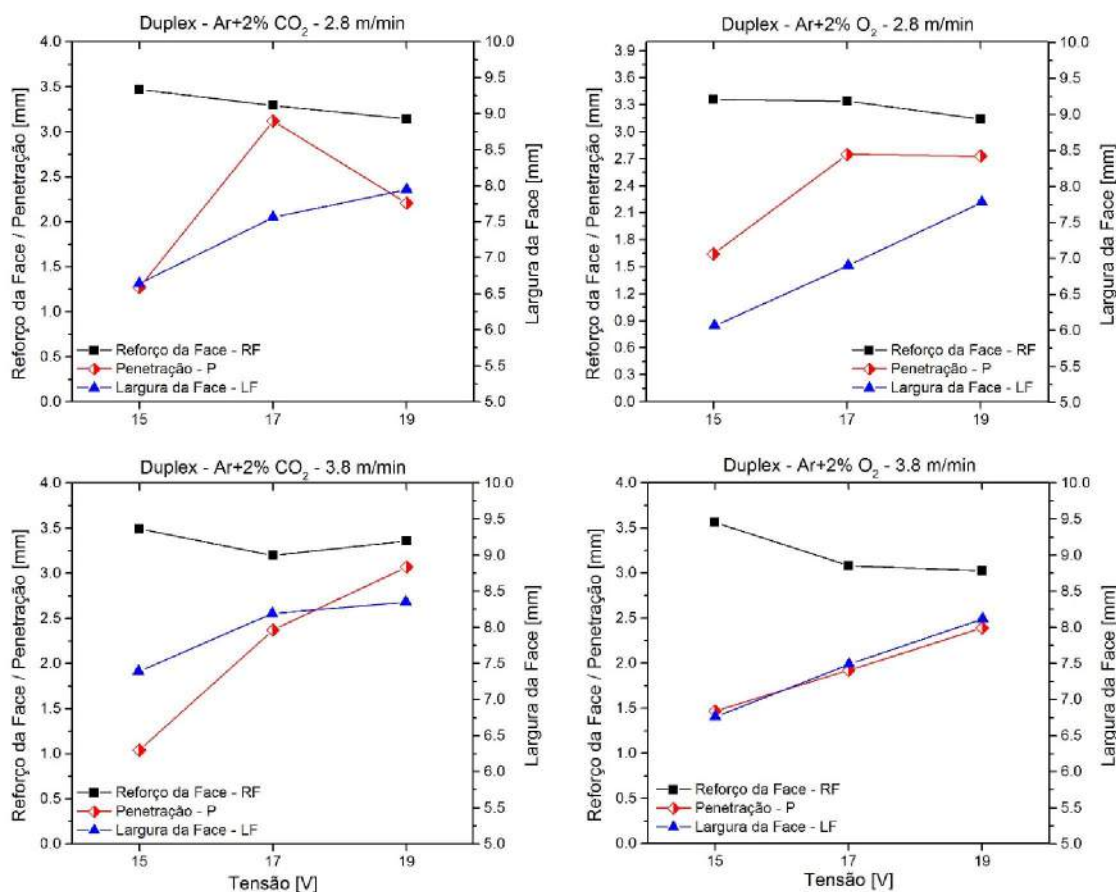


Figura 5.41 – Características geométricas para os cordões de solda sobre chapa de duplex

Por estes resultados é possível afirmar que não houve evidências diretas de relação das características geométricas com a regularidade da transferência metálica, mas sim em função dos parâmetros de soldagem adotados (tensão e velocidade de alimentação/corrente). Deve-se ressaltar que a maior convexidade do cordão, ao utilizar menores valores de tensão de regulação, pode ser uma desvantagem durante a soldagem em junta.

5.4. Análise da eficiência térmica na soldagem de aços inoxidáveis austenítico e duplex com processo MIG/MAG curto-circuito convencional

Para análise da eficiência térmica (energia de soldagem, aporte térmico e rendimento térmico) na soldagem de aços inoxidáveis austenítico e duplex com processos MIG/MAG curto-circuito convencional, foi utilizado o método experimental do calorímetro de nitrogênio líquido

(N₂L), o qual quantifica o calor absorvido pela chapa durante a formação do cordão de solda (aporte térmico ou energia imposta) através da massa evaporada de nitrogênio líquido. Neste caso, a energia associada à mudança de fase de líquido a vapor do N₂L pode ser avaliada como a energia perdida pela chapa.

As soldas foram realizadas sobre placas de aços inoxidáveis austenítico e duplex com dimensões de 200 x 50 x 4 mm em simples deposição. Foi proposta a variação da tensão de regulagem de 15 a 20 V com o objetivo de avaliar a influência dos parâmetros apenas dentro da faixa adequada de transferência por curto-circuito, para comprimento de cordão de aproximadamente 120,0 mm. Assim sendo, foram mantidas as outras variáveis: velocidade de alimentação do arame de 2,8 e 3,8 m/min, para duas faixas de corrente de soldagem (125 ± 5 A e 155 ± 5 A); Ar+2%CO₂ e Ar+2%O₂ como gás de proteção; e arame-eletrodo ER308LSi (austenítico) e ER2209 (duplex), ambos com diâmetro de 1,2 mm. Deve-se ressaltar que, para obter os valores desejados de corrente de soldagem média, foram adotados os mesmos valores de DBCP utilizados durante os testes preliminares, tal como mostrado no Item 4.1.2.

Os resultados obtidos para a análise da eficiência térmica são mostrados nas Tabs. 5.15 e 5.16 para os ensaios com aço inoxidável austenítico e duplex, respectivamente, onde se encontra os parâmetros regulados e os parâmetros monitorados de corrente (I_M) e tensão média (U_M), bem como os valores calculados da potência instantânea (P_{int}), energia de soldagem (E_{sold}), aporte térmico (E_{imp}) e o rendimento térmico (η_{term}).

Na sequência, nas Figs. 5.42 e 5.43 são mostradas as curvas de tendência da energia de soldagem, aporte térmico e rendimento térmico em função da tensão de regulagem. Ao compará-las às curvas de tendência encontradas para a regularidade de transferência (Item 5.1), nota-se que não existe uma relação clara entre as mesmas. Neste caso, as curvas de regularidade da transferência em função da tensão de regulagem tendem a apresentar uma região de inflexão, dentro de uma condição adequada de transferência por curto-circuito, onde é possível identificar os níveis de tensão com melhor regularidade. Já para a eficiência térmica, nota-se um comportamento quase linear, em que a energia de soldagem e o aporte térmico aumentam com a tensão de regulagem, e o rendimento térmico apresentou uma tendência a reduzir com o incremento da tensão para os ensaios com aço austenítico, enquanto que para o duplex observa-se uma tendência do rendimento em se manter mais constante.

Tabela 5.15 – Parâmetros regulados e valores calculados para potência instantânea (P_{inst}), energia de soldagem (E_{sold}), energia imposta (E_{imp}) e rendimento térmico (η_{term}) para os ensaios com arame 308LSi

Ensaio	V_A [m/min]	Gás	U [V]	I_M [A]	U_M [V]	P_{inst} [W]	E_{sold} [J/mm]	E_{imp} [J/mm]	η_{term} [%]
1	2.8	Ar+2%CO ₂	15	120	14.7	1678	559.22	426.77	76.3
2			16	124	15.5	1873	624.30	473.22	75.8
3			17	123	16.7	2019	673.01	476.64	70.8
4			18	124	17.7	2169	722.98	532.14	73.6
5			19	125	18.8	2313	771.01	537.85	69.8
6			20	121	19.8	2375	791.64	566.20	71.5
7		Ar+2%O ₂	15	130	14.7	2102	614.15	461.83	75.2
8			16	130	15.6	2219	658.38	515.96	78.4
9			17	130	16.5	2482	688.53	506.74	73.6
10			18	126	17.7	2595	715.23	498.85	69.7
11			19	124	18.8	2801	754.70	537.13	71.2
12			20	121	19.6	3029	778.34	547.71	70.4
13	3.8	Ar+2%CO ₂	15	150	14.5	1863	502.57	407.90	81.2
14			16	150	15.4	1997	530.38	430.78	81.2
15			17	155	16.4	2089	593.35	457.13	77.0
16			18	150	17.7	2170	620.34	474.90	76.6
17			19	155	18.5	2289	669.48	488.95	73.0
18			20	159	19.4	2361	724.09	526.89	72.8
19		Ar+2%O ₂	15	150	14.5	2143	512.17	411.38	80.3
20			16	152	15.7	2300	549.90	427.52	77.7
21			17	157	16.4	2514	600.99	444.22	73.9
22			18	157	17.5	2704	646.31	488.00	75.5
23			19	159	18.6	2917	697.23	523.11	75.0
24			20	158	19.6	3057	730.65	507.59	69.5

Desta forma, o comportamento similar é observado ao se comparar as curvas de tendência da eficiência térmica às curvas da taxa de respingos gerados e da qualidade dos cordões, referentes aos resultados mostrados nos Itens 5.2 e 5.3, uma vez que estas curvas apresentaram correlação com a regularidade da transferência (IV_{CC}).

Quanto à tendência apresentada pelas curvas de energia de soldagem e aporte térmico em aumentar com a tensão de regulagem (Figs. 5.42 e 5.43), se deve ao fato do aumento da potência do arco (potência instantânea), que por sua vez é determinada através dos valores de corrente de soldagem e tensão do arco. Portanto, ao manter constante a razão entre a velocidade de alimentação e velocidade de soldagem (V_A/V_S), para correntes médias de soldagem aproximadamente iguais, à medida que se aumenta a tensão, maior é a energia produzida pelo arco (energia de soldagem), consequentemente, maior é a quantidade de calor do arco absorvida pela chapa de teste (aporte térmico).

Tabela 5.16 – Parâmetros regulados e valores calculados para potência instantânea (P_{inst}), energia de soldagem (E_{sold}), energia imposta (E_{imp}) e rendimento térmico ($\eta_{\text{térm}}$) para os ensaios com arame 2209

Ensaio	V_A [m/min]	Gás	U [V]	I_M [A]	U_M [V]	P_{inst} [W]	E_{sold} [J/mm]	E_{imp} [J/mm]	$\eta_{\text{térm}}$ [%]
25	2.8	Ar+2%CO ₂	15	123	14.7	1724	574.70	454.43	79.1
26			16	127	15.6	1913	637.71	490.08	76.8
27			17	120	16.6	1935	644.97	493.40	76.5
28			18	125	17.6	2148	715.88	538.95	75.3
29			19	125	18.6	2285	761.78	612.91	80.5
30			20	130	19.7	2525	841.56	600.12	71.3
31		Ar+2%O ₂	15	125	14.7	2113	591.22	454.91	76.9
32			16	121	15.6	2225	612.43	473.05	77.2
33			17	130	16.7	2403	708.69	536.20	75.7
34			18	127	17.6	2617	731.26	544.24	74.4
35			19	120	18.7	2905	731.61	548.20	74.9
36			20	130	19.7	3023	835.21	594.91	71.2
37	3.8	Ar+2%CO ₂	15	154	14.7	1774	507.10	401.67	79.2
38			16	150	15.6	1837	534.06	432.61	81.0
39			17	150	16.7	2126	576.71	454.74	78.8
40			18	152	17.6	2194	628.14	504.12	80.3
41			19	160	18.5	2195	697.10	526.69	75.6
42			20	157	19.7	2506	725.64	548.09	75.5
43		Ar+2%O ₂	15	153	14.7	2158	517.96	424.97	82.0
44			16	157	15.4	2363	567.06	444.37	78.4
45			17	153	16.7	2507	601.69	481.32	80.0
46			18	158	17.6	2725	654.06	524.64	80.2
47			19	155	18.6	2832	679.67	523.03	77.0
48			20	156	19.5	3000	719.97	583.41	81.0

Nas Tabs. 5.15 e 5.16 é possível observar que o rendimento térmico médio obtido, para as condições de soldagem preestabelecidas para este trabalho, foi de 74,6 % para o aço inoxidável austenítico e um rendimento máximo de 81,2 % e mínimo de 69,5 %. Já para o aço inoxidável duplex, o rendimento térmico médio foi de 77,5 % e um rendimento térmico máximo de 82,0 % e mínimo de 71,2 %. Sendo estes valores muito próximos comparados aos resultados encontrados por Arevalo (2011), com rendimento térmico de 79,4 % para o aço carbono, mas em condições paramétricas e consumíveis diferentes.

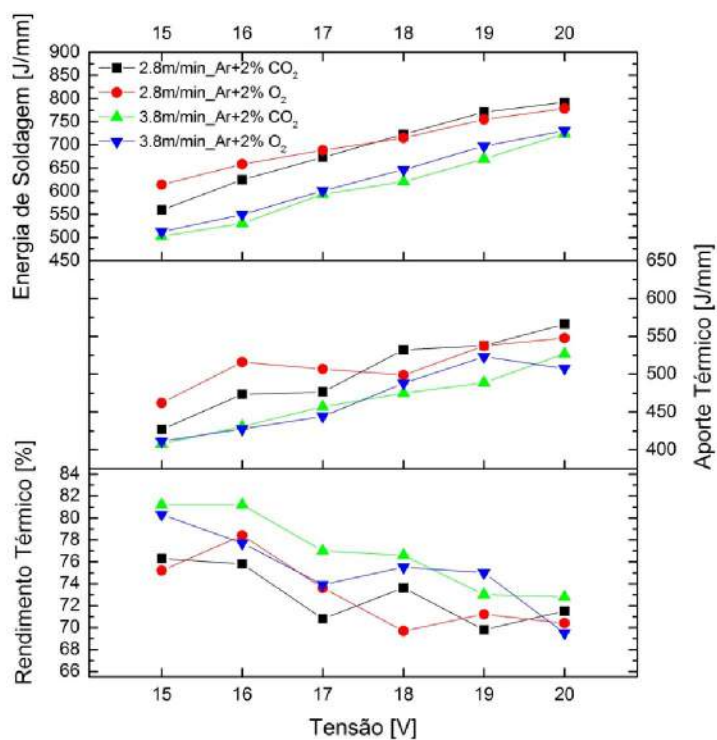


Figura 5.42 – Rendimento térmico, aporte térmico e energia de soldagem em função da tensão de regulagem para o aço inoxidável austenítico

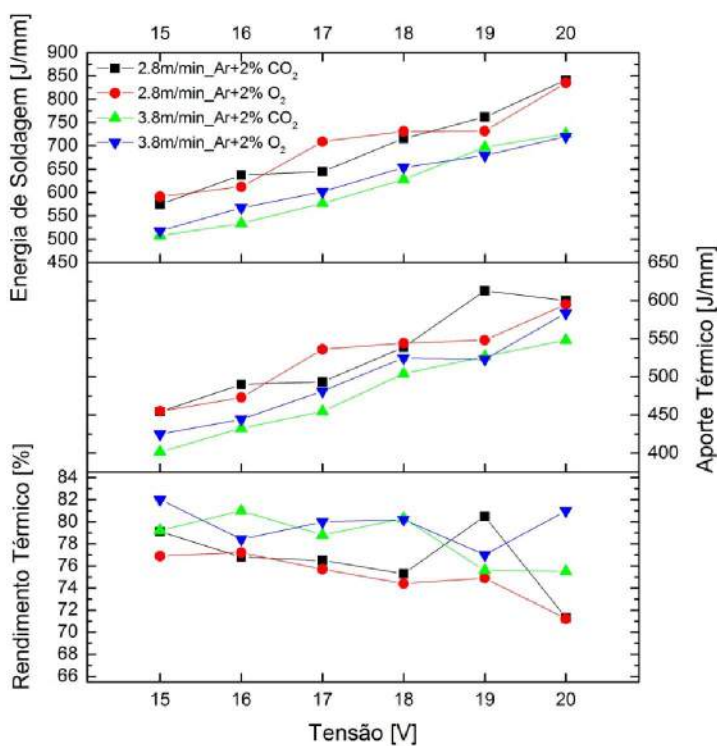


Figura 5.43 – Rendimento térmico, aporte térmico e energia de soldagem em função da tensão de regulagem para o aço inoxidável duplex

Já em relação ao comportamento das curvas de tendência do rendimento térmico (Figs. 5.42 e 5.43), apesar do incremento da tensão do arco ter aumentado a energia de soldagem e o aporte térmico, o mesmo não foi observado para o rendimento térmico. Este fato se deve, provavelmente, às perdas de calor por convecção e radiação, tanto do arco quanto do conjunto chapa/cordão. Segundo Arevalo (2011), com o aumento da tensão, maiores são as perdas de calor na coluna do arco, sendo que um maior comprimento de arco leva a uma maior área de contato com o ambiente reduzindo o rendimento térmico. Ainda segundo o autor, a queda no rendimento térmico também é influenciada pelas características geométricas do cordão, em que cordões com maior largura, reforço da face e reforço da raiz, aumentam a área de troca de calor com o meio ambiente por convecção e radiação.

Além disto, em caso de cordões de simples deposição (sem penetração total) a maior penetração também favorece as perdas de calor por convecção e radiação na superfície inferior da chapa de teste. Assim como, uma menor espessura de chapa de teste tende a apresentar menor rendimento térmico (ZIJP, 1990).

Neste sentido, para um maior entendimento da influência da penetração do cordão nas perdas de calor, procurou-se realizar uma análise qualitativa da temperatura na superfície inferior das chapas, numa região adjacente ao cordão de solda. Assim, correlacionando-se os resultados obtidos no monitoramento da temperatura por câmera térmica (Item 3.2.6) com as curvas de tendência da penetração dos cordões, observa-se nas Figs. 5.44 e 5.45, que a penetração tende a aumentar com o aumento da temperatura média obtida na parte inferior dos cordões. Neste caso, entende-se que para maiores temperaturas, maiores são as trocas de calor com o meio por convecção e radiação.

Ressalta-se ainda que tal comportamento está diretamente relacionado com a tensão e com a energia de soldagem, já que houve uma tendência da penetração em aumentar com o aumento da tensão para o aço inoxidável duplex em função do aumento do aporte térmico. Esta consideração é mais uma justificativa para a tendência apresentada pelas curvas de rendimento térmico, mostradas nas Figs. 5.42 e 5.43, em reduzir com o aumento da tensão e da energia de soldagem, no caso do aço duplex.

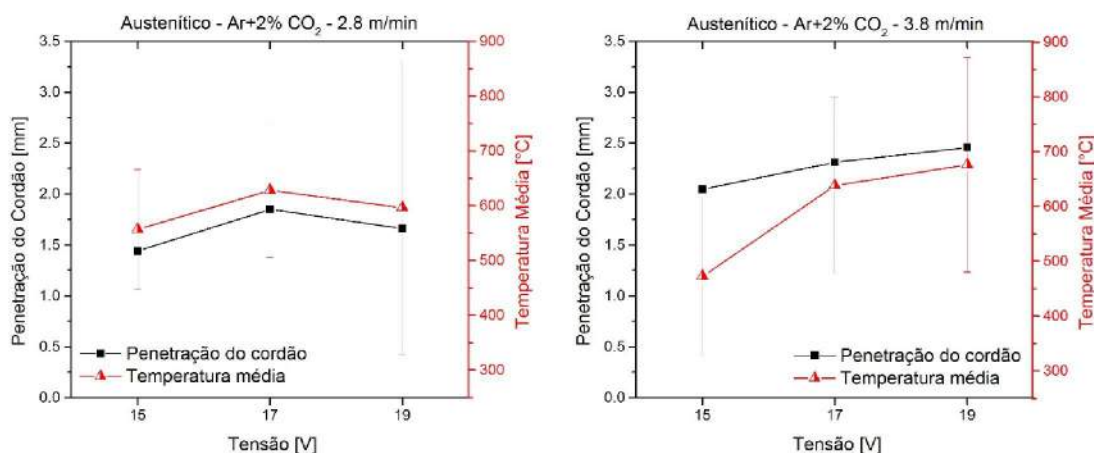


Figura 5.44 – Comparação da penetração do cordão com a temperatura média na superfície inferior da chapa (região adjacente ao cordão), para o aço austenítico

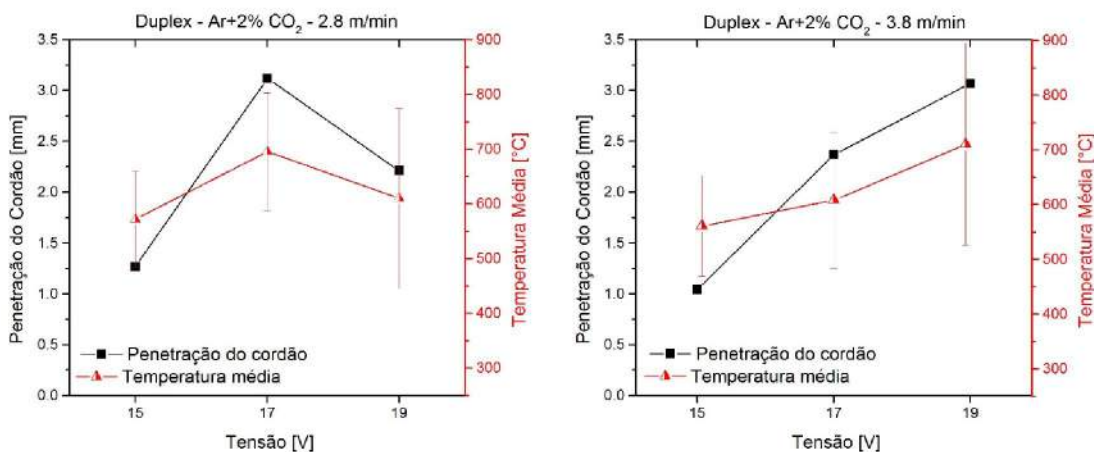


Figura 5.45 – Comparação da penetração do cordão com a temperatura média na superfície inferior da chapa (região adjacente ao cordão), para o aço duplex

Para melhor avaliar a influência da velocidade de alimentação e gás de proteção sobre a energia de soldagem (E_{sold}), aporte térmico (E_{imp}) e o rendimento térmico (η_{term}), os resultados das Tabs. 5.15 e 5.16 foram analisados estatisticamente com análise de variância (ANOVA). Na Tab. 5.17 encontra-se os níveis de significância (p) para os parâmetros de soldagem variados, onde observa-se que apenas a velocidade de alimentação apresentou influência significativa, tanto para os ensaios com aço austenítico quanto para o aço duplex, exceto para o aporte térmico.

Tabela 5.17 – Análise de variância para a energia de soldagem (E_{sold}), aporte térmico (E_{imp}) e o rendimento térmico ($\eta_{\text{térm}}$)

Fatores	Austenítico			Duplex		
	E_{sold}	E_{imp}	$\eta_{\text{térm}}$	E_{sold}	E_{imp}	$\eta_{\text{térm}}$
Intercept	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
V_A	0.034765	0.030843	0.034765	0.033761	0.099521	0.003708
Gás	0.583575	0.742446	0.583575	0.808291	0.793723	0.934062
V_A *Gás	0.528171	0.851834	0.528171	0.930593	0.598798	0.160416

Verifica-se na Fig. 5.46 que a energia de soldagem foi menor para velocidade de alimentação de 3,8 m/min, para ambos os aços. Entretanto, considerando que a energia de soldagem é diretamente proporcional a corrente de soldagem (regulada pela velocidade de alimentação), esperava-se um efeito oposto ou pelo menos constante. Neste caso, este efeito apresentado pode ser justificado pela diferença da razão entre a corrente e velocidade de soldagem (I_M/V_S), estabelecida para cada uma das velocidades de alimentação (2,8 e 3,8 m/min). Ao manter aproximadamente constante a quantidade de material depositado, através da relação entre a velocidade de alimentação e a velocidade de soldagem (V_A/V_S igual a 15,5), não se manteve uma relação constante a razão I_M/V_S , sendo de 6,94 para a velocidade de alimentação de 2,8 m/min (125 ± 5 A) e de 6,20 para velocidade de alimentação de 3,8 m/min (155 ± 5 A).

Quanto ao tipo de gás de proteção, mesmo não apresentando efeito significativo, nota-se na Fig. 5.46 uma leve tendência do aumento da energia de soldagem utilizando Ar+2%O₂. Esta observação pode ser explicada, pois mesmos procurando-se manter a corrente constante, para uma mesma velocidade de alimentação, a mistura Ar+CO₂ necessita de menores correntes para fundir a mesma quantidade de material (maior condutividade térmica).

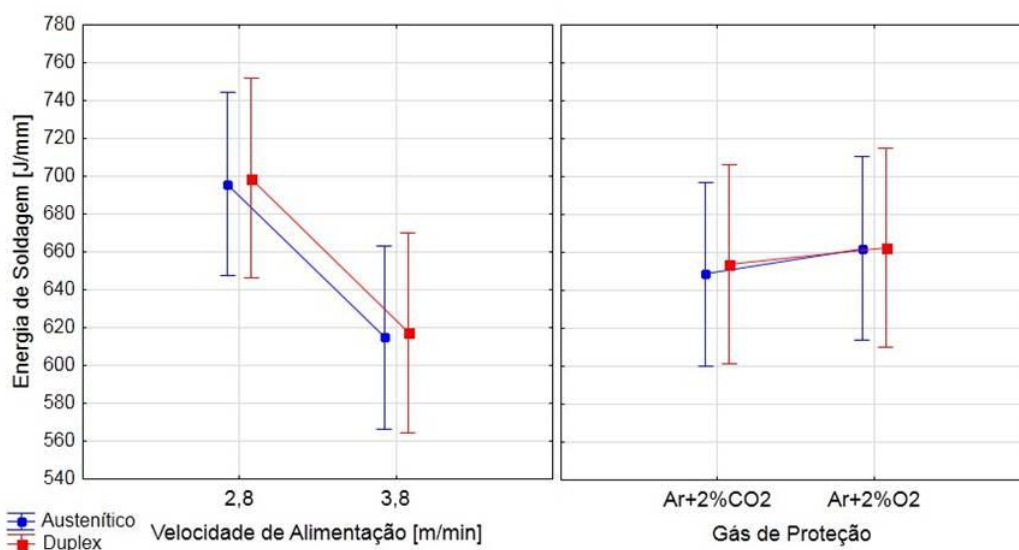


Figura 5.46 – Efeito da velocidade de alimentação e gás de proteção na energia de soldagem

Tal como observado na energia de soldagem, é possível verificar na Fig. 5.47 uma tendência de menor aporte térmico para velocidade de alimentação de 3,8 m/min, assim como nota-se uma leve tendência a aumentar o aporte térmico utilizando a mistura de Ar+2%O₂ como gás de proteção, para ambos os aços. Esta similaridade já era esperada uma vez que a quantidade de calor absorvida pela chapa (aporte térmico) é influenciada diretamente pela quantidade de calor entregue pelo arco (energia de soldagem).

No entanto, ainda na Fig. 5.47 pode se observar uma tendência de maior aporte térmico para os ensaios realizados com aço inoxidável duplex, tanto para velocidade de alimentação quanto para o gás de proteção. Neste caso, acredita-se que este efeito é devido a uma diferença de condutividade térmica dos aços, que de acordo com o fabricante é de 18,7 a 22,8 W/m.K para o aço austenítico e de 16,2 a 19,0 W/m.K para o aço duplex, para temperatura de 100°C. Araújo (2012) lembra que, como o processo de soldagem é uma fonte constante de calor, quanto maior for a condutividade térmica do material maior será a facilidade desse calor de se propagar através da peça. Consequentemente, maiores serão as perdas de calor da chapa para o meio, por convecção e radiação.

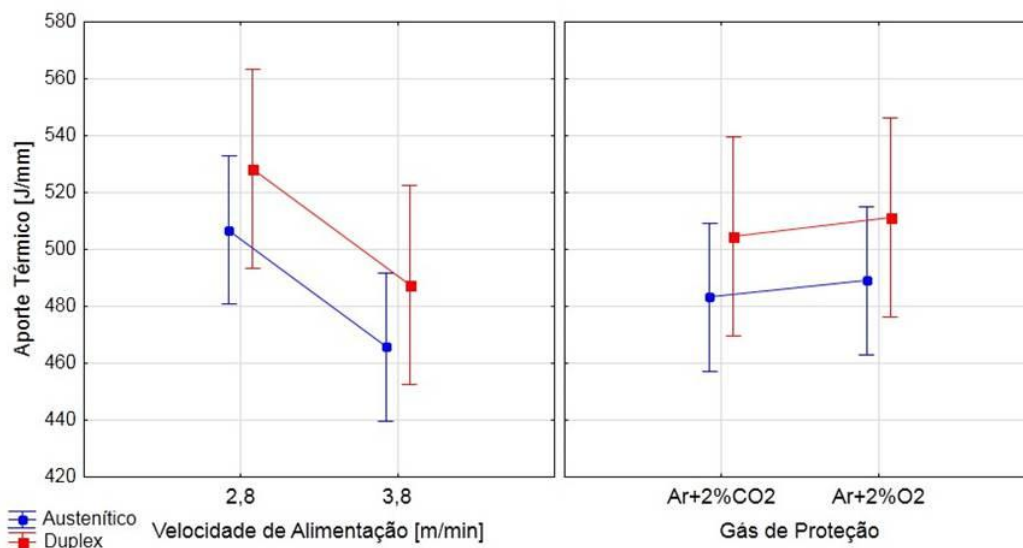


Figura 5.47 – Efeito da velocidade de alimentação e gás de proteção no aporte térmico

Na Fig. 5.48 observa-se que, ao contrário da energia de soldagem e do aporte térmico, a velocidade de alimentação de 3,8 m/min apresentou um maior rendimento térmico. Lembrando que a relação entre a velocidade de alimentação e velocidade de soldagem (V_A/V_S) foi mantida constante, maior velocidade de alimentação implica em maior velocidade de soldagem. Assim, quanto maior a velocidade de soldagem, menor é o tempo de exposição do conjunto chapa/cordão (menores perdas por convecção e radiação para o meio ambiente) e que por sua vez favorece o aumento do rendimento térmico.

Para o gás de proteção, mesmo não apresentando efeito significativo, nota-se na Fig. 5.48 uma leve tendência do aumento do rendimento térmico utilizando Ar+2%CO₂. Esta observação pode ser explicada pela pelo maior potencial de ionização do CO₂, o que leva a arcos mais curtos para uma mesma tensão, o que contribuiria para uma menor troca térmica com a atmosfera e, conseqüentemente, maior rendimento térmico.

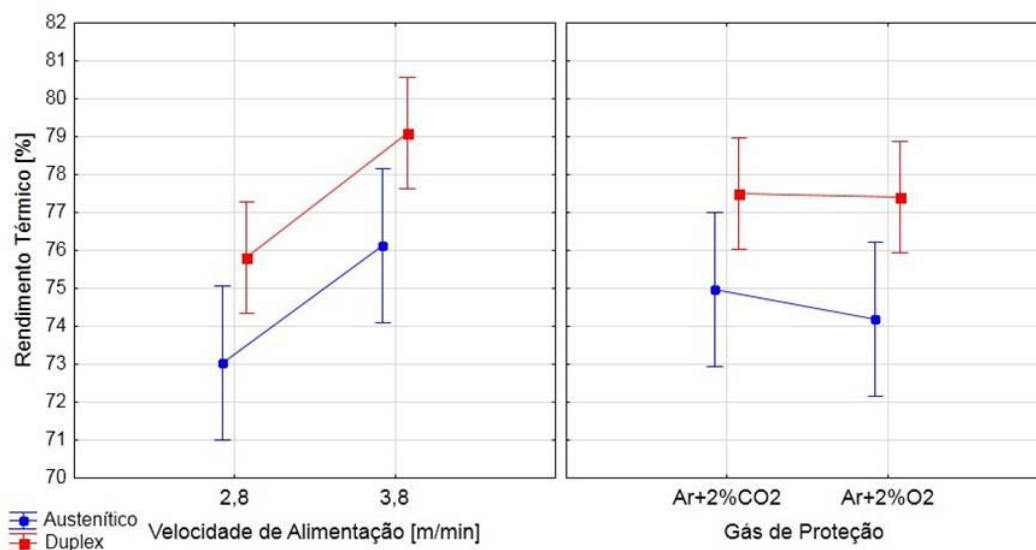


Figura 5.48 – Efeito da velocidade de alimentação e gás de proteção no rendimento térmico

5.5. Avaliação da aplicação prática das condições de soldagem – soldas em junta

Para análise da aplicação prática das condições de soldagem avaliadas nas etapas anteriores, foram selecionados três níveis de tensão de soldagem, de 15, 17 e 19 V. As soldas foram realizadas em chapas chanfradas segundo recomendação da norma AWS D1.6 (Fig. 3.10), e, para a movimentação da tocha e aquisição dos dados elétricos da solda, foram utilizados os mesmos equipamentos usados na análise da geração de respingos, descrita no Item 3.2.8. Neste contexto, foram analisados o índice de regularidade (IV_{CC}), rendimento de deposição, aspecto superficial do cordão, bem como análise das características geométricas do cordão (reforço da face, reforço da raiz, largura da face e área fundida) e a presença de defeitos. Deve-se ressaltar que, tal como realizado nas etapas anteriores, foram mantidos os mesmos valores de DBCPs utilizados durante os teste preliminares (Item 4.1.2).

5.5.1. Análise da regularidade da transferência metálica – soldas em junta

Na Tab. 5.18 são mostrados os parâmetros de regulagem (corrente, tensão e gás de proteção), os valores médios de corrente e tensão de soldagem monitorados, para os arames-eletrodos 308LSi e 2209. Nesta tabela observa-se que, para alguns ensaios, tanto para o aço austenítico, quanto para o duplex, houve grandes alterações nos valores de corrente média em relação às faixas de corrente de soldagem adotadas, de 125 ± 5 A e 155 ± 5 A. Assim, fica claro

que a parametrização dos valores de corrente de soldagem por meio do ajuste da DBCP, realizada sobre chapa, não tiveram os mesmos resultados para os ensaios em junta. Neste caso, a geometria irregular da junta proporciona variações na DBCP durante a solda (devido à autorregulação do comprimento do arco que acarreta na redução ou no aumento da extensão livre do eletrodo) e, conseqüentemente mudanças nos valores de corrente de soldagem média.

Como o objetivo desta etapa foi de averiguar a aplicação prática das condições de soldagem avaliadas anteriormente, optou-se por não realizar uma nova parametrização.

Tabela 5.18 – Parâmetros monitorados de corrente (I_M) e tensão média (U_M) para os ensaios com arame austenítico 308LSi e duplex 2209

Austenítico – 308LSi						Duplex – 2209					
Ensaio	V_A [m/min]	Gás	U [V]	I_M [A]	U_M [V]	Ensaio	V_A [m/min]	Gás	U [V]	I_M [A]	U_M [V]
1	2,8	Ar+2%CO ₂	15	122	14.8	13	2,8	Ar+2%CO ₂	15	129	14.9
2			17	138	16.2	14			17	130	16.7
3			19	136	18.3	15			19	130	18.7
4		Ar+2%O ₂	15	118	14.8	16		Ar+2%O ₂	15	127	14.6
5			17	137	16.3	17			17	129	16.4
6			19	143	18.6	18			19	135	18.6
7	3,8	Ar+2%CO ₂	15	162	14.2	19	3,8	Ar+2%CO ₂	15	169	14.2
8			17	170	16	20			17	147	16.4
9			19	176	18	21			19	157	18.2
10		Ar+2%O ₂	15	153	14.4	22		Ar+2%O ₂	15	155	14.4
11			17	161	16.2	23			17	160	16.1
12			19	178	18	24			19	162	18.3

As Tabs. 5.19 e 5.20 apresentam os valores calculados do rendimento de deposição, corrente de pico, tempos de arco aberto e curto-circuito, frequência de curto-circuito e índice de regularidade, com seus respectivos desvios padrões. Os critérios para o cálculo dos parâmetros foram os mesmos utilizados no Item 5.1. Na sequência, as Figs. 5.49 e 5.50 trazem as curvas de tendência da frequência de curto-circuito, corrente de pico e dos tempos de arco aberto e de curto-circuito. Gráficamente, é possível comparar os resultados obtidos com os aqueles encontrados nos ensaios sobre chapa. Verifica-se nestas figuras que a frequência de

curto-circuito tende a se reduzir com o aumento da tensão. Já a corrente de pico e os tempos de arco aberto e curto-circuito tendem a aumentar com o aumento da tensão. Estes comportamentos são semelhantes àqueles observados no cordão sobre chapa, já apresentados e discutidos anteriormente.

Tabela 5.19 – Valores calculados para rendimento de deposição (η_d), corrente de pico (I_{pico}), tempo de arco aberto (t_{ab}), tempo de curto-circuito (t_{cc}), frequência de curto-circuito (F_{CC}) e IV_{CC} , com seus respectivos desvios padrões, para o aço inoxidável austenítico

Austenítico – 308LSi											
Ensaio	η_d [%]	I_{pico} [A]	Desv. I_{pico}	t_{ab} [s]	Desv. t_{ab}	t_{cc} [s]	Desv. t_{cc}	F_{CC} [Hz]	Desv. F_{CC}	IV_{CC}	Desv. F_{CC}
1	99.74	193	12.70	0.0180	0.0043	0.0042	0.0008	44.88	0.5449	0.4359	0.0065
2	99.17	232	17.08	0.0264	0.0131	0.0048	0.0016	32.03	2.4567	0.8542	0.0468
3	99.80	264	24.60	0.2253	0.0945	0.0060	0.0020	13.75	0.2165	0.8485	0.0503
4	99.47	180	11.28	0.0156	0.0028	0.0036	0.0007	51.94	1.3473	0.4075	0.0320
5	99.89	221	18.27	0.0209	0.0123	0.0042	0.0015	39.78	2.0023	0.9798	0.0189
6	99.88	260	33.28	0.0525	0.0347	0.0047	0.0024	17.57	0.6937	1.1928	0.0347
7	97.63	221	22.47	0.0109	0.0044	0.0041	0.0015	69.75	0.9014	0.8047	0.0271
8	97.79	244	21.42	0.0144	0.0091	0.0035	0.0017	54.92	1.0229	1.1090	0.0473
9	98.11	271	31.22	0.0226	0.0181	0.0034	0.0021	37.17	1.2246	1.4400	0.0458
10	98.28	214	32.87	0.0102	0.0048	0.0042	0.0024	61.06	1.0846	0.9983	0.0409
11	97.66	232	20.18	0.0158	0.0080	0.0036	0.0015	51.89	2.2153	0.9350	0.0659
12	98.99	252	33.54	0.0174	0.0145	0.0025	0.0017	49.78	1.2639	1.5129	0.0119

Tabela 5.20 – Valores calculados para rendimento de deposição (η_d), corrente de pico (I_{pico}), tempo de arco aberto (t_{ab}), tempo de curto-circuito (t_{cc}), frequência de curto-circuito (F_{CC}) e IV_{CC} , com seus respectivos desvios padrões, para o aço inoxidável duplex

Duplex – 2209											
Ensaio	η_d [%]	I_{pico} [A]	Desv. I_{pico}	t_{ab} [s]	Desv. t_{ab}	t_{cc} [s]	Desv. t_{cc}	F_{CC} [Hz]	Desv. F_{CC}	IV_{CC}	Desv. F_{CC}
13	99.95	230	57.53	0.0174	0.0065	0.0064	0.0038	41.16	0.7864	0.9724	0.0385
14	99.93	211	14.32	0.0169	0.0064	0.0039	0.0011	48.17	2.4249	0.6325	0.0440
15	99.90	240	17.64	0.0401	0.0172	0.0045	0.0010	21.16	2.0243	0.6598	0.0666
16	98.84	232	22.28	0.0089	0.0030	0.0035	0.0011	78.94	2.0628	0.6667	0.0284
17	98.57	246	14.66	0.0133	0.0051	0.0032	0.0006	59.59	1.0276	0.5832	0.0249
18	98.42	278	26.86	0.0257	0.0128	0.0033	0.0011	33.13	2.9137	0.8216	0.0528
19	89.62	302	108.77	0.0167	0.0181	0.0083	0.0067	39.89	1.7822	1.9769	0.0742
20	97.34	229	26.74	0.0139	0.0044	0.0046	0.0017	52.54	3.8745	0.6852	0.0236
21	99.30	242	23.21	0.0183	0.0088	0.0037	0.0014	44.29	0.7251	0.8465	0.0521
22	95.57	256	27.30	0.0080	0.0028	0.0039	0.0016	84.78	5.2483	0.7256	0.1363
23	98.42	270	21.23	0.0097	0.0036	0.0031	0.0008	78.44	1.5032	0.6149	0.0481
24	97.56	277	27.93	0.0134	0.0079	0.0026	0.0009	60.17	0.5977	0.9415	0.0341

Ainda nas Tabs. 5.19 e 5.20 e nas Figs. 5.49 e 5.50, nota-se que, comparado aos ensaios de cordão sobre chapa, houve um aumento nos valores da frequência de curto-circuito e uma redução nos valores de corrente de pico e tempos de arco aberto e curto-circuito, ou seja, há uma tendência à redução do período de transferência para os ensaios em junta. Baseado nestes dados, é possível dizer que tais condições de soldagem tiveram transferência de gotas menores. Como já dito, o volume da gota tem grande parcela na responsabilidade pelo seu tempo de destacamento. Assim sendo, menor período de transferência, menor é o volume da gota (menor diâmetro da gota).

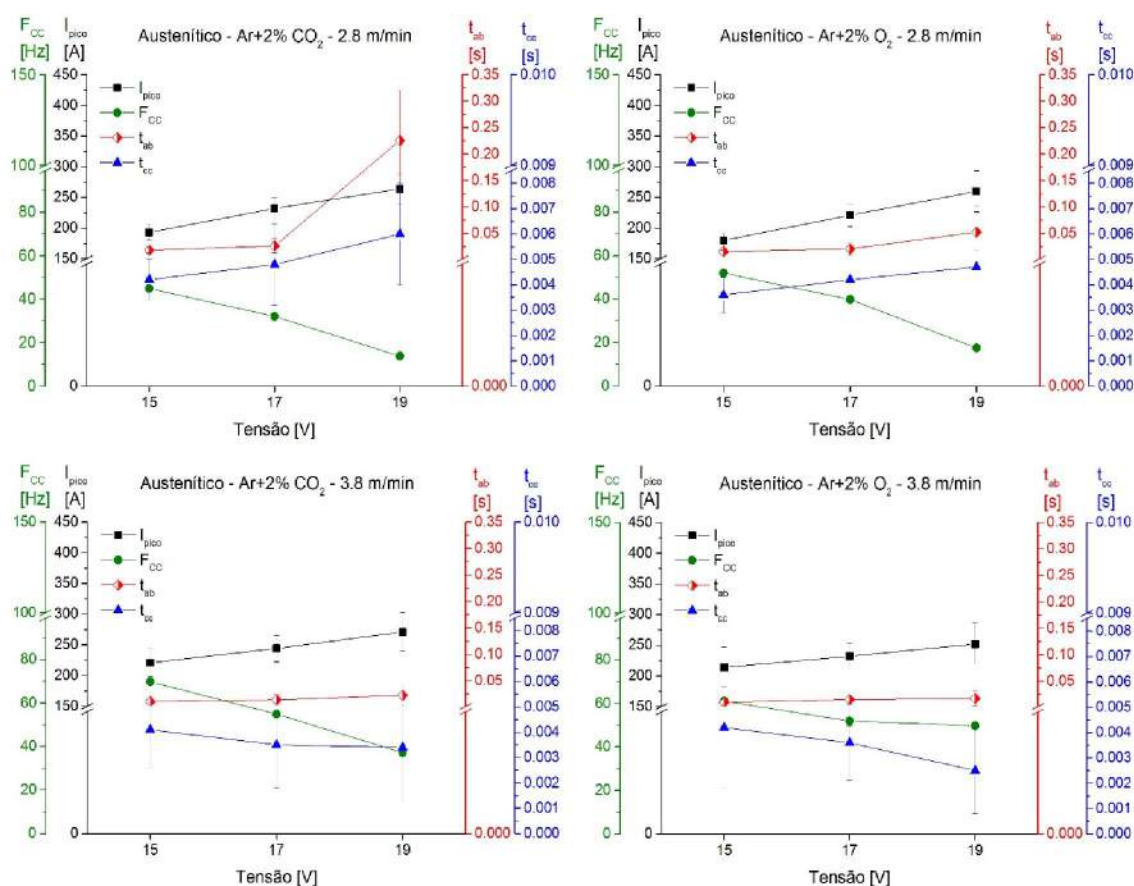


Figura 5.49 – Comportamento das curvas de corrente de pico (I_{pico}), frequência de curto-circuito (F_{CC}) e tempos de arco aberto (t_{ab}) e curto-circuito (t_{cc}) – austenítico

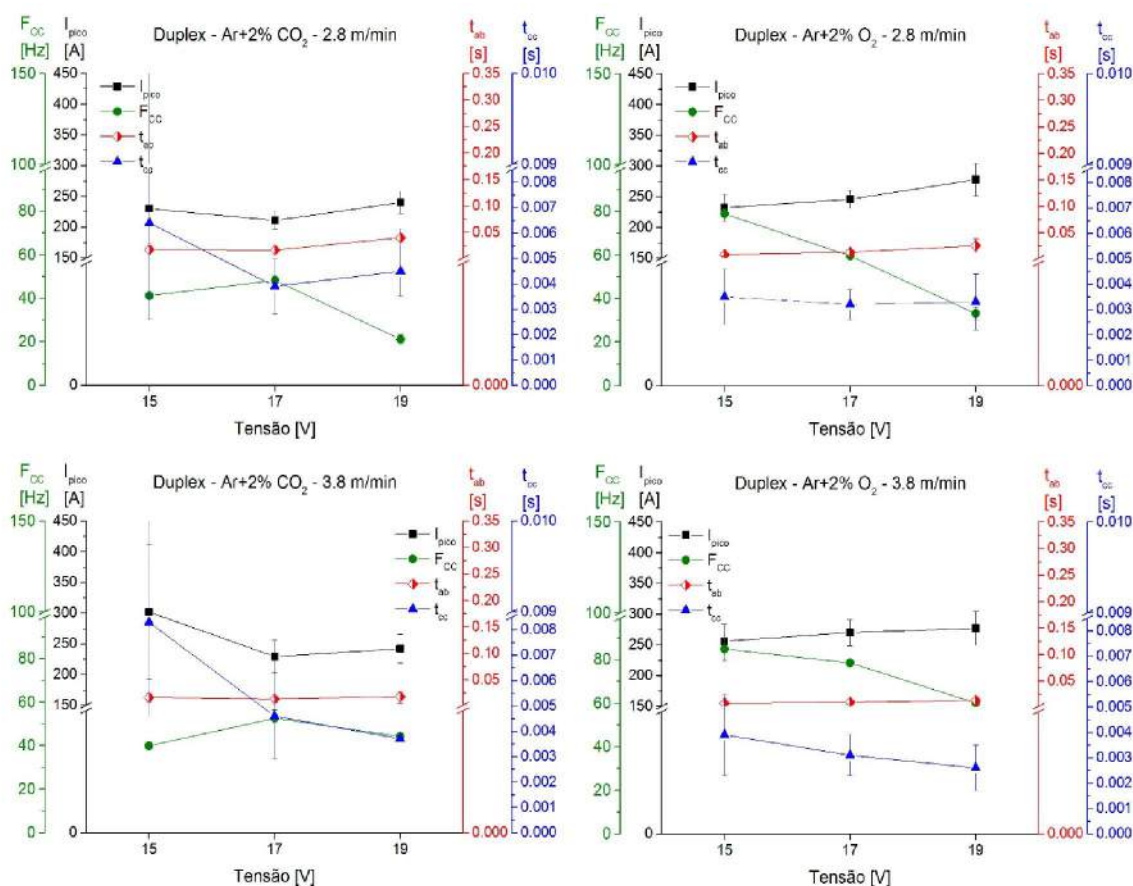


Figura 5.50 – Comportamento das curvas de corrente de pico (I_{pico}), frequência de curto-circuito (F_{cc}) e tempos de arco aberto (t_{ab}) e curto-circuito (t_{cc}) – duplex

Neste contexto, fica claro que os valores de frequências de corte (F_{corte_min} e $F_{corte_máx}$), determinados com base no diâmetro das gotas de transferência, realizados nas etapas anteriores, não são apropriados para análise dos cordões em junta. Estima-se que alterações significativas podem ocorrer na faixa de tensão com condições adequadas de transferência. Assim, para determinar as frequências de cortes para os ensaios em junta, faz-se necessário realizar um estudo da transferência metálica munido de técnicas que permitam visualizar a gota de transferência também dentro da junta (o que não é possível pela técnica de Perfilografia). Assim, é proposto, como trabalho futuro, realizar um estudo mais aprofundado da transferência metálica para soldagem em junta.

Em relação à análise do índice de regularidade juntamente com o rendimento de deposição, pode-se verificar nas Tabs. 5.19 e 5.20 e nas Figs. 5.51 e 5.52 que ambos os parâmetros apresentaram características muito similares às apresentadas nos ensaios de cordão

sobre chapa, bem como aos resultados encontrados na análise da geração de respingos, tanto comparado aos valores obtidos, quanto ao comportamento de suas curvas (para os mesmos níveis de tensão de regulagem).

Para os ensaios com o aço austenítico, observa-se na Fig. 5.51 que as curvas dos índices de regularidade tendem a aumentar com a tensão de regulagem. Tal comportamento é semelhante ao das curvas obtidas nos ensaios sobre chapa, mostradas nas Figs. 5.13, 5.14, 5.15 e 5.16, apesar da menor quantidade de níveis de tensão de soldagem aqui avaliados. Em relação ao rendimento de deposição os resultados obtidos também são muito semelhantes aos anteriores, não apresentando qualquer relação clara com o IV_{cc} .

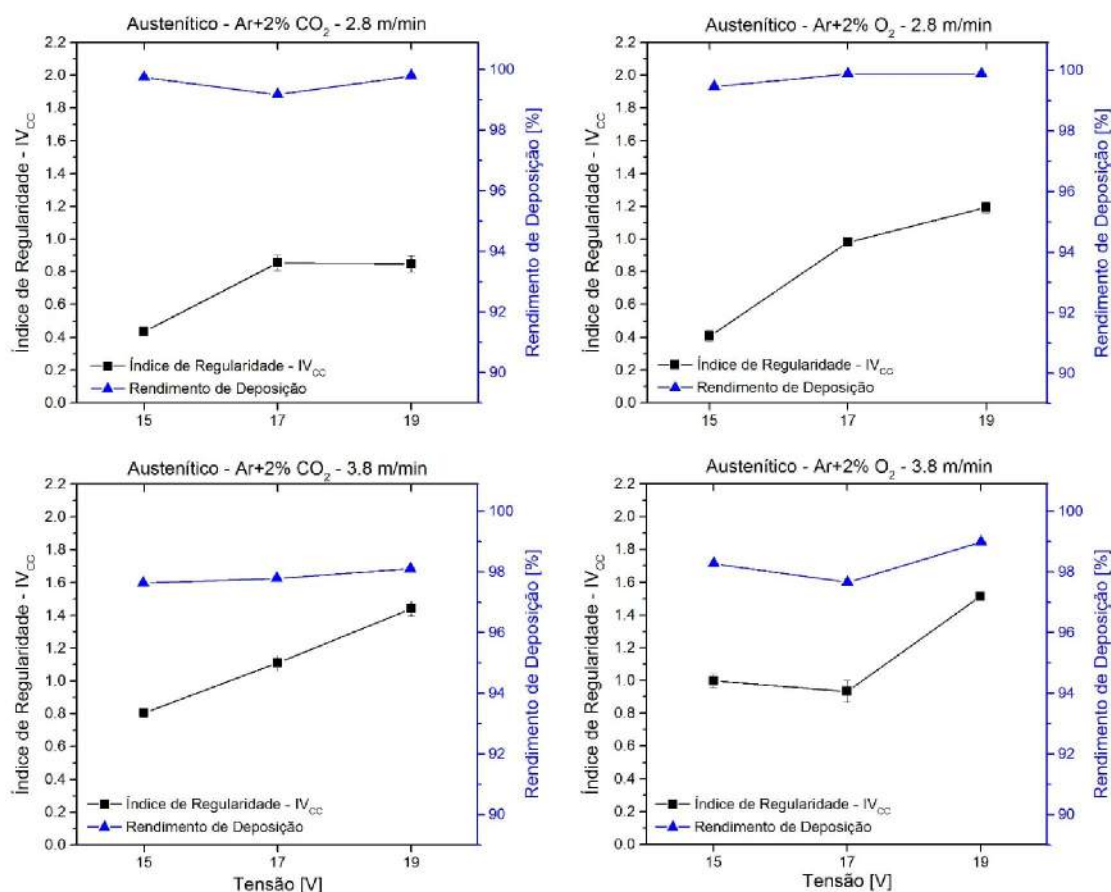


Figura 5.51 – Índice de regularidade (IV_{cc}) e rendimento de deposição em função da tensão de soldagem para arame-eletrodo ER308LSi (austenítico)

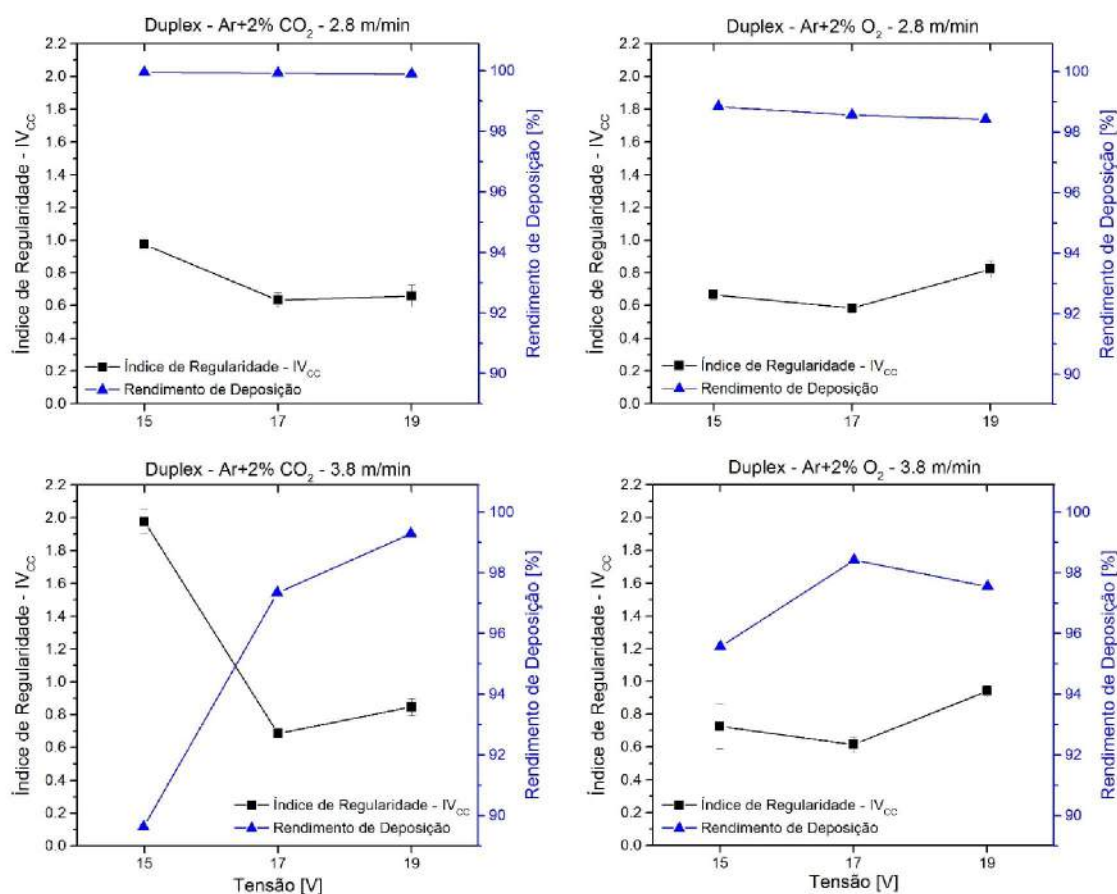


Figura 5.52 – Índice de regularidade (IV_{cc}) e rendimento de deposição em função da tensão de soldagem para arame-eletrodo ER2209 (duplex)

Ao comparar os resultados obtidos para o índice de regularidade e o rendimento de deposição com o aço duplex (Fig. 5.52), observa-se que as tendências das curvas ficaram coerentes com os resultados das etapas anteriores, em que as curvas do IV_{cc} possuem uma característica de parábola. Neste caso, o ponto de melhor regularidade da transferência metálica está localizado no seu ponto de mínimo que é de 17 V, o qual coincide com o nível de tensão com melhor eficiência de deposição, ou seja, esta observação confirma a relação evidente entre o IV_{cc} e o rendimento de deposição para este aço.

Por estes resultados é possível dizer que a utilização de soldagem de cordões sobre chapa, como pré-testes para aços austenítico e duplex, é uma forma mais viável na análise da regularidade da transferência metálica (IV_{cc}) e do rendimento de deposição. Tendo em vista que os resultados obtidos foram bastante significativos. No entanto, ressalta-se o cuidado quando a operação em questão exige níveis de tensão de soldagem muito baixo ou muito alto. Já que a faixa de tensão de solda com condições adequadas de transferência por curto-circuito,

definida pelos ensaios com cordões sobre chapa, podem não coincidir com a faixa de tensão de uma condição prática (cordões em junta).

5.5.2. Análise do aspecto superficial dos cordões – soldas em junta

Para avaliação do aspecto superficial dos cordões foi utilizado o programa Q-Cordão, cujo critério de avaliação é fundamentado no processamento de imagens do perfil (aspecto superficial) e da parte superior dos cordões (aspecto das bordas). Entretanto, para casos como o mostrado na Fig. 5.53, não foi possível realizar uma avaliação adequada da qualidade das bordas dos cordões, pois o programa não foi capaz de identificar com precisão os contornos (Fig. 5.53(b)). Neste caso, o método de iluminação utilizado na geração das imagens apresentou problemas em distinguir o cordão de solda do metal de base, considerando que cordões feitos em junta possuem um ângulo de molhamento menor quando comparado a cordões feitos sobre chapa.

Desta forma, optou-se por utilizar um programa de edição de imagem, com o auxílio de uma mesa digitalizadora, o qual permitiu definir os contornos dos cordões, que facilitou o processamento das imagens, como pode ser observado na Fig. 5.53(c).

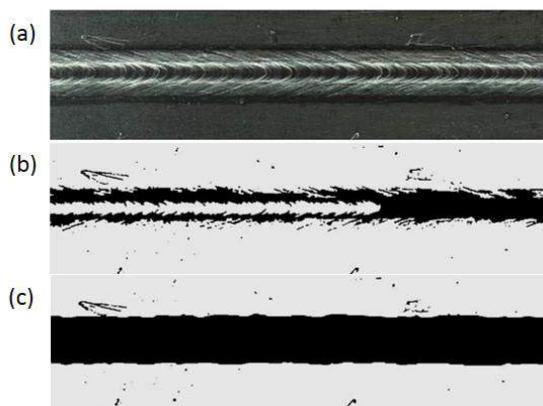


Figura 5.53 – (a) Imagem do cordão; (b) imagem processada sem edição e; (c) imagem processada com edição – Ensaio 23

Nas Tabs. 5.21 e 5.22 estão apresentados os valores dos índices de qualidade da superfície, das bordas e geral dos cordões, fornecidos pelo programa Q-Cordão, bem como seus respectivos desvios-padrão. Já as Figs. 5.54 e 5.55 trazem as curvas de tendência dos índices de qualidade (superfície, bordas e geral).

Tabela 5.21 – Índices de qualidade dos cordões fornecidos pelo programa Q-Cordão para o aspecto da superfície (super.), bordas e geral – ensaios em junta / austenítico

Ensaio	Austenítico					
	Índices de qualidade do cordão – Q-Cordão					
	Super.	Desv. Pad.	Bordas	Desv. Pad.	Geral	Desv. Pad.
1	0.9449	0.0211	1.7794	0.1357	2.7243	0.0784
2	0.8494	0.0210	0.9743	0.0631	1.8237	0.0421
3	0.5100	0.0365	0.9235	0.0027	1.4335	0.0196
4	0.6687	0.0094	1.2178	0.1642	1.8865	0.0868
5	0.7726	0.0066	1.1011	0.1100	1.8737	0.0583
6	0.7300	0.0313	1.0648	0.0754	1.7948	0.0534
7	0.6736	0.0325	1.3044	0.0098	1.9780	0.0212
8	0.6956	0.0538	0.7031	0.0136	1.3987	0.0337
9	0.6250	0.0537	1.0119	0.0207	1.6369	0.0372
10	0.6703	0.0579	1.0253	0.1337	1.6956	0.0958
11	0.5429	0.0239	0.7962	0.0704	1.3391	0.0472
12	0.4706	0.0173	0.7257	0.0480	1.1963	0.0327

Tabela 5.22 – Índices de qualidade dos cordões fornecidos pelo programa Q-Cordão para o aspecto da superfície (super.), bordas e geral – ensaios em junta / duplex

Ensaio	Duplex					
	Índices de qualidade do cordão – Q-Cordão					
	Super.	Desv. Pad.	Bordas	Desv. Pad.	Geral	Desv. Pad.
13	0.8626	0.0239	1.0905	0.0157	1.9531	0.0198
14	0.6004	0.0037	1.2359	0.0553	1.8363	0.0295
15	0.9220	0.0355	0.6656	0.1254	1.5876	0.0805
16	0.4559	0.0564	0.9430	0.0385	1.3989	0.0475
17	0.4542	0.0793	1.3422	0.1277	1.7964	0.1035
18	0.7627	0.0913	0.3335	0.0360	1.0962	0.0637
19	0.3840	0.0475	0.4579	0.0033	0.8419	0.0254
20	0.5198	0.0885	1.1933	0.0383	1.7131	0.0634
21	0.7850	0.0888	0.8305	0.0229	1.6155	0.0559
22	0.3738	0.0029	0.6744	0.0186	1.0482	0.0108
23	0.4192	0.0513	0.9581	0.0719	1.3773	0.0616
24	0.7278	0.1554	0.9893	0.1055	1.7171	0.1305

De forma geral, nota-se nas Figs. 5.54 e 5.55 que as curvas dos índices de qualidade apresentaram uma tendência semelhante àquelas encontradas nos ensaios com cordão sobre chapa (Figs. 5.35 e 5.36), ou seja, nos ensaios com Ar+2%O₂ e com velocidade de alimentação de 2,8 m/min (Fig. 5.54(b)), a qualidade dos cordões se manteve constantes. Para a condição de soldagem com Ar+2%CO₂ e velocidade de alimentação de 3,8 teve como característica reduzir a qualidade dos cordões para os valores de tensão de 17 V e, novamente melhorando para valores de 19 V, como pode ser observado nas Figs. 5.54(c).

Por outro lado, houve tendência distinta em relação àquela observada para cordões sobre chapa, em especial para o aço austenítico, com condições de soldagem Ar+2%CO₂ e velocidade de alimentação de 2,8 m/min (Fig. 5.54(a)) e Ar+2%O₂ e velocidade de alimentação de 3,8 m/min (Fig. 5.54(d)), em que a qualidade dos cordões tende a reduzir com o aumento da tensão de soldagem. Anteriormente, a primeira condição de soldagem apresentou comportamento mais constante, equanato que a segunda apresentou um comportamento em parábola, tendo como menor quantidade do cordão para a tensão de 17 V.

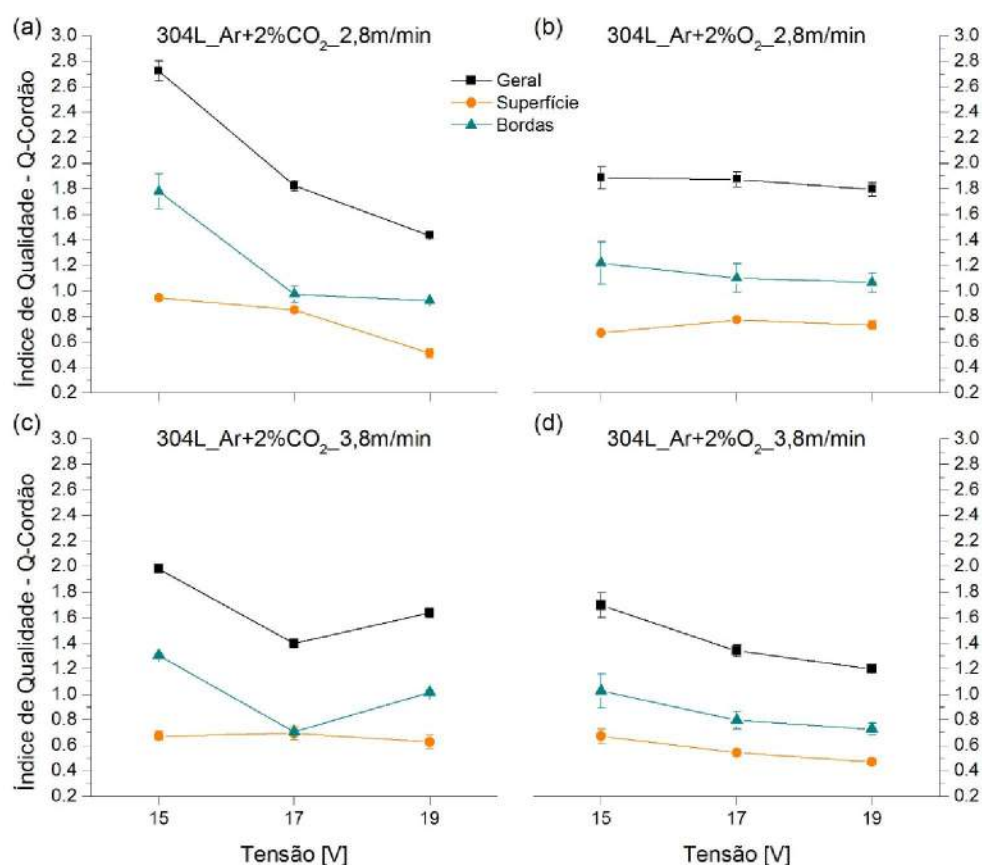


Figura 5.54 – Índices de qualidade do cordão fornecidos pelo programa Q-Cordão para o aspecto da superfície, bordas e geral, para os ensaios em junta com aço inoxidável austenítico

Já para os ensaios com aço inoxidável duplex, os resultados mostrados na Fig. 5.55 foram mais concordantes com os resultados anteriores. Manteve-se a melhor qualidade dos cordões soldados com a tensão de soldagem de 17 V, protegidos com Ar+2%CO₂ com ambas as velocidades de alimentação, tal como para os ensaios protegidos com Ar+2%O₂ e velocidade de alimentação de 2,8 m/min. Por outro lado, para a velocidade de alimentação de 3,8 m/min a qualidade dos cordões tende a melhorar com aumento da tensão (Fig. 5.55(d)).

Pela análise das Tabs. 5.21 e 5.22, ressalta-se que apenas os valores obtidos com o índice de qualidade da superfície estão em conformidade com os resultados anteriores. Já em relação ao aspecto das bordas, os cordões apresentaram índices de qualidades com valores superiores, consequentemente, maiores foram os índices de qualidade geral dos cordões aqui avaliados. Legitimando os resultados encontrados nos ensaios sobre chapa, em que o índice de qualidade das bordas teve maior influência na qualidade final dos cordões.

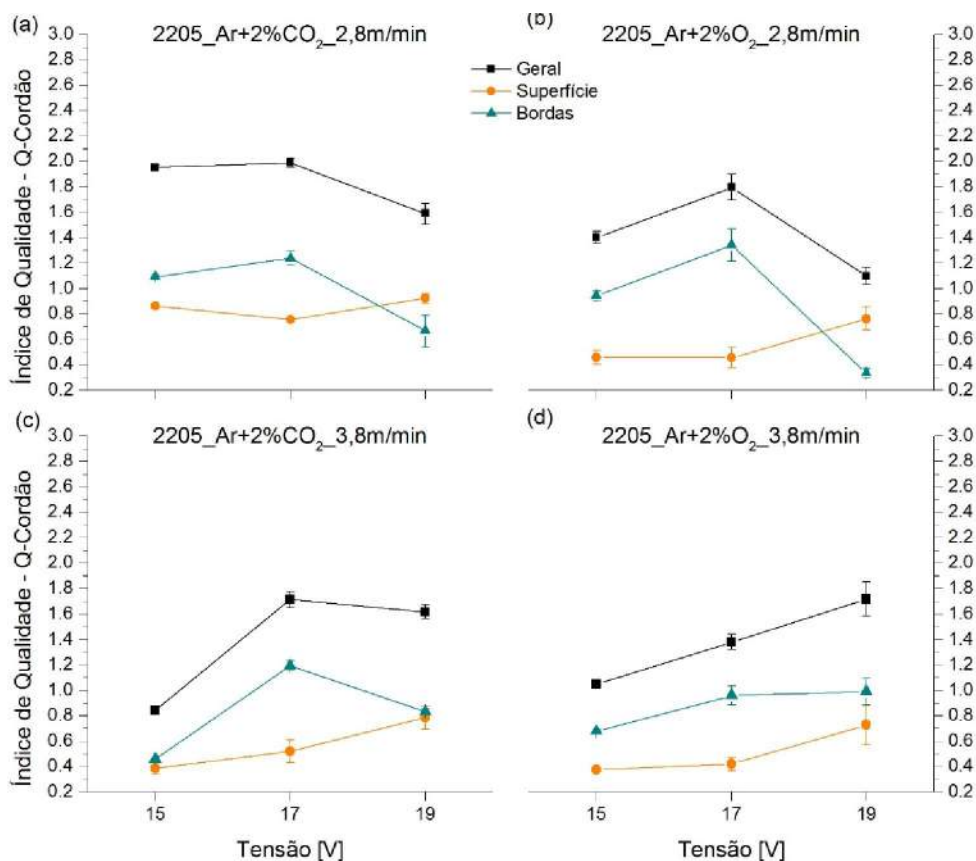


Figura 5.55 – Índices de qualidade do cordão fornecidos pelo programa Q-Cordão para o aspecto da superfície, bordas e geral, para os ensaios em junta com aço inoxidável duplex

5.5.3. Análise geométrica dos cordões – soldas em junta

Uma primeira análise a ser feita diz respeito à existência de defeitos nos cordões de solda, pois de nada adiantaria os bons resultados obtidos na regularidade da transferência, na quantidade de material perdidos e no aspecto superficial do cordão, se a solda não resultasse num cordão livre de defeitos. Na Fig. 5.56 são mostrados os ensaios que apresentaram defeitos. Observa-se que os tipos de defeitos encontrados foram a falta de fusão na região do nariz do

chanfro, mesmo tendo penetração total (nos ensaios 7, 10, 13 e 20), e a falta de penetração da junta observada no ensaio 16. Em geral, estes fatores estão associados aos baixos valores de tensão de regulagem.

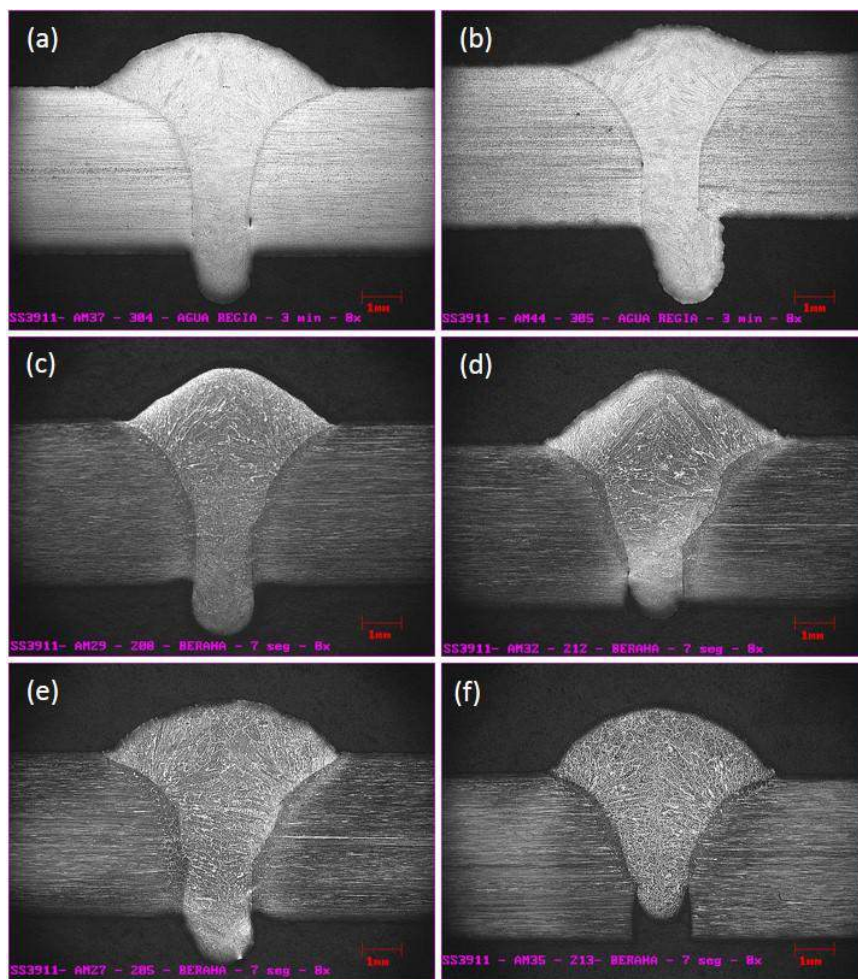


Figura 5.56 – Ensaio com aço asutênítico com falta de fusão (a) 7 e (b) 10. Ensaio com aço duplex (c) 13, (d) 20 e (e) 23 com falta de fusão e (f) 16 com falta de penetração

Na sequência foi feita uma análise das características geométricas dos cordões. As medidas realizadas da geometria dos cordões, reforço da face, largura da face e reforço da raiz e as imagens dos corpos de provas são mostradas no Apêndice IV. Para apresentação dos resultados, as Figs. 5.57 e 5.58 trazem as curvas de comportamento das referidas características. Em comparação com os resultados obtidos nos ensaios sobre chapa, mostrados nas Figs. 5.40 e 5.41, é possível verificar que as tendências anteriores, apresentadas pelas curvas do reforço e da largura da face, foram mantidas, ou seja, o acréscimo da tensão de soldagem favoreceu o

aumento da largura do cordões, consequentemente, reduziu o reforço da face. Já as curvas do reforço da raiz apresentaram comportamentos bastante aleatórios. Dentre as possíveis causas para estes comportamentos, pode-se destacar as alterações nos valores de corrente de soldagem média, tendo em vista que maiores valores de correntes de soldagem podem proporcionar o aumento da penetração do cordão.

Assim, mais uma vez corroborando com os resultados encontrados para os ensaios sobre chapa, por meio dos resultados aqui obtidos não é possível identificar qualquer relação das características geométricas com os resultados encontrados na análise da regularidade da transferência metálica.

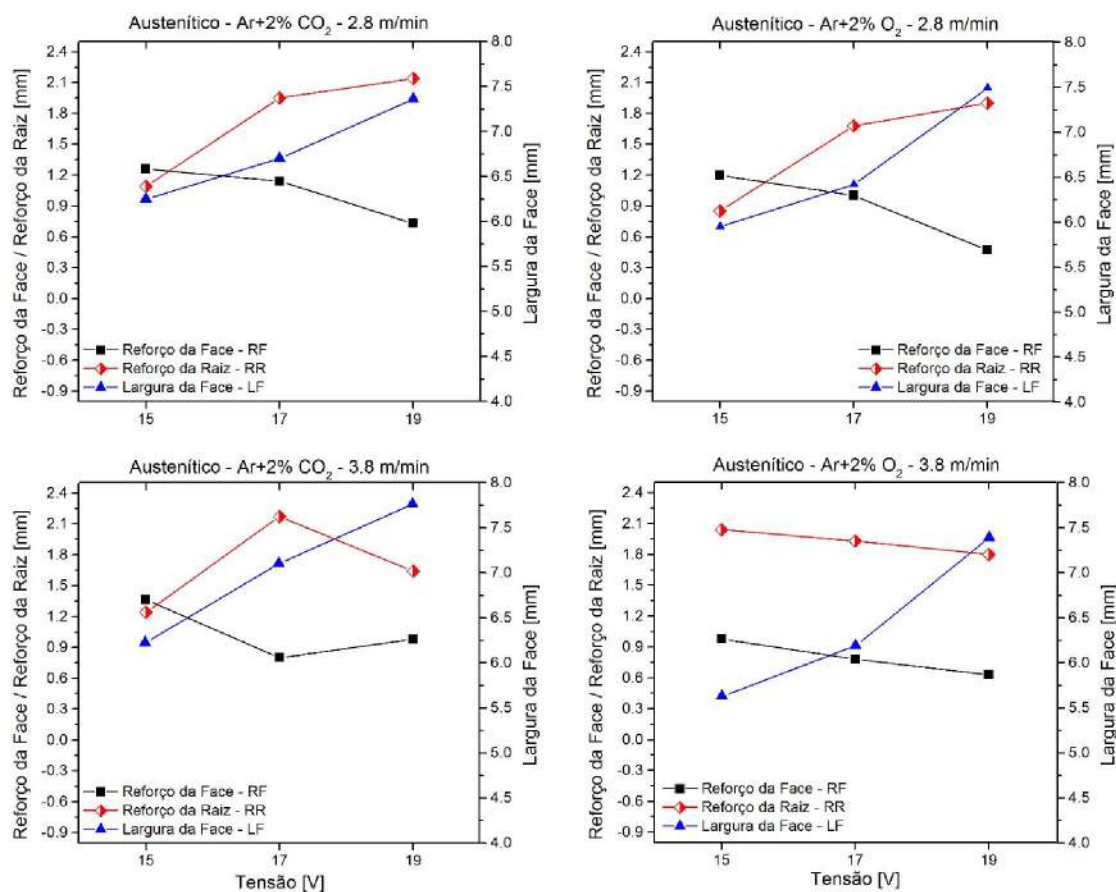


Figura 5.57 – Características geométricas para os cordões de solda em junta, para o aço austenítico

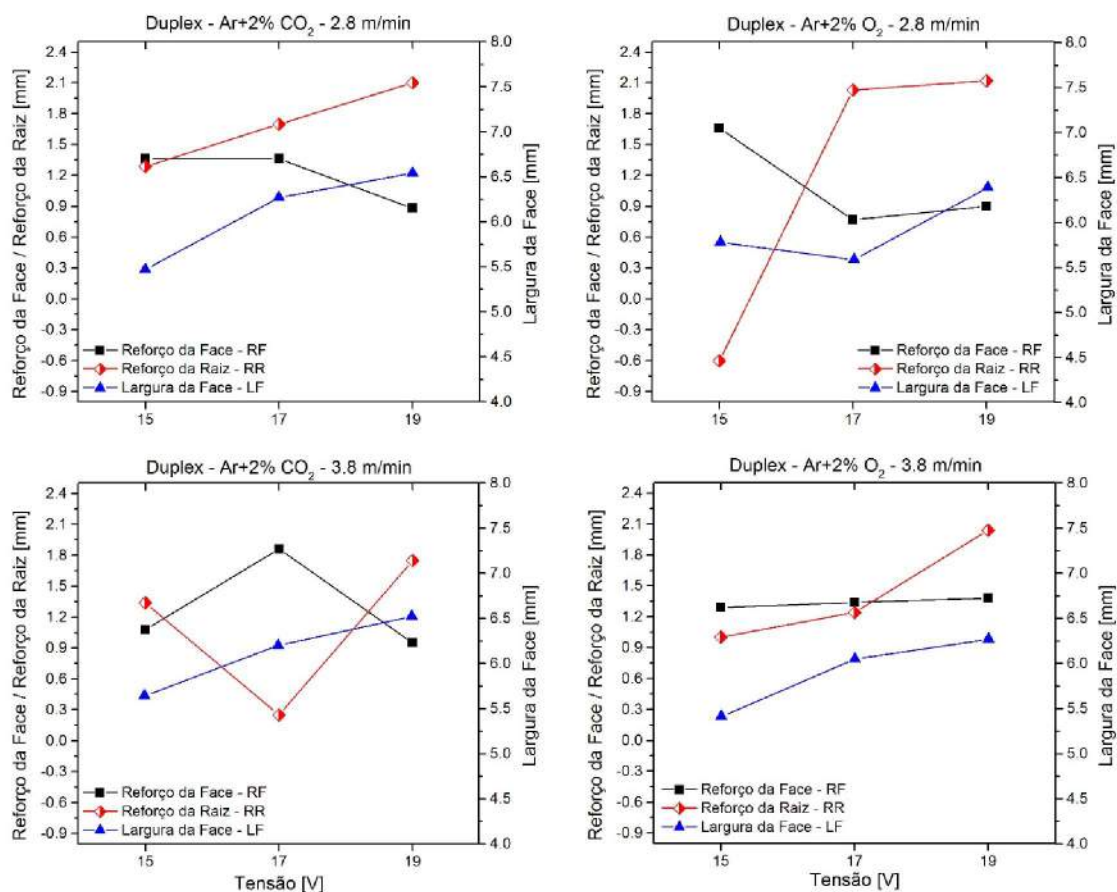


Figura 5.58 – Características geométricas para os cordões de solda em junta, para o aço duplex

Com base nos resultados aqui obtidos, conclui-se a avaliação das condições de soldagem, inicialmente analisadas para cordões sobre chapa, agora para uma condição prática de soldagem (soldagem em junta). De uma forma geral, é possível afirmar que a metodologia proposta para avaliar a estabilidade do processo MIG/MAG curto-circuito na soldagem de aços inoxidáveis austenítico e duplex, mostrou-se eficiente em relação à utilização de soldas sobre chapa como pré-testes. Naturalmente, as faixas de tensão de soldagem com melhor estabilidade do processo, encontrada durante os ensaios sobre chapa, foram estreitadas (ou refinadas) em função da presença de defeitos em alguns destes ensaios. Ressalta-se ainda que podem ocorrer outras alterações na faixa de estabilidade, considerando as diferenças no diâmetro médio das gotas de transferência.

CAPÍTULO VI

CONCLUSÕES

A partir dos objetivos propostos e dos resultados obtidos, é possível concluir que:

- De forma geral, a metodologia proposta para a avaliação da estabilidade do processo na soldagem de aços inoxidáveis austenítico e duplex, com processo MIG/MAG curto-circuito convencional, mostrou-se eficiente;
- O índice de regularidade de transferência metálica em conjunto com o rendimento de deposição permitiu estabelecer uma faixa da regulação da tensão (de 15 a 19 V), dentro da qual o processo de soldagem apresentou uma melhor estabilidade, um baixo nível de respingos, um maior rendimento de deposição e uma melhor qualidade superficial do cordão;
- Os diâmetros médios das gotas de transferência utilizados para o cálculo das frequências de corte máxima e mínima ($F_{\text{corte_máx}}$ e $F_{\text{corte_mín}}$) variam em função do gás de proteção, da velocidade de alimentação e do tipo de arame-eletrodo. Neste caso, verificou-se que o diâmetro de gota tende a ser menor para mistura gasosa com adição de O_2 , com maiores velocidades de alimentação (3,8 m/min) e arame-eletrodo duplex (ER 2209);
- Em relação aos parâmetros de transferência por curto-circuito, observou-se que a frequência de curto-circuito diminui com o aumento da tensão, sendo inverso ao comportamento observado para o diâmetro médio da gota, comprimento de arco, tempos de arco aberto e de curto-circuito e corrente de pico;

- Os resultados obtidos para o índice de regularidade do aço inoxidável austenítico não apresentaram tendência esperada, em que a melhor regularidade da transferência estaria numa região de inflexão dentro da faixa de tensão com condição adequada de transferência por curto-circuito, bem como não observou-se uma correlação com o rendimento de deposição e com a massa de respingos gerados. Neste caso, considera-se que o aço austenítico possui uma faixa de regulação (excluindo-se os valores de tensão que levam a frequência de transferência limitada pelas frequências de corte), que leva a condições de soldagem relativamente próximas, com rendimentos de deposição adequados. Esta consideração seria um indicativo da boa soldabilidade que o aço inoxidável possui, representada pela robustez de ajuste paramétrico dentro da faixa mencionada;
- Para o aço inoxidável duplex, as curvas de tendência encontradas com o índice de regularidade apresentaram um comportamento parabólico com um ponto de mínimo, indicativo de níveis de tensão em que o processo opera com melhor regularidade de transferência, dentro de uma condição adequada de transferência por curto-circuito. Também ficou evidente sua correlação com as curvas de rendimento de deposição e massa de respingos gerados. Neste caso, massa de respingos gerados tende a diminuir com o aumento da regularidade da transferência, com a consequente redução do índice de regularidade e aumento do rendimento de deposição.
- Foi ratificada a correlação entre o método quantitativo “Q-Cordão” e o método qualitativo “por avaliadores” para a avaliação da qualidade superficial do cordão, tornando-se uma ferramenta muito útil para a avaliação do aspecto superficial do cordão de solda. Neste caso, os resultados fornecidos pelo programa Q-Cordão apresentaram uma relação direta da qualidade superficial do cordão com a regularidade da transferência metálica;
- Utilizando-se o calorímetro de nitrogênio líquido, foi demonstrado que com o aumento do comprimento do arco, a regularidade da transferência metálica pode manter-se aproximadamente no mesmo nível, enquanto a energia de soldagem aumenta, mas com uma taxa de crescimento maior do que o aporte térmico, pois, com o aumento do comprimento do arco, cai o rendimento térmico (eficiência

térmica do processo). As perdas da energia podem alcançar 29%. Entretanto, destaca-se que a análise da eficiência térmica não apresentou qualquer relação com a regularidade da transferência;

- Em relação à aplicação prática (soldagem em junta) das condições de soldagem avaliadas com ensaios de cordão sobre chapa, a metodologia proposta para avaliar a estabilidade do processo MIG/MAG curto-circuito na soldagem de aços inoxidáveis austenítico e duplex mostrou-se eficiente em relação à utilização de cordões sobre chapa como pré-testes. As faixas de tensão de soldagem com melhor estabilidade do processo encontradas durante os ensaios de cordão sobre chapa foram estreitadas (ou refinadas) em função da presença de defeitos em alguns destes ensaios. Ressalta-se ainda que deve-se considerar as diferenças no diâmetro médio das gotas de transferência.

CAPÍTULO VII

TRABALHOS FUTUROS

Como forma de sedimentar e expandir os conhecimentos obtidos durante o desenvolvimento desta tese e contribuir para o estudo estabilidade do processo de MIG/MAG com transferência por curto-circuito na soldagem de aços inoxidáveis austenítico e duplex, segere-se como possibilidade de trabalhos futuros:

- Realizar ensaios destrutivos e não destrutivos para qualificação de cordões realizados para tentar correlacionar as propriedades mecânicas com a estabilidade do processo MIG/MAG curto-circuito na soldagem de aços inoxidáveis austenítico e duplex;
- Utilizar técnica de filmagem em alta velocidade juntamente com iluminação de diodo laser para o estudo da transferência metálica por curto-circuito na soldagem em junta;
- Realizar um estudo sobre estabilidade dos processos MIG/MAG curto-circuito derivativos (STT, RMD e CMT) na soldagem de aços inoxidáveis;
- Expandir os parâmetros (ex. curto-circuito forçado) e técnicas de soldagem avaliados (soldagem fora de posição, soldagem de tubulações, etc) para a disponibilização de um estudo mais abrangente da estabilidade do processo MIG/MAG curto-circuito na soldagem de aços inoxidáveis austenítico e duplex.

CAPÍTULO VIII

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ANTUNES, P. D., “Influência do metal de adição na susceptibilidade à corrosão sob tensão de juntas soldadas do aço inoxidável ferrítico AISI 444 em meios contendo cloreto de magnésio”. 2010. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Itajubá, Itajubá-MG.

APERAM, 2011. “*Certificado de Qualificação*”. Timóteo, Minas Gerais.

ARAÚJO, D. B. Estudo de Distorções em Soldagem com Uso de Técnicas Numéricas e de Otimização, 2012. 261 f. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia.

AREVALO, H. H. Desenvolvimento e Avaliação de Calorímetros Via Nitrogênio Líquido e Fluxo Contínuo (Água) para Processos de Soldagem. 2011. 145p. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia – MG, Brasil.

ATAMERT, S.; KING, J. E. “Super duplex stainless steels – part 1 heat affected zone microstructures”. Materials science and Technology. V. 8, n. 10, p. 896-911, 1992.

AWS, Welding Handbook: Welding Process (Vol II), AWS, USA, 8th Edition, 1991, cap. 4, 955 p. (ISBN 0-87171-354-3).

AWS. Welding Handbook”, vol. 4, 8ª edição. American Welding Society, Miami, 1998, p. 233-332.

BAIXO, C. E. I.; DUTRA, J. C. O Estudo da Transferência Metálica no Processo de Soldagem MIG/MAG Através de Projetor e de Tratamentos Oscilográficos de Tensão e Corrente. In: XV Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem, 1989, São Paulo/SP. Anais do XVII Encontro

Nacional de Tecnologia da Soldagem. São Paulo: Associação Brasileira de Soldagem, 1989. p. 193-209.

BAIXO, C. E. I.; DUTRA, J. C. Processo MIG/MAG: Metodologia para Determinação de Relações Paramétricas Tensão/Corrente para Transferência por Curto-Circuito. In: XVII Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem, 1991, Recife/PE. Anais do XVII Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem. São Paulo: Associação Brasileira de Soldagem, 1991. p. 265-283.

BALLESTEROS, A. F.: Avaliação da Resistência de Juntas Soldadas Circunferências de Aço API 5L X-80 à Corrosão Sob Tensão na Presença de Sulfetos e Susceptibilidade à Fragilização por Hidrogênio, 2009. 282 p. Tese de Doutorado – Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro.

BREWER, L.; CHANG, S-G. (1973) “Metals handbook”. Metals Park, Ohio, ASM. V. 8, p. 422-424: Metallorgraphy, structures and phases diagrams.

BROOKS, J. A., THOMPSON, A. W., “Microstrutural development and solidification cracking susceptibility of austenitic stainless steel welds”. International Materials Reviews, 36(1), 1991, p.16-44.

BROOKS, J. A., THOMPSON, A. W., WILLIAMS, J. C. “A fundamental study of the beneficial effects of delta ferrita in reducing weld cracking”. Welding journal, 63(3), 1984, p.78.

CARBÓ, H. M., “Aço inoxidável – aplicação e especificação”, ACESITA, 2001. Disponível em: <www.nucleinox.org.br/upfiles/.../Acesita_Aplica_Especificacao.pdf>. Acesso em: 27/07/2011.

CEDRÉ, E. D.; *et al.* “Disminución del nivel de salpicadura en las soldadura GMAW con la utilización de mezclas de CO₂ + O₂ como gás de protección”. Soldagem & Inspeção, São Paulo, v. 11, n. 1, p. 34 – 38, jan/mar, 2006.

CHEN, J.H.; SUN, Z.C.; FAN, D. Study on the Mecanism of spatter produced by basicwelding electrodes. Welding Journal. Vol 75, p.312-316, 1996.

COSTA, A. V., 2003, “Desenvolvimento de metodologias para a determinação de quedas de tensão em arcos de soldagem”, Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, Fevereiro 2003, 210p.

COSTA, T. F. Aplicação de Processos MAG Curto-circuito Convencional e Controladona Soldagem de Dutos de Aço Carbono. 2011. 197 f. Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Uberlândia.

DIAS, A. O.; SILVA, E. M.; COSTA, S. C.; CÔRREA, E. O., “Aplicação da técnica de projeto e análise de experimento na soldagem do aço inoxidável AISI-304 com arame tubular”. In: Nono Simpósio de mecânica Computacional, maio de 2010, São João Del Rei-MG.

ELMER, J. W.; WONG, J.; RESSLER, T., “In-Situ Observations of phase transformations during solidification and cooling of austenitic stainless steel welds using time-resolved x-ray diffraction”. Scripta Mater. V. 43, p. 751–757, 2000.

ELMER. J. W.; PALMER, T. A.; SPECHT, E. D. “In situ observations of sigma phase dissolution in 2205 duplex stainless steel synchrotron X-ray diffraction”. Materials and Science Engineering. A459, 2007.

FERNANDES, D.B., SCOTTI, A., 2009. “*Procedimento para o Ensaio Laprosolda de Geração de Fumos em Soldagem GMAW*”. Versão 9-1, p. 1-12.

FERNANDES, M. A.; SILVA, M. C.; MARIANO, N. A., “Avaliação da tenacidade ao impacto do aço inoxidável AISI 304 em juntas soldadas”. Nucleo Inox, 2008.

FERREIRA, D., “Influência dos gás de proteção na soldagem do aço inoxidável ferrítico”. 2007. 110 f. Dissertação de mestrado – Universidade Federal de Uberlândia.

FERREIRA, R. C., “Estudo da formação de fase sigma em aços inoxidáveis austeníticos”. 2009. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

FERREIRA FILHO, D.; BÁLSAMO, P. S. S.; FERRARESI, V. A., “Influência do tipo de gás de proteção da soldagem MIG/MAG na qualidade do cordão de aço inoxidável”. In: 4º COBEF, Águas de São Pedro-SP, 2007.

FONSECA, A. F.; AVELAR, R. C.; MODENESI, P. J. Efeito de Variações nas Características de Arames na Soldagem GMAW por Curto-Circuito. In: XXII Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem, 1996, Blumenau/SC. , p. 187-196.

FONTES, T. F., “Efeito da fase alfa linha nas propriedades mecânicas e de resistência à corrosão do aço inoxidável duplex ur 52n+”, 2009, Dissertação de Mestrado – IPEN, São Paulo-SP.

FORTES, C. Arames Tubulares. Apostila ESAB S/A, Contagem, p. 2 – f 40, 2004.

GOMES, E. B.: Análise do Comportamento da Soldagem por Curto-Circuito Aplicado ao Processo Eletrodo Tubular Através da Metodologia Taguchi. 2006. 119 f. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Itajubá, Itajubá.

GUIDA, R. B., “Comparação da estampabilidade de chapas de aço inoxidável ferrítico estabilizado ao nióbio obtidas através de duas rotas de fabricação”. 2006. Dissertação de Mestrado. UFMG, Belo Horizonte-MG.

HILTON, D. E., NORRISH, J., Shielding gases for arc welding, Welding & Metal Fabrication, May/jne, 1988, pp 189-196.

HOUGHTON, M.A., LUCA, J.J.; LUCAS, W. Vision Systems for Monitoring and Control of Arc Welding Operations, Soldagem Insp., 12(4), p.293-299, Out/Dez 2007, pp. 293-299.

HULL F. C., 1967 “The effect of δ -ferrite on the hot cracking of stainless steel”. Welding Journal, 46, 1967, p. 399-409.

ISO 9001:2008. Sistema de gestão da qualidade novo — Requisitos - Seção 7: Realização do Produto. 2008. 30 p

JÖNSSON, P. G., MURPHY, A. B. and SZEKELY, J. Oxygen Additions on Argon-Shielded Gas Metal Arc Welding Processes, Welding Research Supplement – Welding Journal, V. 74, N. 2, p. 48-s 58-s, fev. 1995.

JÖNSSON, P.G., MURPHY, A. B.; SZEKELY, J., 1995, “The Influence of Oxygen Additions on Argon-Shielded Gas Metal Arc Welding Process”, Welding Journal, Feb, pp. 48s-58s.

KANG, J.; RHEE, S. The Statical Models for Estimating the Amount of Spatter in the Short Circuit Transfer Mode of GMAW. Welding Journal, vol 80, n 1, 2001

KARLSSON, L; PAK, S., “Welding of duplex stainless steels-properties of SMAW, FCAW and SAW welded joints”. Conference Duplex Stainless Steel's91-Proceedings , Beaune, Bourgogne-França, p. 413-420, 1991.

LESLIE, W.C., “The Physical Metallurgy of Steels”. McGraw Hill International Book Company, first edition, New York, 1982.

LIAO, M.T.; CHEN, W.J. The effect of shielding gas composition on the microstruture and mechanical properties of stainless steel weldments. Materials Chemistry and Physics, Lausanne, n. 55, p.145 - 151, 1998.

LIMA II, E.J. et al . Determining the relationship between welding parameters, pool width and weld bead geometry using high speed filming. Welding International, 21, 2007, pp. 220-226.

LONDOÑO, A. J. R. “Precipitação de Fases Intermetálicas e Austenita Secundária na ZAC de Soldagens Multipasse de Aços Inoxidáveis Duplex”. Tese (Doutorado) - Departamento de Eng. Metalúrgica, Escola Politécnica, U. de São Paulo, São Paulo, 2001.

LONDOÑO, A. J. R., “Estudos da precipitação de nitretos de cromo e fase sigma por simulação térmica da zona afetada pelo calor na soldagem multipasse de aços inoxidáveis duplex”. 1997. Dissertação de Mestrado – USP, São Paulo-SP.

LOUREIRO, J. P., “Caracterização do aço inoxidável duplex UNS S31803 pela técnica não destrutiva de correntes parasitas pulsadas”. Pós graduação – Escola Politécnica/UFRJ, Rio de Janeiro-RJ.

LYTTLE, K. A.; STAPON, W. F. G., “Select the Best Shielding Gas Blend for the Application”, Welding Journal, AWS, Nov., pp. 21-27, 1990.

LYTTLE, K.A. GMAW – A Versatile Process on the Move. Welding Journal, p 15 – 23, Março, 1983.

MACHADO, I. G. Soldagem e Técnicas Conexas: Processos. Porto Alegre: editado pelo autor, 1996. 477 p.

MAEHARA, Y.; KOIKE, M.; FUJINO, N.; KUNITAKE, T. “Precipitation of σ phase in 25cr-7Ni-3mo duplex phase stainless steel”. Transactions ISIJ. V. 23, p.240-246, 1983.

MARCINKOWSKI, M. J., MILLER, D. S. “A study of defect sub-structures in the Fe-Cr sigma phase by means of transmission electron microscopy”. Philosophical magazine. V. 7, june, p. 1025-1059, 1962.

MASUMOTO I., TAKAMI K., KUTSUNA M., “Hot cracking of austenitic stainless steel weld metal”. J. Jpn. Welding Soc. 1972, 41: 1306–1314.

MENEZES, J. W.A. et al, “Efeito da energia de soldagem sobre a fração volumétrica da fase ferrítica no aço inoxidável duplex UNS S 31803”. 3º Cocresso Brasileiro de Petróleo e Gás – P&D, Salvador-BA, 2005.

MILLER. Mapa Guia de Variáveis Operacionais para Utilização do Processo RMD – Passe de Raiz – Versão A. 2009.

MODENESI, P. J., “Soldabilidade dos aços inoxidáveis”, V. 1, SENAI, Osasco, 2001.

MODENESI, P. J., DE AVELAR, R. C. The influence of small variations of wire characteristics on gas metal arc welding process stability, Journal of Materials Processing Technology 86 (1999) 226–232.

MODENESI, P.J.; NIXON, J.H. “Arc instability phenomena in GMA welding”. Welding Journal, Miami, supl., p. 219 – 224, september, 2004.

MODENEZI, P. M.; GIRÃO, I. F.; MAGNABOSCO, R., “Caracterização da tenacidade e resistência a corrosão por pite do aço inoxidável dúplex uns s31803 (saf2205) após soldagem” In: Núcleo Inox, 2008.

MOREIRA, A. F.: Influência da atmosfera protetora no cordão de solda obtido através dos processos de soldagem GMAW e FCAW, 2008. 146 p. Dissertação de Mestrado – UNESP, Ilha Solteira.

NOWACKI, J., “Ferritic-austenitic steel and its weldability in large size constructions”. Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering. V. 32, 2009.

NOWACKI, J.; RYBICKI, P., “Influence of heat input on corrosion resistance of SAW welded duplex joints”. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*. V. 17, p. 113-116, 2006.

NUNES, E. B. *et al.*, “Efeito da energia de soldagem sobre a microestrutura e propriedades mecânicas da zona afetada pelo calor de juntas de aço inoxidável duplex”. *Soldag. insp.* São Paulo, Vol.16, No. 3, p.223-231, Jul/Set 2011.

PADILHA, A. F.; PLAUT, R. L.; RIOS, P. R. “Chapter 15: Stainless steels heat treatment”. In: George E. Totten (Editor). (Org.). *Steel Heat Treatment Handbook*. 2. ed., USA p. 891-936, 2006.

PINTO, P. S. G., “Avaliação da resistência ao impacto de juntas de aço inoxidável superduplex soldadas por GMAW pulsado com diferentes misturas gasosas”. 2009. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre-RS.

POHL M.; STORZ O.; GLOGOWSKI, T. “Effect of intermetallic precipitation on the properties of duplex stainless steel”. *Materials Characterization*, v.58, p. 65-71, 2007.

PORTO, J. P. S., “Aços inoxidáveis planos”. Disponível em: <??>. Acesso em: 23/08/2001.

POSSEBON, S.: Utilização de MIG/MAG com Curto-Circuito Controlado na Soldagem em Operação, 2009, 132 p. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

REZENDE, G. M. C., O. LISKÉVYCH, L. O. VILARINHO, A. SCOTTI, 2011. “*Um Critério para Determinar a Regulagem da Tensão em Soldagem GMAW por Curto-Circuito*”. *Soldag. insp.* São Paulo, Vol.16, No. 2, p.098-103.

ROSSITTI, S. M., “Efeito do nióbio na microestrutura e nas propriedades mecânicas do aço inoxidável superduplex fundido SEW 410 W.Nr.1.4517”. 2000. Tese de Doutorado – USP, São Carlos-SP.

SANDVIK, 2011. “*Certificado de Qualificação*”. Mogi-Guaçu, São Paulo.

SANTOS, M. R., "Efeito do Nitrogênio e do Cobre na Formação da Martensita em Aços Inoxidáveis Austeníticos e sua Influência sobre o Fenômeno de Delayed Cracking". 2008. Tese de doutorado –UFMG, Belo Horizonte-MG.

SANTOS, R. P. G.: Uma Avaliação Comparativa dos Processos MIG/MAG e Eletrodo Tubular em Termos de Capacidade Produtiva, Geração de Fumos e de Respingos, Usando Consumível para Aço Estrutural. 2010. 129 p. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

SATHIRACHINDA, N.; PETTHERSSON, R.; WESSMAN, S.; KIVISAKK, U.; PAN, J., "Scanning Kelvin probe force microscopy study of chromium nitrides in 2507 super duplex stainless steel – implication and limitations". 2010, *Electrochimica Acta*.

SCOTTI, A.; FERRARESI, V. A.; VILARINHO, L. O., 2005. "Relatório Técnico: Pesquisa Cooperativa Petrobrás/UFU – Otimização de Ferramentas Destruidoras de Partes de Colunas Utilizadas em Poços de Petróleo".

SCOTTI, A.; PONOMAREV, V. "Soldagem MIG/MAG: melhor entendimento, melhor desempenho". São Paulo, Artliber Editora, 284 p., 2008.

SENATORE, M.; FINZETTO, L; PEREA, E., "Estudo comparativo entre os aços inoxidáveis duplex e os inoxidáveis AISI 304L/316L". REM: R. Esc. Minas, Ouro Preto, 60(1): 175-181, jan. mar. 2007.

SHANKAR, V., GILL, T. P.S., MANNAN, S. L. SUNDARESAN, S., "Solidification cracking in austenitic stainless steel welds". *Sadhana* Vol. 28, Parts 3 & 4, June/Aug. 2003, pp. 359-382.

SHIRLEY, H. T., "Microstructural characteristics of acid corrosion in 18%Cr, 8-14%Ni, 3%Mo steel". *Journal of the Iron Steel Institute*. V.174, n3, p. 242-249, 1953.

SILVA, E. M.: Comparação de Características Operacionais no Processo com Eletrodo Tubular Utilizando as Transferências por Curto-Circuito e Pulsado na Posição Vertical Descendente, 2006. 90 p. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Itajubá, Itajubá.

SILVA, R. H. G.: Soldagem MIG/MAG em Transferência Metálica por Curto-Circuito Controlado Aplicada ao Passe de Raiz, 2005. 128 p. Dissertação de Mestrado – UFSC, Santa Catarina.

SOLOMON, H. D. DEVINE Jr., T. M. “Duplex stainless steels – a tale of two phases. In: Duplex stainless steels – conference proceedings”. ASM Metals Park : Ohio 1982 p. 693-756.

SOUZA, D.: “Levantamento de Mapas Operacionais de Transferência Metálica para Soldagem MIG/MAG de Aço ao Carbono na Posição Plana”, 2010. 304 p. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

SOUZA, D.; *et al.* “Influência da Tensão de Soldagem e do Gás de Proteção sobre a Correlação entre Indutância e Regularidade da Transferência Metálica na Soldagem MIG/MAG por Curto-Circuito”. Soldagem & Inspeção, São Paulo, v. 16, n. 2, p. 114 – 122, abr/jun, 2011.

SUBAN, M., TUSEK, J. Methods for the determination of arc stability. Journal of Materials Processing Technology. v. 143, p. 430-437, 2003.

THORVALDSSON, T. *et al.* “Influence of microstructure on mechanical properties of a duplex stainless steel”. In: Conference Stainless Steel’84, Goteborg, 1984. Proceedings. London, The Institute of Metals, 1985, p. 101-105.

UME, K. *et al.* “Influence of thermal history on the corrosion resistance of duplex stainless steel line pipe”. Materials Performance. V. 26, n. 8, p. 25-31, 1987.

VAIDYA, V. V., “Shielding gas mixtures for semiautomatic welds”. Welding Journal, Miami, v. 81, n. 9, p. 43 – 48, 2002.

VASCONCELOS, P. I. G.; ROSENTHAL, R.; PARANHOS, P. R., “Estudo da Soldagem de Tubos de Aço Inoxidável Duplex e Superduplex na Posição 5G”. Soldag. insp. São Paulo, Vol. 15, No. 3, p.191-199, Jul/Set 2010.

VILARINHO, L. O.. Modos Fundamentais de Transferência Metálica: Naturais e Controlados. Revista da Soldagem, p. 14 - 19, 10 maio 2007.

YOUNG, M. C.; CHAN, S. L. I.; TSAY, L. W.; SHIN, C. S., "Hydrogen-enhanced Cracking of 2205 Duplex Stainless Steel Welds". Materials Chemistry and Physics 91, p. 21-27, 2005.

ZIJP, J. Heat transport during gas tungsten arc welding. Maandag: Technische Universiteit Delft, 1990.

APÊNDICE I

TABELA DE VALORES DO DIÂMETRO MÉDIO DAS GOTAS, FREQUÊNCIA DE CORTE E COMPRIMENTO DE ARCO

Tabela I.1 – Diâmetro médio da gota, frequência de corte e comprimento de arco para o aço austenítico

Ensaio	Tensão	Arame	Gás	V _A [m/min]	d _g [mm]	F _{corte} [Hz]	L _{arco} [mm]
1	14	ER308LSi	Ar+2%CO ₂	2.8	1.389	37.61	1.78
2	15			2.8	1.513	29.10	1.83
3	16			2.8	1.634	23.10	1.98
4	17			2.8	1.830	16.45	2.05
5	18			2.8	2.100	10.88	2.44
6	19			2.8	2.240	8.97	2.48
7	20			2.8	2.851	4.35	3.06
8	21			2.8	2.391	7.37	3.47
9	22			2.8	2.810	4.54	3.50
10	14	ER308LSi	Ar+2%O ₂	2.8	1.396	37.05	1.84
11	15			2.8	1.460	32.39	1.94
12	16			2.8	1.574	25.85	2.06
13	17			2.8	1.790	17.58	2.22
14	18			2.8	2.100	10.88	2.44
15	19			2.8	2.220	9.21	2.61
16	20			2.8	2.266	8.66	2.99
17	21			2.8	2.490	6.53	3.10
18	22			2.8	2.850	4.35	3.90
19	14	ER308LSi	Ar+2%CO ₂	3.8	1.392	50.72	1.39
20	15			3.8	1.456	44.32	1.87
21	16			3.8	1.590	34.03	2.08
22	17			3.8	1.690	28.34	2.08
23	18			3.8	1.870	20.92	2.21
24	19			3.8	2.200	12.85	2.39
25	20			3.8	2.297	11.29	2.53
26	21			3.8	2.510	8.65	3.01
27	22			3.8	2.850	5.91	3.42
28	14	ER308LSi	Ar+2%O ₂	3.8	1.314	60.30	1.48
29	15			3.8	1.380	52.05	1.71
30	16			3.8	1.510	39.73	2.01
31	17			3.8	1.590	34.03	2.30
32	18			3.8	1.640	31.01	2.61
33	19			3.8	1.890	20.26	2.64
34	20			3.8	2.188	13.06	2.99
35	21			3.8	2.490	8.86	3.05
36	22			3.8	2.584	7.93	3.45

Tabela I.2 – Diâmetro médio da gota, frequência de corte e comprimento de arco, para o aço duplex

Ensaio	Tensão	Arame	Gás	V _A [m/min]	d _g [mm]	F _{corte} [Hz]	L _{arco} [mm]
37	14	ER2209	Ar+2%CO ₂	2.8	1.360	40.07	1.34
38	15			2.8	1.365	39.63	1.60
39	16			2.8	1.410	35.96	1.92
40	17			2.8	1.467	31.93	2.00
41	18			2.8	1.661	22.00	2.41
42	19			2.8	2.025	12.14	2.59
43	20			2.8	2.190	9.60	2.77
44	21			2.8	2.391	7.37	2.92
45	22			2.8	2.810	4.54	3.37
46	14	ER2209	Ar+2%O ₂	2.8	1.216	56.06	1.52
47	15			2.8	1.256	50.87	1.62
48	16			2.8	1.280	48.07	1.96
49	17			2.8	1.490	30.47	2.01
50	18			2.8	1.600	24.61	2.34
51	19			2.8	1.710	20.16	2.45
52	20			2.8	2.149	10.16	2.84
53	21			2.8	2.490	6.53	2.99
54	22			2.8	2.950	3.93	3.36
55	14	ER2209	Ar+2%CO ₂	3.8	1.310	60.85	1.58
56	15			3.8	1.398	50.07	1.69
57	16			3.8	1.456	44.32	1.96
58	17			3.8	1.437	46.10	2.11
59	18			3.8	1.570	35.35	2.21
60	19			3.8	1.590	34.03	2.56
61	20			3.8	1.760	25.09	2.93
62	21			3.8	2.190	13.02	3.05
63	22			3.8	2.391	10.01	3.16
64	14	ER2209	Ar+2%O ₂	3.8	1.320	59.48	1.56
65	15			3.8	1.345	56.22	1.85
66	16			3.8	1.351	55.48	2.01
67	17			3.8	1.322	59.21	2.09
68	18			3.8	1.403	49.54	2.33
69	19			3.8	1.451	44.78	2.49
70	20			3.8	1.682	28.75	2.87
71	21			3.8	1.820	22.69	3.01
72	22			3.8	1.940	18.74	3.18

APÊNDICE II

CORRENTE DE PICO, TEMPO DE ARCO ABERTO, TEMPO DE CURTO-CIRCUITO E $IV_{CC+Ipico}$, CORDÕES SOBRE CHAPAS

Tabela II.1 – Corrente de pico (I_{pico}), tempo de arco aberto (t_{ab}), tempo de curto-circuito (t_{cc}) e $IV_{CC+Ipico}$ e desvios padrões, para os ensaios com aço austenítico – cordões sobre chapas

Ensaio	I_{pico} [A]	Desv. Pad.	t_{ab} [s]	Desv. t_{ab}	t_{cc} [s]	Desvi. t_{cc}	$IV_{CC+Ipico}$	Desv. $IV_{CC+Ipico}$
1	217	53.62	0.02387	0.00926	0.00451	0.00232	0.9664	0.02026
2	229	33.92	0.03028	0.01272	0.00439	0.00150	0.9050	0.08169
3	240	30.66	0.03548	0.01700	0.00435	0.00144	0.9764	0.05647
4	261	43.71	0.06220	0.02888	0.00487	0.00183	1.0155	0.04097
5	272	55.97	0.09039	0.05290	0.00484	0.00233	1.1938	0.05760
6	306	50.86	0.17834	0.08062	0.00567	0.00233	0.9961	0.11029
7	309	53.86	0.23918	0.09939	0.00556	0.00203	1.0185	0.08789
8	315	52.34	0.34054	0.13122	0.00567	0.00183	0.7692	0.18843
9	321	42.27	0.44884	0.19400	0.00516	0.00209	0.8846	0.15703
10	199	18.25	0.01777	0.00324	0.00419	0.00095	0.4920	0.05273
11	234	16.62	0.02650	0.00959	0.00504	0.00106	0.6493	0.00276
12	241	26.97	0.03427	0.02159	0.00444	0.00169	1.1462	0.05420
13	268	29.76	0.06337	0.02774	0.00544	0.00180	0.8899	0.10058
14	290	26.27	0.09240	0.04142	0.00597	0.00169	0.8376	0.10463
15	274	31.94	0.10570	0.07803	0.00376	0.00210	1.1875	0.09749
16	293	28.00	0.22467	0.11125	0.00404	0.00218	0.5388	0.11610
17	332	29.56	0.40647	0.16128	0.00571	0.00178	0.6210	0.09876
18	326	39.19	0.54040	0.21086	0.00487	0.00195	0.7093	0.09492
19	247	62.65	0.01726	0.00728	0.00496	0.00265	1.3306	0.06076
20	253	26.54	0.01892	0.00719	0.00410	0.00141	0.7707	0.10165
21	270	25.95	0.02443	0.01162	0.00436	0.00145	0.9535	0.06500
22	277	34.96	0.03136	0.02030	0.00372	0.00170	1.2255	0.13880
23	294	45.85	0.04646	0.02726	0.00389	0.00195	1.3855	0.04499
24	315	47.11	0.07123	0.03632	0.00430	0.00183	1.3230	0.14191
25	311	54.23	0.10877	0.06412	0.00409	0.00203	1.2971	0.02002
26	322	51.32	0.18597	0.12166	0.00371	0.00203	1.3193	0.11683
27	348	20.05	0.32310	0.11657	0.00497	0.00106	0.4860	0.17901
28	225	33.26	0.01283	0.00611	0.00407	0.00192	1.0812	0.00853
29	240	28.79	0.01580	0.00965	0.00380	0.00137	1.1704	0.04548
30	255	29.90	0.02077	0.01362	0.00399	0.00163	1.2661	0.03609
31	264	28.52	0.02579	0.01661	0.00363	0.00160	1.2941	0.01285
32	268	33.73	0.02893	0.02453	0.00293	0.00158	1.6033	0.01697
33	287	42.35	0.04733	0.03418	0.00340	0.00186	1.5521	0.03554
34	313	37.23	0.08848	0.05539	0.00376	0.00171	1.1413	0.11732
35	293	52.94	0.15331	0.12686	0.00296	0.00200	1.5840	0.18129
36	336	27.63	0.47820	0.15820	0.00474	0.00153	0.2450	0.15986

Tabela II.2 – Corrente de pico (I_{pico}), tempo de arco aberto (t_{ab}), tempo de curto-circuito (t_{cc}) e $IV_{CC+I_{pico}}$ e desvios padrões, para os ensaios com aço duplex – cordões sobre chapas

Ensaio	I_{pico} [A]	Desv. Pad.	t_{ab} [s]	Desv. t_{ab}	t_{cc} [s]	Desvi. t_{cc}	$IV_{CC+I_{pico}}$	Desv. $IV_{CC+I_{pico}}$
37	278	90.60	0.02290	0.01112	0.00753	0.00369	1.3702	0.0286
38	250	41.95	0.02000	0.01005	0.00569	0.00209	1.0449	0.0650
39	238	25.92	0.02161	0.00864	0.00507	0.00128	0.7515	0.0893
40	239	21.72	0.02217	0.00825	0.00416	0.00116	0.7126	0.0725
41	263	21.88	0.03579	0.01435	0.00477	0.00107	0.6942	0.0447
42	291	28.56	0.06980	0.03020	0.00535	0.00141	0.8139	0.0525
43	318	24.64	0.11648	0.03952	0.00598	0.00105	0.5998	0.0630
44	362	28.03	0.21575	0.04178	0.00696	0.00072	0.2878	0.0502
45	383	15.07	0.26106	0.04256	0.00678	0.00070	0.2257	0.0755
46	235	56.95	0.01516	0.00868	0.00590	0.00291	1.3150	0.0441
47	219	25.15	0.01513	0.00706	0.00470	0.00134	0.8679	0.0323
48	214	18.00	0.01567	0.00605	0.00397	0.00119	0.7625	0.0864
49	233	16.95	0.02180	0.00720	0.00430	0.00086	0.6085	0.0145
50	246	24.10	0.03095	0.01544	0.00427	0.00129	0.9069	0.0198
51	264	32.02	0.04810	0.02557	0.00460	0.00151	1.0054	0.1478
52	333	27.86	0.12176	0.04730	0.00665	0.00119	0.7209	0.0242
53	377	30.85	0.22990	0.05265	0.00760	0.00130	0.3686	0.1797
54	359	48.91	0.26186	0.09055	0.00634	0.00203	0.6921	0.1865
55	313	115.74	0.01729	0.01137	0.00640	0.00354	1.8134	0.0397
56	271	56.66	0.01544	0.00862	0.00527	0.00212	1.2472	0.0242
57	259	36.94	0.01625	0.00808	0.00473	0.00159	1.0244	0.0377
58	254	29.86	0.01630	0.00831	0.00379	0.00156	1.0833	0.0536
59	271	30.15	0.02164	0.00966	0.00389	0.00164	1.0522	0.0343
60	275	36.72	0.02590	0.01650	0.00321	0.00166	1.3618	0.0396
61	295	42.26	0.04337	0.02730	0.00337	0.00173	1.3848	0.0413
62	324	44.45	0.07801	0.03154	0.00433	0.00161	0.9970	0.0213
63	359	44.69	0.11630	0.03907	0.00447	0.00112	0.8482	0.1246
64	301	119.14	0.01664	0.01239	0.00651	0.00383	1.8878	0.0811
65	248	44.30	0.01296	0.00641	0.00500	0.00197	1.1879	0.0262
66	240	25.33	0.01192	0.00535	0.00389	0.00154	0.9296	0.0101
67	242	29.13	0.01406	0.00603	0.00357	0.00159	1.0632	0.0539
68	248	30.29	0.01680	0.00868	0.00325	0.00142	1.1394	0.0296
69	252	28.54	0.02050	0.01235	0.00263	0.00121	1.3103	0.0409
70	255	33.20	0.02590	0.01610	0.00254	0.00121	1.3604	0.0580
71	287	53.09	0.04965	0.03310	0.00310	0.00157	1.4452	0.0645
72	304	70.32	0.09910	0.06800	0.00337	0.00182	1.5722	0.1302

APÊNDICE III

FOTOS DOS CORDÕES SOBRE CHAPA

Tabela III.1 – Imagens da superfície e das bordas dos cordões utilizadas no programa Q-
Cordão: aço inoxidável austenítico; Ar+2%CO₂; 2,8 m/min


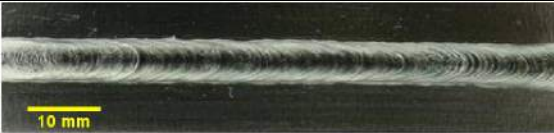

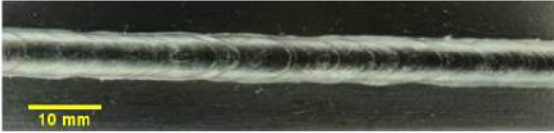











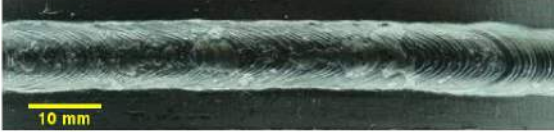

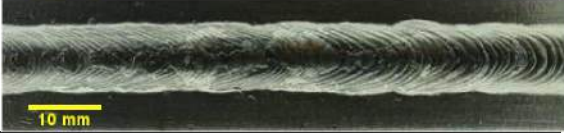
	Imagem da superfície do cordão	Imagem das bordas do cordão
1		
2		
3		
4		
5		
6		
7		
8		
9		

Tabela III.2 – Imagens da superfície e das bordas dos cordões utilizadas no programa Q-

Cordão: aço inoxidável austenítico; Ar+2%O₂; 2,8 m/min




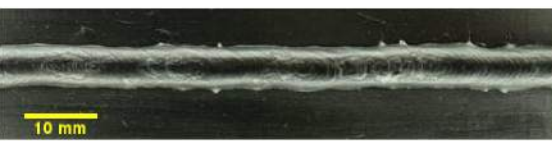



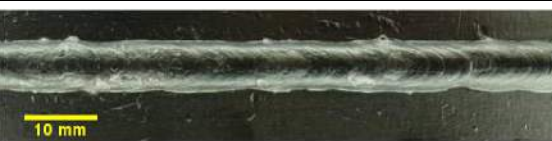



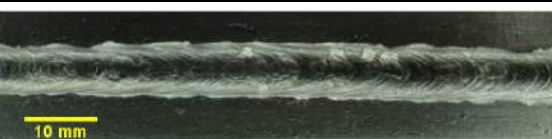

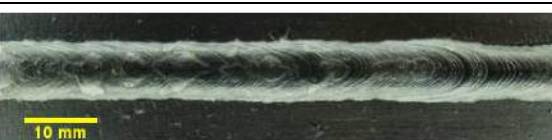

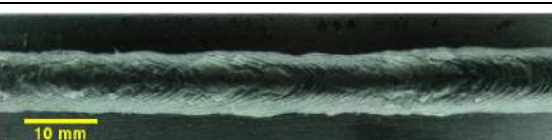

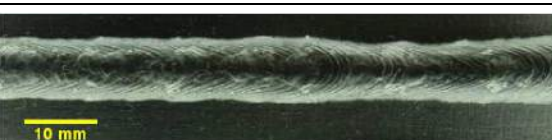
	Imagem da superfície do cordão	Imagem das bordas do cordão
10		
11		
12		
13		
14		
15		
16		
17		
18		

Tabela III.3 – Imagens da superfície e das bordas dos cordões utilizadas no programa Q-

Cordão: aço inoxidável austenítico; Ar+2%CO₂; 3,8 m/min






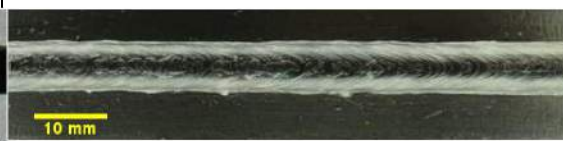

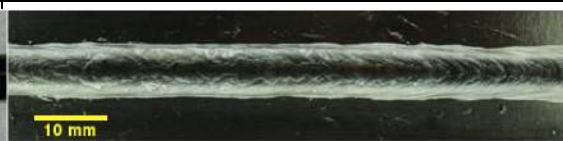



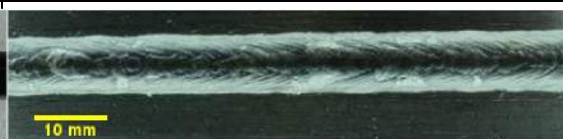






	Imagem da superfície do cordão	Imagem das bordas do cordão
19		
20		
21		
22		
23		
24		
25		
26		
27		

Figura III.4 – Imagens da superfície e das bordas dos cordões utilizadas no programa Q-
Cordão: aço inoxidável austenítico; Ar+2%O₂; 3,8 m/min

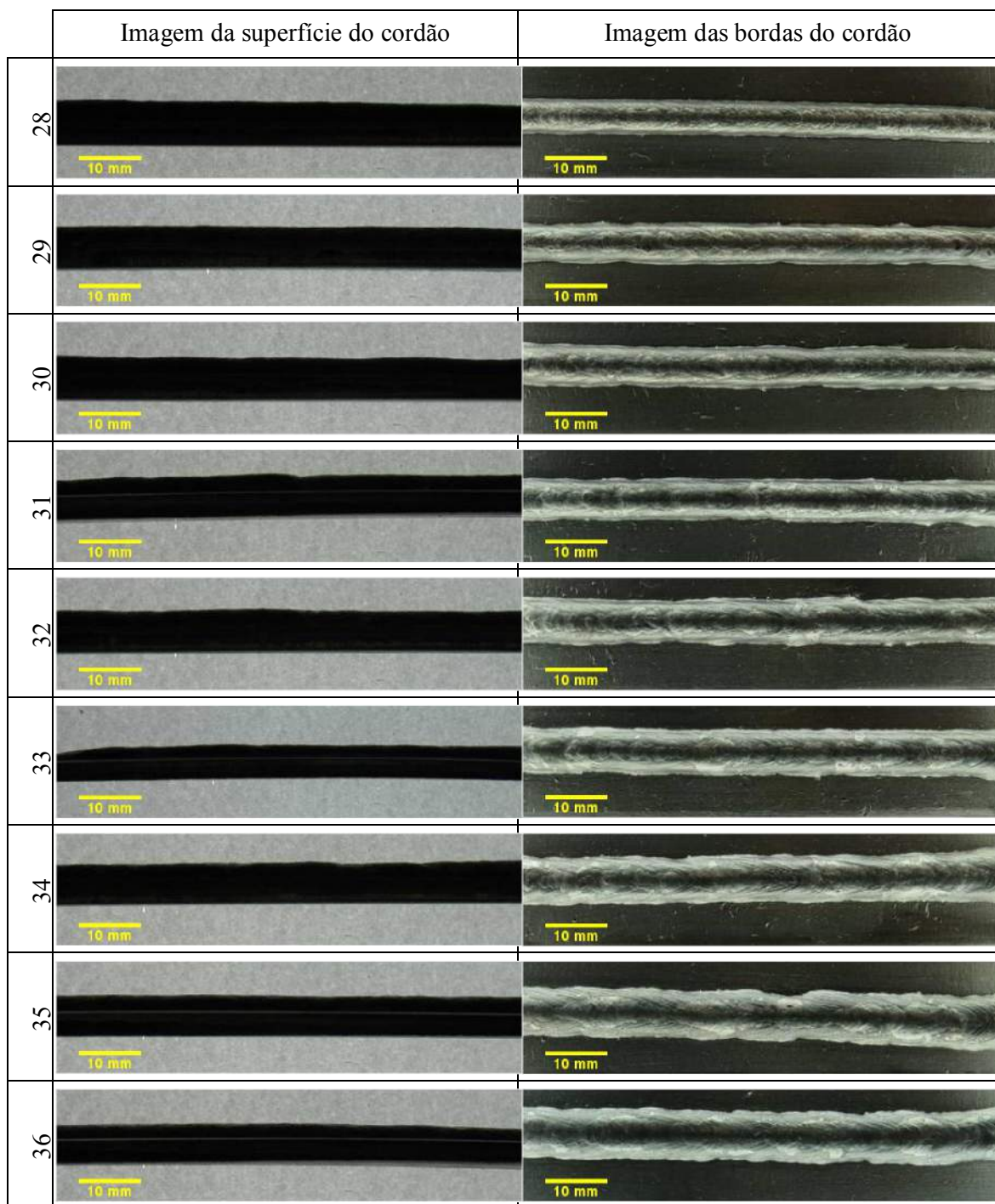


Tabela III.5 – Imagens da superfície e das bordas dos cordões utilizadas no programa Q-
Cordão: aço inoxidável duplex; Ar+2%CO₂; 2,8 m/min






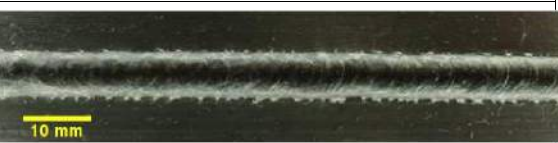




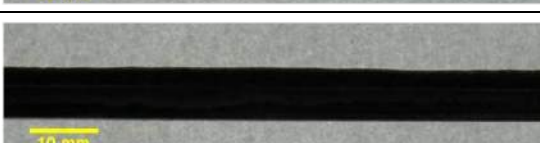
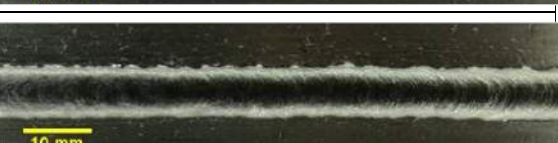

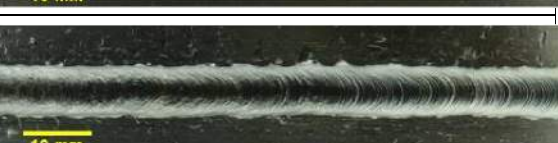
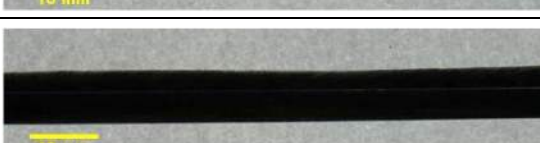
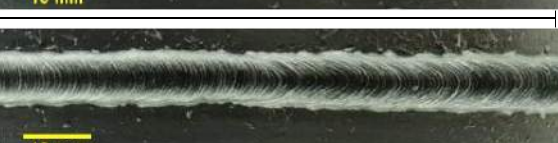

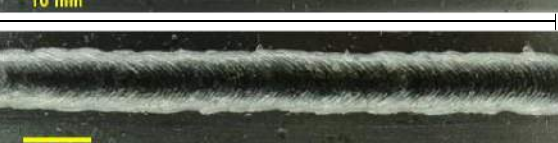
	Imagem da superfície do cordão	Imagem das bordas do cordão
37		
38		
39		
40		
41		
42		
43		
44		
45		

Tabela III.6 – Imagens da superfície e das bordas dos cordões utilizadas no programa Q-
Cordão: aço inoxidável duplex; Ar+2%O₂; 2,8 m/min




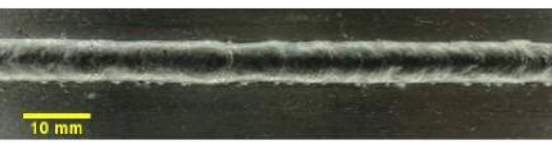

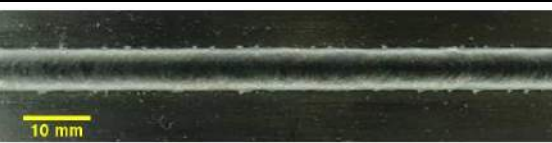












	Imagem da superfície do cordão	Imagem das bordas do cordão
46		
47		
48		
49		
50		
51		
52		
53		
54		

Tabela III.7 – Imagens da superfície e das bordas dos cordões utilizadas no programa Q-
Cordão: aço inoxidável duplex; Ar+2%CO₂; 3,8 m/min


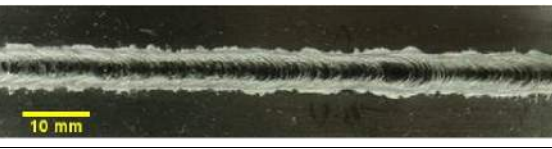



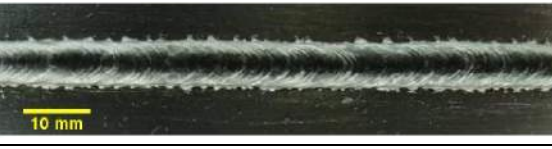








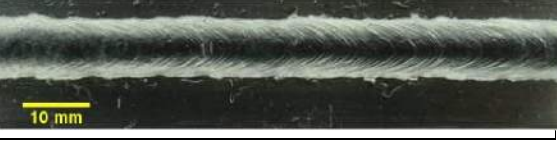
	Imagem da superfície do cordão	Imagem das bordas do cordão
55		
56		
57		
58		
59		
60		
61		
62		
63		

Tabela III.8 – Imagens da superfície e das bordas dos cordões utilizadas no programa Q-
Cordão: aço inoxidável duplex; Ar+2%O₂; 3,8 m/min

	Imagem da superfície do cordão	Imagem das bordas do cordão
7		
8		
9		
10		
11		
12		
13		
14		
15		

APÊNDICE IV

MEDIDAS DAS CARACTERÍSTICAS E AS IMAGENS DOS CORDÕES

Tabela IV.1 – Características geométricas medidos para os cordões de solda sobre chapa

Austenítico – 308LSi				Duplex – 2209			
Ensaio	RF [mm]	LF [mm]	P [mm]	Ensaio	RF [mm]	LF [mm]	P [mm]
2	3.17	7.34	1.44	38	3.47	6.64	1.27
4	3.24	7.75	1.85	40	3.29	7.56	3.12
6	2.65	9.68	1.66	42	3.14	7.95	2.21
11	3.56	6.46	1.75	47	3.36	6.07	1.64
13	3.12	8.07	1.56	49	3.34	6.90	2.75
15	3.20	8.54	1.88	51	3.14	7.78	2.73
20	3.34	7.80	2.05	56	3.49	7.39	1.04
22	3.22	8.34	2.31	58	3.20	8.19	2.37
24	2.98	8.95	2.46	60	3.36	8.35	3.07
29	3.36	7.44	1.70	65	3.56	6.76	1.47
31	3.17	7.44	2.03	67	3.08	7.49	1.92
33	2.90	7.97	1.83	69	3.02	8.12	2.39

Tabela IV.2 – Imagens da seção transversal dos cordões soldados sobre chapas

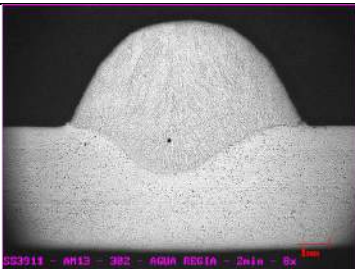
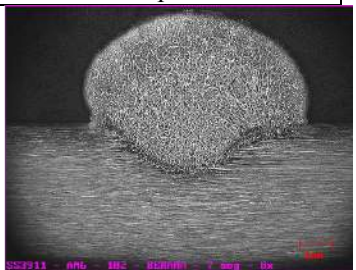
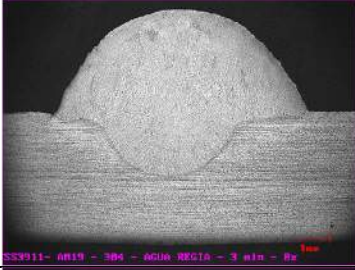
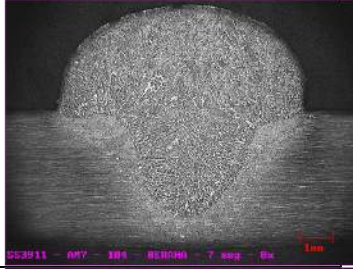
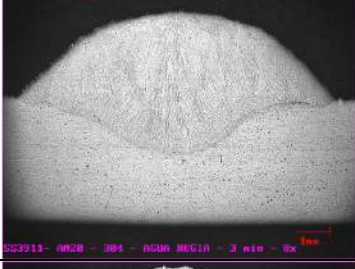
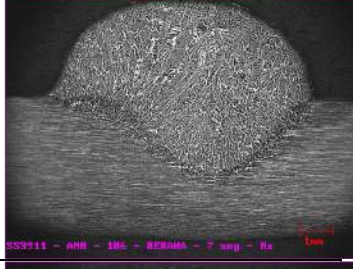
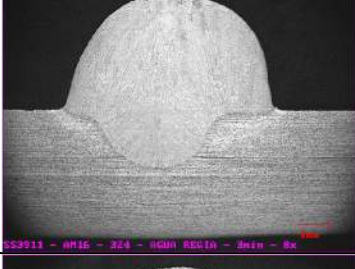
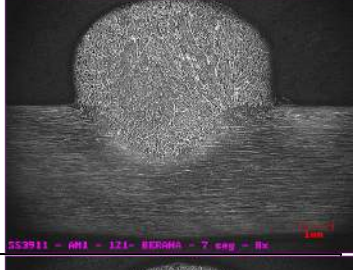
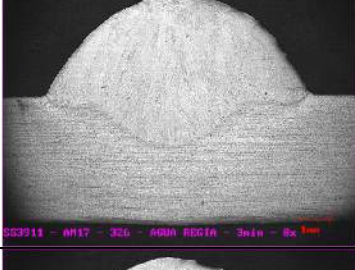
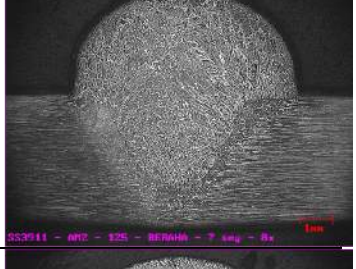
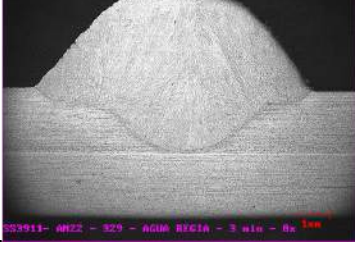
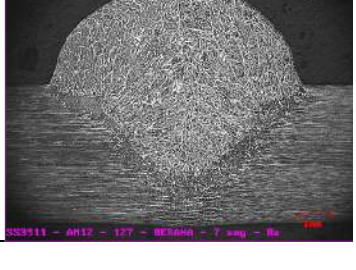
Ensaio	Austenítico	Ensaio	Duplex
2	 SS3011 - AM13 - 304 - AGUA REGIA - 2min - 8x	38	 SS3011 - AM6 - 304 - REGIA - 7 seg - 8x
4	 SS3011 - AM19 - 304 - AGUA REGIA - 3 min - 8x	40	 SS3011 - AM7 - 304 - REGIA - 7 seg - 8x
6	 SS3011 - AM20 - 304 - AGUA REGIA - 3 min - 8x	42	 SS3011 - AM8 - 304 - REGIA - 7 seg - 8x
11	 SS3011 - AM16 - 324 - AGUA REGIA - 3min - 8x	47	 SS3011 - AM4 - 324 - REGIA - 7 seg - 8x
13	 SS3011 - AM17 - 326 - AGUA REGIA - 3min - 8x	49	 SS3011 - AM2 - 326 - REGIA - 7 seg - 8x
15	 SS3011 - AM22 - 329 - AGUA REGIA - 3 min - 8x	51	 SS3011 - AM12 - 327 - REGIA - 7 seg - 8x

Tabela IV.2 – Imagens da seção transversal dos cordões soldados sobre chapas (continuação)



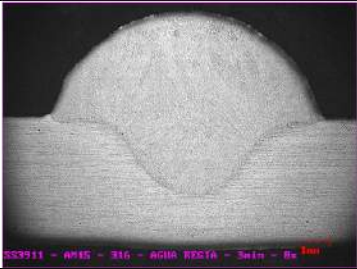

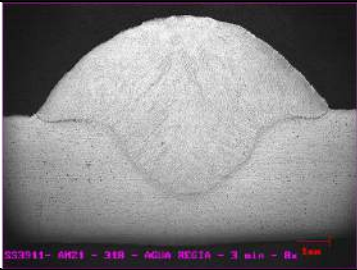

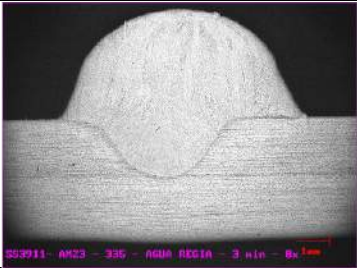
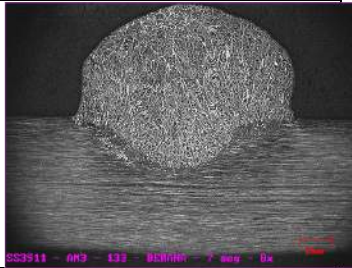
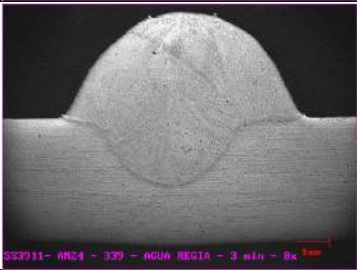
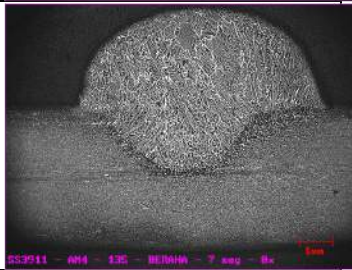
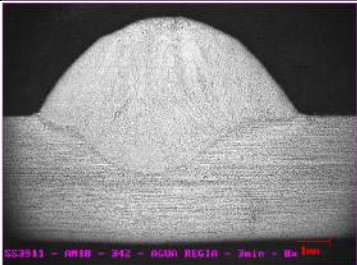
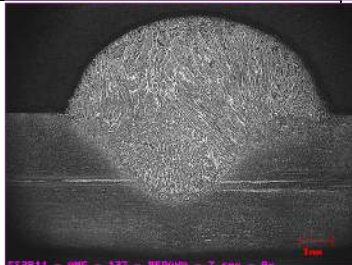
20	 SS3911 - AM16 - 313 - AGUA RESIDA - 3min - 8x	56	 SS3911 - AM9 - 313 - RESINA - 7 seg - 8x
22	 SS3911 - AM15 - 316 - AGUA RESIDA - 3min - 8x	58	 SS3911 - AM16 - 313 - RESINA - 7 seg - 8x
24	 SS3911 - AM13 - 318 - AGUA RESIDA - 3 min - 8x	60	 SS3911 - AM13 - 315 - RESINA - 7 seg - 8x
29	 SS3911 - AM23 - 335 - AGUA RESIDA - 3 min - 8x	65	 SS3911 - AM9 - 332 - RESINA - 7 seg - 8x
31	 SS3911 - AM24 - 339 - AGUA RESIDA - 3 min - 8x	67	 SS3911 - AM6 - 335 - RESINA - 7 seg - 8x
33	 SS3911 - AM18 - 342 - AGUA RESIDA - 3min - 8x	69	 SS3911 - AM6 - 337 - RESINA - 7 seg - 8x

Tabela IV.3 – Características geométricas medidos para os cordões de solda em junta

Austenítico – 308LSi				Duplex – 2209			
Ensaio	RF [mm]	LF [mm]	RR [mm]	Ensaio	RF [mm]	LF [mm]	RR [mm]
1	1.26	6.25	1.09	13	1.36	5.47	1.29
2	1.14	6.70	1.95	14	1.36	6.27	1.70
3	0.73	7.36	2.14	15	0.88	6.54	2.10
4	1.20	5.95	0.85	16	1.66	5.78	-0.60
5	1.00	6.42	1.68	17	0.77	5.59	2.03
6	0.47	7.49	1.90	18	0.90	6.39	2.12
7	1.36	6.22	1.24	19	1.08	5.64	1.34
8	0.80	7.10	2.17	20	1.86	6.20	0.25
9	0.98	7.76	1.64	21	0.95	6.52	1.75
10	0.98	5.63	2.04	22	1.29	5.41	1.00
11	0.78	6.19	1.93	23	1.34	6.05	1.24
12	0.63	7.39	1.80	24	1.38	6.27	2.04

Tabela IV.4 – Imagens da seção transversal dos cordões soldados em junta

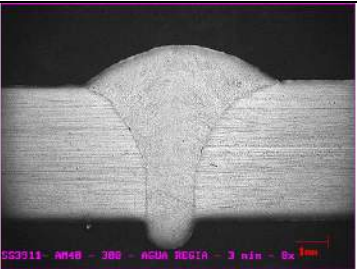
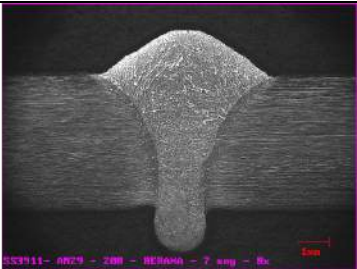
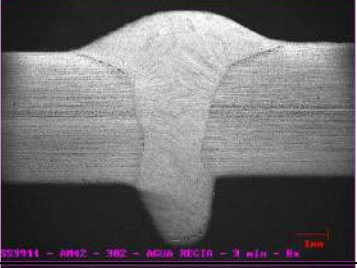
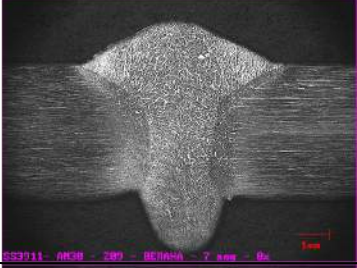
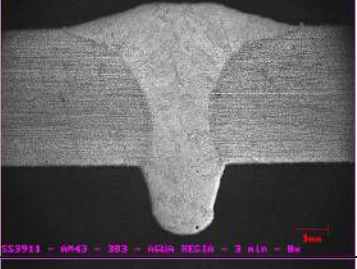
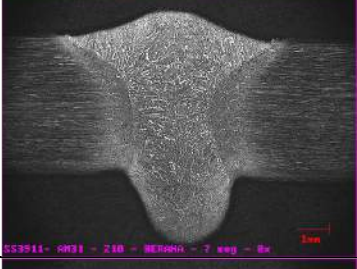
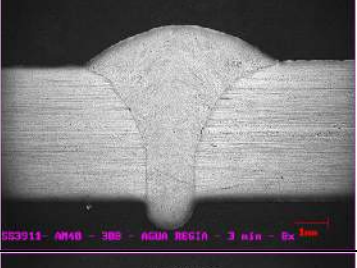
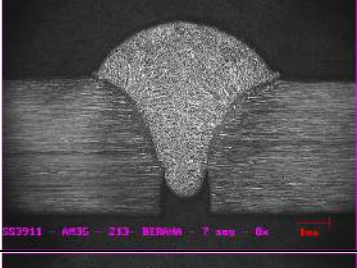
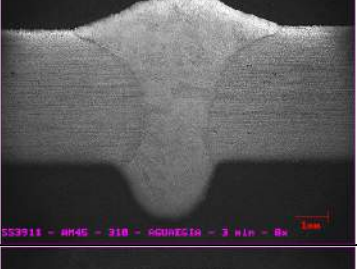
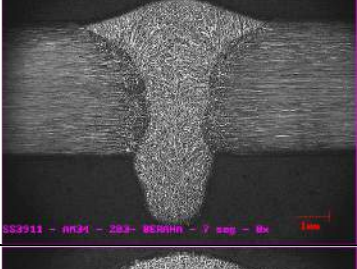
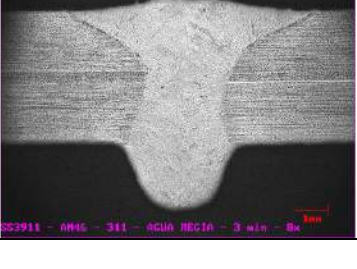
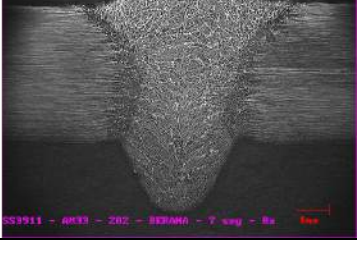
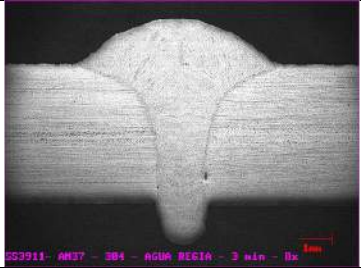
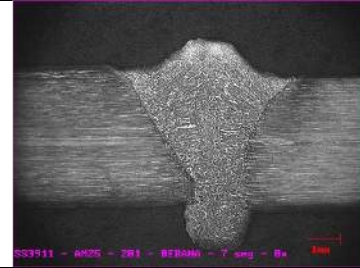
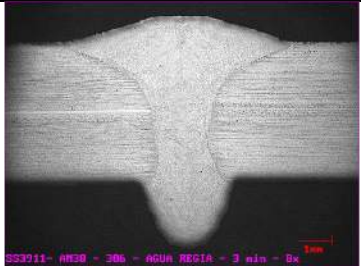
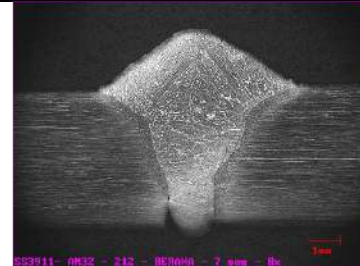
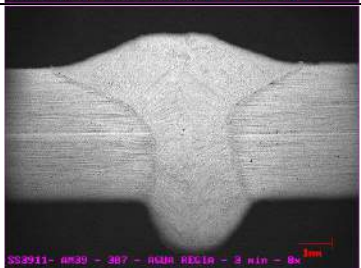
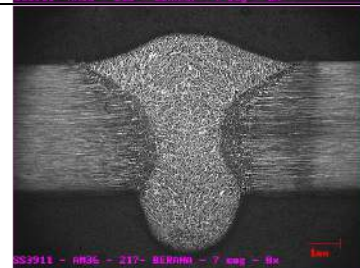
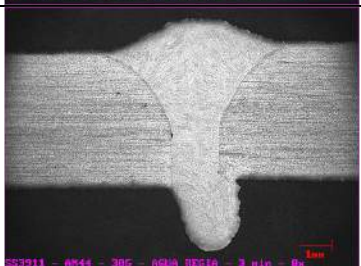
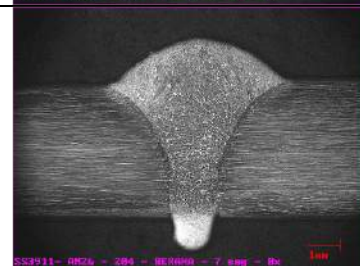
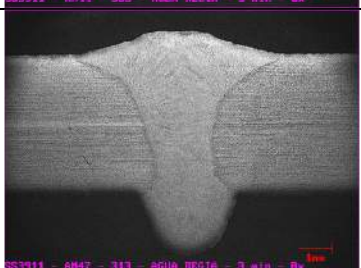
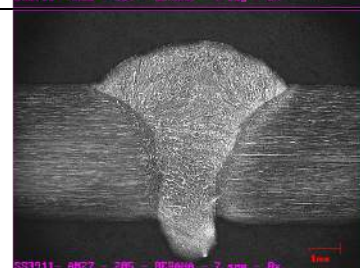
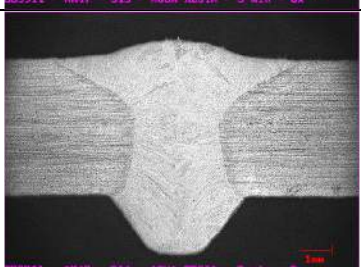
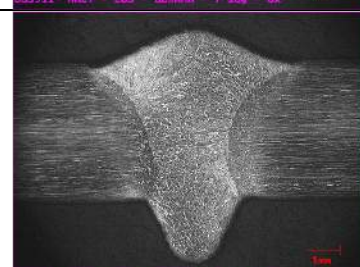
Ensaio	Austenítico	Ensaio	Duplex
1	 SS3911 - AM40 - 300 - ACUA RECIA - 3 min - 8x	13	 SS3911 - AM29 - 200 - REANO - 7 seg - 8x
2	 SS3911 - AM42 - 300 - ACUA RECIA - 3 min - 8x	14	 SS3911 - AM30 - 200 - REANO - 7 seg - 8x
3	 SS3911 - AM43 - 303 - ACUA RECIA - 3 min - 8x	15	 SS3911 - AM31 - 210 - REANO - 7 seg - 8x
4	 SS3911 - AM40 - 300 - ACUA RECIA - 3 min - 8x	16	 SS3911 - AM30 - 213 - REANO - 7 seg - 8x
5	 SS3911 - AM40 - 310 - ACUA RECIA - 3 min - 8x	17	 SS3911 - AM31 - 203 - REANO - 7 seg - 8x
6	 SS3911 - AM40 - 311 - ACUA RECIA - 3 min - 8x	18	 SS3911 - AM31 - 202 - REANO - 7 seg - 8x

Tabela IV.4 – Imagens da seção transversal dos cordões soldados em junta (continuação)

7	 SS3911 - AM37 - 304 - AGUA RESIA - 3 min - 0x 1mm	19	 SS3911 - AM35 - 201 - BETAONA - 7 seg - 0x 1mm
8	 SS3911 - AM30 - 306 - AGUA RESIA - 3 min - 0x 1mm	20	 SS3911 - AM32 - 212 - BETAONA - 7 seg - 0x 1mm
9	 SS3911 - AM39 - 307 - AGUA RESIA - 3 min - 0x 1mm	21	 SS3911 - AM35 - 217 - BETAONA - 7 seg - 0x 1mm
10	 SS3911 - AM44 - 305 - AGUA RESIA - 3 min - 0x 1mm	22	 SS3911 - AM34 - 204 - BETAONA - 7 seg - 0x 1mm
11	 SS3911 - AM47 - 313 - AGUA RESIA - 3 min - 0x 1mm	23	 SS3911 - AM27 - 205 - BETAONA - 7 seg - 0x 1mm
12	 SS3911 - AM48 - 314 - AGUA RESIA - 3 min - 0x 1mm	24	 SS3911 - AM28 - 206 - BETAONA - 7 seg - 0x 1mm

APÊNDICE V

PROGRAMA GOTACURTO

```

clc;
clear all;
close all;

%===== É video ou é imagem ?=====

resp=input('É imagem (i) ou video (v)?','s');
if resp=='i'
    [nomeprim,caminho1] = uigetfile('*.tif','Selecione o primeiro arquivo TIFF');
    [nomeult,caminho1] = uigetfile('*.tif','Selecione o ultimo arquivo TIFF');
    nmax=min(length(nomeprim),length(nomeult));
    for ii=1:nmax,
        if nomeprim(ii)=='_'
            startname=nomeprim(1:ii)
            digitos=nmax-4-ii
            iStart=str2num(nomeprim(ii+1:nmax-4))
            iEnd=str2num(nomeult(ii+1:nmax-4))
            break
        end
    end
else
    [nomeprim,caminho] = uigetfile('*.avi','Selecione o video');
    vf=mmreader([caminho,nomeprim]);
    iStart=1;
    iEnd=vf.NumberOfFrames;
end

%=====Fazendo calibracao simples =====
if resp=='i'
    texto=sprintf(['%.',num2str(digitos),'d'],1);
    strFileName = [caminho1,startname,texto,'.TIF'];
    ima = imread(strFileName); % Importa a imagem
    imshow(ima); text(120,10,'Entre com o diâmetro','Color','y','FontSize',12,'FontWeight','bold');
    ginp=ginp(2);
    close all;
    fator=abs(ginp(1,1)-ginp(2,1));
    prompt = {'Entre com o diametro do eletrodo[mm]:'};
    dlg_title = '';
    num_lines = 1;
    def = {'1.2'};
    answer = inputdlg(prompt,dlg_title,num_lines,def);

```

```

    diametro=str2double(answer{1});
    fcor=diametro/fator;
else
    ima = read(vf,1);
    imshow(ima); text(120,10,'Entre com o diâmetro','Color','y','FontSize',12,'FontWeight','bold');
    ginp=ginput(2);
    close all;
    fator=abs(ginp(1,1)-ginp(2,1));
    prompt = {'Entre com o diametro do eletrodo[mm]:'};
    dlg_title = '';
    num_lines = 1;
    def = {'1.2'};
    answer = inputdlg(prompt,dlg_title,num_lines,def);
    diametro=str2double(answer{1});
    fcor=diametro/fator;
end

%==Loop para medicao do diametro antes do curto =====
passo=1;
marca=1;
for ii=iStart:iEnd,      % Loop global
    if resp=='i'
        texto=sprintf(['%.',num2str(digitos),'d'],ii);
        strFileName = [caminho1,startname,texto,'.TIF'];
        ima = imread(strFileName); % Importa a imagem
    else
        ima = read(vf,ii);
    end

    w=im2bw(ima,0.46); % Conversão em imagem binária
    w=dilLou(w);       % Dilatando a imagem
    w=dilLou(w);       % Dilatando a imagem
    w=dilLou(w);       % Dilatando a imagem

    % Invertendo preto/branco =====
    w1=w-1;
    w1=abs(w1);
    w1=dilLou(w1); % Dilatando o inverso da imagem
    %=====
    bw = bwareaopen(w1,50); % Remove todos os objetos contendo menos de 50 pixels
    bw1 = imfill(bw,'holes');

    figure('Position',[250 220 800 500]); % Posiciona a figura
    subplot(1,2,1);imshow(ima); % Plota o gráfico da imagem real
    subplot(1,2,2);          % PLota o grafico da imagem das bordas

    [B,L] = bwboundaries(bw1,'holes');
    imshow(label2rgb(L, @jet, [.5 .5 .5]))

    hold on
    for k = 1:length(B)
        boundary = B{k};
        plot(boundary(:,2), boundary(:,1), 'w', 'LineWidth', 1)
    end

    stats = regionprops(L,'BoundingBox');
```

```

if length(B)>1 %Se tiver somente 1 elemento, é porque aconteceu o curto
    for ll=1:length(stats)
        dummy(ll)=stats(ll).BoundingBox(2);
    end

    [dudum,posmin]=min(dummy);
    cx=stats(posmin).BoundingBox;
    line([cx(1) cx(1)], [cx(2) cx(2)+cx(4)], 'Color','k','LineStyle','-', 'LineWidth',2)
    line([cx(1) cx(1)+cx(3)], [cx(2)+cx(4) cx(2)+cx(4)], 'Color','k','LineStyle','-', 'LineWidth',2)
    line([cx(1)+cx(3) cx(1)+cx(3)], [cx(2)+cx(4) cx(2)], 'Color','k','LineStyle','-', 'LineWidth',2)
    line([cx(1)+cx(3) cx(1) ], [cx(2) cx(2)], 'Color','k','LineStyle','-', 'LineWidth',2)

    cont=1;
    for kk=20:10:100 %Este loop é para criar duas linhas paralelas ao arame, caso ele não esteja à 90°
        pf=improfile(bw1,[cx(1) cx(1)+cx(3)], [cx(2)+kk cx(2)+kk]);
        pos1=find(pf,1,'first')+cx(1);
        pos2=find(pf,1,'last')+cx(1);
        esq(cont,1)=pos1;
        esq(cont,2)=cx(2)+kk;
        dir(cont,1)=pos2;
        dir(cont,2)=cx(2)+kk;
        cont=cont+1;
    end

    coefesq=polyfit(esq(:,1),esq(:,2),1);
    coefdir=polyfit(dir(:,1),dir(:,2),1);
    coef=(coefesq+coefdir)/2; %fazendo a média das duas laterais do arame
    novabw=imrotate(bw1,atand(coef(1))+90); % rotacionando a imagem
    % figure
    % imshow(novabw)
    close all

    figure('Position',[250 220 800 500]); % Posiciona a figura
    subplot(1,2,1);imshow(ima); % Plota o gráfico da imagem real
    subplot(1,2,2); % PLota o grafico da imagem das bordas

    [B,L] = bwboundaries(novabw,'holes');
    imshow(label2rgb(L, @jet, [.5 .5 .5]))

    hold on
    for k = 1:length(B)
        boundary = B {k};
        plot(boundary(:,2), boundary(:,1), 'w', 'LineWidth', 1)
    end

    stats = regionprops(L, 'BoundingBox');

    cx=stats(posmin).BoundingBox;
    line([cx(1) cx(1)], [cx(2) cx(2)+cx(4)], 'Color','k','LineStyle','-', 'LineWidth',2)
    line([cx(1) cx(1)+cx(3)], [cx(2)+cx(4) cx(2)+cx(4)], 'Color','k','LineStyle','-', 'LineWidth',2)
    line([cx(1)+cx(3) cx(1)+cx(3)], [cx(2)+cx(4) cx(2)], 'Color','k','LineStyle','-', 'LineWidth',2)
    line([cx(1)+cx(3) cx(1) ], [cx(2) cx(2)], 'Color','k','LineStyle','-', 'LineWidth',2)

```

```
    largura(passo)=cx(3);  
    marca=0;  
  
    passo=passo+1;  
  
end  
  
if marca  
    largura(passo)=0;  
    passo=passo+1;  
end  
marca=1;  
  
end  
  
largura = largura.*fcor;  
close all  
plot(largura)  
hold on  
line([1 length(largura)],[diametro diametro], 'Color','r', 'LineStyle','.')
```


APÊNDICE VI

PROGRAMA Q-CORDÃO

A) Q-Cordão Lateral

```
clc, clear, close all
```

```
%%%%%%%%%%%% LENDO A IMAGEM %%%%%%%%%%%%%%
[dummy,origdatpath] = uigetfile('D:\Orientacao\Pos\Thonson\Doutorado\07-03-2013\*. *', 'Abra o arquivo de
imagem a ser analisado');
[I,mapcor] = imread([origdatpath,dummy]);
imshow(I)
title('Imagem Para Calibração')
xlabel('Selecione uma area de comprimento conhecido')
%%%%%%%%%%%% FIM DE LENDO A IMAGEM %%%%%%%%%%%%%%
```

```
%%%%%%%%%%%% CALIBRAÇÃO DAS DIMENSÕES %%%%%%%%%%%%%%
disp('Amplie a imagem para a calibração na regioao de interesse. Apos, press ENTER');
zoom
pause
disp('Selecione dois pontos conhecidos');
calibpoints=ginput(2);
w=inputdlg ('Informe a distancia entre os pontos [mm]:','Calibração');
pondist=w{1};
pondist=str2num(pondist);
distance=sqrt((calibpoints(1,1)-calibpoints(2,1))^2 + (calibpoints(1,2)-calibpoints(2,2))^2);
calib=abs(pondist/distance)
%%%%%%%%%%%% FIM CALIBRAÇÃO DAS DIMENSÕES %%%%%%%%%%%%%%
```

```
%%%%%%%%%%%% ALINHAMENTO COM A HORIZONTAL DA IMAGEM %%%%%%%%%%%%%%
close all
imshow(I)
disp('"Clic" uma vez em cada extremidade da vareta');
%gline
pontos=ginput(2);
tang_theta=((pontos(2,2)-pontos(1,2))/(pontos(2,1)-pontos(1,1)));
anglout=atand(tang_theta);
I = imrotate(I,anglout,'bilinear','crop');
%%%%%%%%%%%% FIM DO ALINHAMENTO COM A HORIZONTAL DA IMAGEM %%%%%%%%%%%%%%
```



```

%%%%%%%%%%%% RECORRANDO A IMAGEM NA REGIÃO DE INTERESSE %%%%%%%%%%%%%
disp('Selecione parte superior do cordão com o mouse');
I1 = imcrop(I);          %seleciona parte da figura com mouse
close all
imshow(I1)
%%%%%%%%%%%% FIM DO RECORRANDO A IMAGEM NA REGIÃO DE INTERESSE
%%%%%%%%%%%%

```

```

%%%%%%%%%%%% RECONHECENDO PERFIL DO CORDÃO %%%%%%%%%%%%%
A=im2bw(I1);            %Converte imagem RGB em binaria
imshow (A)

```

```

A=imdilate(A,strel('disk',2)); % "comer" dois pixels isolados !!!!!

```

```

[m,n]=size(A);
T=zeros(2,n);
for j = 1:n
    L = [];
    T(2,j) = j;
    for i = 2:(m-1)
        if A(i,j) == 0
            L = [L,i];
        end
    end
    T(1,j) = m - min(L);
end
T= T .* calib;
%%%%%%%%%%%% FIM DO RECONHECENDO O CONTORNO %%%%%%%%%%%%%

```

```

figure
subplot (3,1,1), imshow (I1) %mostra parte da figura selecionada
subplot (3,1,2), imshow (A) %mostra figura binaria

```

```

Tcorr=zeros(size(T));
Tcorr(1,:)=(T(1,:))-mean(T(1,:));
Tcorr(2,:)=(T(2,:));

```

```

subplot (3,1,3),
plot(Tcorr(2,:),Tcorr(1:),'g'); %mostra contorno
xlabel('Comprimento [mm]'), ylabel('Altura [mm]')
axis equal
axis([0 Tcorr(2,n) -2 +2])

```

```

partes=5; % dividir o cordão em partes
tamvect=n-mod(n,2*partes); %2 porque a fft usa metade
novoT=Tcorr(:,1:tamvect);
ind=(tamvect)/partes;
w=1;
figure, histfit(novoT(1,1:tamvect))

```

```

for ii=1:partes,
    num1=(ind*(ii-1))+1;
    num2=ind*ii;

```

```

%delta=num2-num1+1;
Zu(ii)=fftfig(novoT(2,num1:num2),novoT(1,num1:num2));
%p1(ii)=normspec([-w w],0,std(novoT(1,num1:num2)));
end
Zu
Ztotal=fftfig(novoT(2,1:tamvect),novoT(1,1:tamvect))
p1total = normspec([-w w],0,10*std(novoT(1,1:tamvect))) %considerando 10 vezes o desvio padrão

indiceZ= std(Zu./Ztotal)

```

B) Q-Cordão Superior

```
clc, clear, close all
```

```

%%%%%%%%%%%% LENDO A IMAGEM %%%%%%%%%%%%%%
[dummy,origdatapath] = uigetfile('D:\Programas\QualidadeCordao\Final\*. *', 'Abra o arquivo de imagem a ser
analisado');
[I,mapcor] = imread([origdatapath,dummy]);
imshow(I)
title('Imagem Para Calibração')
xlabel('Selecione uma area de comprimento conhecido')
%%%%%%%%%%%% FIM DE LENDO A IMAGEM %%%%%%%%%%%%%%

```

```

%%%%%%%%%%%% CALIBRAÇÃO DAS DIMENSÕES %%%%%%%%%%%%%%
disp('Amplie a imagem para a calibração na regioao de interesse. Apos, press ENTER');
zoom
pause
disp('Selecione dois pontos conhecidos');
calibpoints=ginput(2);
w=inputdlg('Informe a distancia entre os pontos [mm]:','Calibração');
pondist=w{1};
pondist=str2num(pondist);
distance=sqrt((calibpoints(1,1)-calibpoints(2,1))^2 + (calibpoints(1,2)-calibpoints(2,2))^2);
calib=abs(pondist/distance)
%%%%%%%%%%%% FIM CALIBRAÇÃO DAS DIMENSÕES %%%%%%%%%%%%%%

```

```

%%%%%%%%%%%% ALINHAMENTO COM A HORIZONTAL DA IMAGEM %%%%%%%%%%%%%%
close all
imshow(I)
disp('"Clic" uma vez em cada extremidade da vareta');
%gline
pontos=ginput(2);
tang_theta=((pontos(2,2)-pontos(1,2))/(pontos(2,1)-pontos(1,1)));
anglout=atand(tang_theta);
I = imrotate(I,anglout,'bilinear','crop');
%%%%%%%%%%%% FIM DO ALINHAMENTO COM A HORIZONTAL DA IMAGEM %%%%%%%%%%%%%%

```

```

%%%%%%%%%%%% RECORTANDO A IMAGEM NA REGIÃO DE INTERESSE %%%%%%%%%%%%%%
disp('Selecione parte superior do cordão com o mouse');

```

```

I1 = imcrop(I);          %seleciona parte da figura com mouse
close all
%imshow(I1)
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% FIM DO RECORTANDO A IMAGEM NA REGIÃO DE INTERESSE
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% PROCESSAMENTO DA IMAGEM %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

A=im2bw(I1);          %Converte imagem RGB em binaria
[m,n]=size(A);

figure, imshow(I1)
figure, imshow(A)
A1=A;
    A1=imdilate(A1,strel('disk',1));
    A1= bwmorph(A1,'clean');
    A1= bwmorph(A1,'bridge');
    A1= bwmorph(A1,'close');
    A1= bwmorph(A1,'fill');
    A1= bwmorph(A1,'majority');
    A1=imfill(A1,'holes');
    A1=imclose(A1,strel('disk',1));
%end

%imshow( bwconvhull(A1,'objects'))

% Inversao da imagem (Carol) para adequar as floras novas
%-----
A1=~A1;
%-----
figure, imshow(A1)

aa=ginput(4);
pos1=round(aa(1,2));
pos2=round(aa(2,2));
pos3=round(aa(3,2));
pos4=round(aa(4,2));

A1(1:pos1,:)=1;
A1(pos2:pos3,:)=0;
A1(pos4:m,:)=1;

for ii=1:7
    A1=imdilate(A1,strel('disk',2));
    A1= bwmorph(A1,'clean');
    A1= bwmorph(A1,'bridge');
    A1= bwmorph(A1,'close');
    A1= bwmorph(A1,'fill');
    A1= bwmorph(A1,'majority');
    A1=imfill(A1,'holes');
    A1=imclose(A1,strel('disk',2));
end

```

```
%%%%%%%%%% FIM PROCESSAMENTO DA IMAGEM %%%%%%%%%%
```

```
%%%%%%%%%% RECONHECENDO O CONTORNO DO CORDÃO %%%%%%%%%%
```

```
A=A1;
[m,n]=size(A);
T=zeros(3,n);
for j = 1:n
    L = [];
    T(3,j) = j;
    for i = 2:(m-1)
        if A(i,j) == 0
            L = [L,i];
        end
    end
    T(1,j) = m - min(L);
    T(2,j) = m - max(L);
end
```

```
T= T .* calib;
```

```
%%%%%%%%%% FIM DO RECONHECENDO O CONTORNO %%%%%%%%%%
```

```
%%% NORMALMENTE OS PRIMEIROS E ULTIMOS PONTO DÃO PROBLEMA, %%%
```

```
%%% LOGO A IMAGEM DEVE IR DE 05 A N-4 %%%
```

```
dummy=T(:,5:n-4);
```

```
clear T;
```

```
T=dummy;
```

```
clear dummy;
```

```
n=n-8;
```

```
%%%%%%%%%% MODIFICACAO 01-04-2013 %%%
```

```
figure
```

```
subplot(4,1,1), imshow(I1) %mostra parte da figura selecionada
```

```
subplot(4,1,2), imshow(A) %mostra figura binaria
```

```
subplot(4,1,3),
```

```
plot(T(3,:),T(1,:),'g'); %mostra contorno superior
```

```
hold on
```

```
plot(T(3,:),T(2,:),'r'); %mostra contorno inferior
```

```
xlabel('Comprimento [mm]', ylabel('Altura [mm]')
```

```
axis equal
```

```
axis([0 T(3,n) 0 +16])
```

```
Tcorr=zeros(size(T)); %muda o sinal do contorno
```

```
Tcorr(1,:)=(T(1,:))-mean(T(1,:)); %superior e inferior
```

```
Tcorr(2,:)=-(T(2,:))-mean(T(2,:)); %para um mesmo referencial
```

```
Tcorr(3,:)=(T(3,:)); %em relação a media de cada um
```

```
subplot(4,1,4)
```

```
plot(Tcorr(3,:),Tcorr(1,:),'g') %mostra contorno superior
```

```
hold on %e inferior em relação
```

```
plot(Tcorr(3,:),Tcorr(2,:),'r') %ao mesmo referencial
```

```
xlabel('Comprimento [mm]', ylabel('Altura [mm]')
```

```
axis equal
```

```
axis([0 Tcorr(3,n) -5 +5])
```

```
partes=5; % dividir o cordão em partes
```

```

tamvect=n-mod(n,2*partes); %2 porque a fft usa metade
novoT=Tcorr(:,1:tamvect);
ind=(tamvect)/partes;
w=1;
figure, histfit(novoT(1,1:tamvect))
figure, histfit(novoT(2,1:tamvect))

for ii=1:partes,
    num1=(ind*(ii-1))+1;
    num2=ind*ii;
    Zsuperior(ii)=fftfig(novoT(3,num1:num2),novoT(1,num1:num2));
    Zinferior(ii)=fftfig(novoT(3,num1:num2),novoT(2,num1:num2));
end

Zsuperior
Zinferior

Ztotalsuperior=fftfig(novoT(3,1:tamvect),novoT(1,1:tamvect))
Ztotalinferior=fftfig(novoT(3,1:tamvect),novoT(2,1:tamvect))

indiceZsuperior= std(Zsuperior./Ztotalsuperior)
indiceZinferior= std(Zinferior./Ztotalinferior)

p1totalsuperior = normspec([-w w],0,10*std(novoT(1,1:tamvect))) %considerando 10 vezes o desvio padrão
p1totalinferior = normspec([-w w],0,10*std(novoT(2,1:tamvect))) %considerando 10 vezes o desvio padrão

```